

Versuchsanstalt für Wasserbau  
Hydrologie und Glaziologie  
der Eidgenössischen  
Technischen Hochschule Zürich

---

**Mitteilungen**

**230**

**Leitrechen an Fischabstiegsanlagen:  
Hydraulik und fischbiologische Effizienz**

Carl Robert Kriewitz-Byun

Zürich, 2015

Herausgeber: Prof. Dr. Robert Boes

Nr. 200	2007	FLUSSAUFWEITUNGEN Möglichkeiten und Grenzen Workshop der VAW vom 4. Oktober 2006
Nr. 201	2007	BLOCKRAMPEN Anforderungen und Bauweisen Workshop der VAW vom 5. Oktober 2006
Nr. 202	2007	Mélanie Raymond Estimating basal properties of glaciers and ice streams from surface measurements
Nr. 203	2008	Michael Pfister Schussinnenbelüfter Lufttransport ausgelöst durch interne Abflussstruktur
Nr. 204	2008	Valentin Heller Landslide generated impulse waves: <i>Prediction of near field characteristics</i>
Nr. 205	2008	Martin Wickenhäuser Zweiphasenströmung in Entlüftungssystemen von Druckstollen
Nr. 206	2008	Valentin Heller, Willi H. Hager und Hans-Erwin Minor Rutsch erzeugte Impulswellen in Stauseen <i>Grundlagen und Berechnung</i>
Nr. 207	2008	Internationales Symposium, Neue Anforderungen an den Wasserbau, 11.-12. September 2008, Zürich, Band 1
Nr. 208	2008	Internationales Symposium, Neue Anforderungen an den Wasserbau, 11.-12. September 2008, Zürich, Band 2
Nr. 209	2008	Benno Zünd Fliesswiderstand eines belüfteten Freispiegelabflusses im Gleichgewichtszustand
Nr. 210	2008	Patricia Requena Seitenerosion in kiesführenden Flüssen
Nr. 211	2009	Valentin Heller, Willi H. Hager und Hans-Erwin Minor Landslide generated impulse wave in reservoirs <i>Basics and computation</i>
Nr. 212	2009	Fabian Walter Seismic Activity on Gornergletscher During Gornensee Outburst Floods
Nr. 213	2009	Matthias Huss Past and Future Changes in Glacier Mass Balance
Nr. 214	2009	Mauro A. Werder Dye tracing and modelling jökulhlaups

Nr. 215	2010	Daniel Farinotti Simple methods for inferring glacier-thickness and snow-accumulation distribution
Nr. 216	2011	Patrick Riesen Variations of the surface ice motion of Gornergletscher during drainages of the ice-dammed lake Gornensee
Nr. 217	2011	Festkolloquium WHH - Wasserbau, Hydraulik, Hydrologie
Nr. 218	2011	Lukas Schmocker Hydraulics of dike breaching
Nr. 219	2012	David Veitsch Numerical Simulation of Sediment Transport with Meshfree Methods
Nr. 220	2013	Georg Möller Vortex-induced Air Entrainment Rate at Intakes
Nr. 221	2013	Helge Fuchs Solitary Impulse Wave Run-up and Overland Flow
Nr. 222	2013	Christian Volz Numerical Simulation of Embankment Breaching Due to Overtopping
Nr. 223	2013	Simona Tamagni Unstructured block ramps
Nr. 224	2013	Pierre Dalban On the stability of steep glacier tongue: a combined seismological and ice dynamical study performed on Triftgletscher
Nr. 225	2013	Arne Keller Deformation and degradation of glacier ice: Theory, modeling and field measurements on an alpine glacier
Nr. 226	2014	Claudia Ryser Cold ice in an Alpine glacier and ice dynamics at the margin of the Greenland Ice Sheet
Nr. 227	2014	Internationales Symposium, Wasserbau- und Flussbau im Alpenraum 25.-27. Juni 2014, Zürich, Band 1
Nr. 228	2014	Internationales Symposium, Wasserbau- und Flussbau im Alpenraum 25.-27. Juni 2014, Zürich, Band 2
Nr. 229	2014	Christian Auel Flow Characteristics, Particle Motion and Invert Abrasion in Sediment Bypass Tunnels

*Zitiervorschlag für VAW-Mitteilungen:*

Kriewitz, C.R. (2015).

Leitrechen an Fischabstiegsanlagen: Hydraulik und fischbiologische Effizienz.

*VAW-Mitteilungen* 230, Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie (VAW),  
(R. M. Boes, ed.), ETH Zürich, Schweiz.

Im Eigenverlag der  
Versuchsanstalt für Wasserbau,  
Hydrologie und Glaziologie  
ETH Zürich  
CH-8093 Zürich

Tel.: +41 - 44 - 632 4091  
Fax: +41 - 44 - 632 1192  
e-mail: [info@vaw.baug.ethz.ch](mailto:info@vaw.baug.ethz.ch)

Zürich, 2015



## Vorwort

Die vorliegende Forschungsarbeit von Dr. Kriewitz behandelt das in der Schweiz noch junge Thema des Fischabstiegs. Das seit 2011 geltende revidierte Schweizerische Gewässer-schutzgesetz fordert u.a. die Wiederherstellung der Längsvernetzung an Fließgewässern, welche heute durch eine Vielzahl an Querbauwerken des Wasserbaus und der Wasserkraft unterbrochen sind. Wenngleich die flussaufwärts gerichtete Fischgängigkeit an Flusskraftwerken bereits seit Jahrzehnten durch Bereitstellung und Wartung von Fischaufstiegsanlagen ermöglicht wird, so ist die Abwärtswanderung an Kraftwerken und Wehren bisher kaum beachtet worden. Insbesondere für grosse Wasserkraftwerke mit Ausbauabflüssen oft deutlich über 100 m<sup>3</sup>/s, typischerweise an Mittellandflüssen wie der Reuss, Limmat, Aare und dem Rhein situiert, gibt es derzeit keine zufriedenstellende technische Lösung zur Gewährleistung eines schonenden Fischabstiegs.

Diese Dissertation widmet sich deshalb der Weiterentwicklung vertikaler, schräg angeordneter Leitrechen, mit deren Hilfe stromabwärts migrierende Fische über Bypässe um grosse Wasserkraftwerke geführt werden sollen. Grundlage der fischbiologischen Wirksamkeit von Leitrechen ist die schräge Orientierung von Rechenachse und Rechenstäben zur Anströmung. Aktuelle Leitrechen-Systeme wie sog. *Louver* und *Bar Racks* zeigen ein hohes fischbiologisches Potential, verursachen aber hydraulische Verluste, die aus energiewirtschaftlicher Sicht nicht vertretbar sind. Das Forschungsprojekt basiert auf der Idee, durch die unabhängige Variation von Rechen- und Stabausrichtung Leitrechen so zu optimieren, dass ihr Einsatz an grossen Wasserkraftwerken aufgrund verbesserter hydraulischer Eigenschaften zu geringen Energieverlusten führt und dabei zugleich eine breite Anzahl stromabwärts migrierender Fischarten effizient geschützt wird. Dr. Kriewitz entwickelte in diesem Zusammenhang einen Berechnungsvorschlag zur Abschätzung der hydraulischen Verluste an Leitrechen. Dieser basiert auf der Auswertung breit angelegter Versuchsserien, in denen Parameter wie Rechenwinkel, Stabwinkel, -abstand, -tiefe und -form sowie die Eintauchtiefe des Rechens selbst im physikalischen Detailmodell in umfangreicher Variation getestet wurden. Ferner wurde in Zusammenarbeit mit der Eawag die fischbiologische Effizienz verschiedener Leitrechenkonfigurationen in einem ethohydraulischen Modell mit den Fischarten Barbe, Äsche, Schneider, Bachforelle und Aal ermittelt. Es konnte eine Schnittmenge von Leitrechenkonfigurationen bestimmt werden, die unter Laborbedingungen sowohl hyd-

raulisch günstige als auch fischbiologisch wirksame Eigenschaften besitzen. Schliesslich bestimmte Dr. Kriewitz am Gesamtmodell einer Kraftwerksanlage die Auswirkungen von Leitreehen auf betriebliche Aspekte, z.B. bei Schwemmholzanfall, und auf den Wirkungsgrad von Turbinen.

Mein besonderer Dank geht an die diversen Institutionen, die das Projekt durch ihre finanzielle Förderung erst ermöglichten: den Verband Aare-Rheinwerke (VAR), swisselectric research, sowie die Bundesämter für Energie (BFE) und für Umwelt (BAFU). Das Projekt ist in enger Zusammenarbeit mit der Eawag, Gruppe Fischökologie und Evolution, abgewickelt worden. Die angenehme Zusammenarbeit mit Dr. Armin Peter, Tamara Bös und David Flügel sei herzlichst verdankt. Darüber hinaus wurde dieses Forschungsprojekt eng begleitet durch die Unterkommission Fischabstieg mit Vertretern der VAR-Mitgliederwerke sowie eine Begleitgruppe mit Vertretern von Behörden und Verbänden, jeweils unter der Leitung von Jochen Ulrich, Energiedienst AG. Die stets konstruktive und offene Zusammenarbeit mit diesen wurde ebenfalls sehr geschätzt und wird verdankt.

Zu guter Letzt möchte ich mich bei den Korreferenten für ihre fachlichen Beiträge herzlich bedanken, namentlich bei Prof. Dr. Boris Lehmann, TU Darmstadt, Dr. Armin Peter, Eawag, und Dr. Ismail Albayrak, VAW.

Zürich, im Februar 2015

Prof. Dr. Robert M. Boes

## Danksagung

Diese Dissertation entstand während meiner Arbeit an der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie (VAW) der ETH Zürich. Viele Menschen haben zu ihrem Gelingen beigetragen. Insbesondere bedanke ich mich bei den folgenden Personen und Organisationen:

Meinem Doktorvater, Referent und Direktor der VAW Prof. Dr. Robert M. Boes gebührt Dank für das mir entgegengebrachte Vertrauen und die Möglichkeit, dieses von ihm initiierte Projekt durchführen zu können. Sein stetes Interesse und die kritische Redaktion meiner Arbeit haben bedeutend zu deren Qualität beigetragen.

Weiterhin möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. habil. Boris Lehmann für das externe Korreferat zutiefst bedanken, dessen Beiträge weit über die wertvollen Anregungen zum „Endprodukt“ hinausgingen. Die offene Bereitschaft, sein umfangreiches Wissen zur jungen Disziplin der Ethohydraulik bereits in der Planungsphase des Modellbaues mit mir zu teilen, ermöglichte den reibungslosen Verlauf weiterer Teile der Arbeit.

Als Forschungspartner und Korreferent hat Dr. Armin Peter meine Dissertation entscheidend unterstützt, sie sogar erst möglich gemacht. Ich verdanke ihm die Öffnung meines Ingenieurverstandes für die Welt unserer Fische und denke sehr gern an eine fruchtbare und kollegiale Zusammenarbeit zurück.

Dr. Ismail Albayrak danke ich für die Übernahme der Betreuung meiner Dissertation und das Korreferat.

Für die Beauftragung und Finanzierung des Projektes danke ich herzlichst dem Verband Aare-Rheinwerke (VAR). Ferner wurde die Arbeit durch *swisselectric research* und die Bundesämter für Energie (BFE) und Umwelt (BAFU) finanziell unterstützt, die ebenfalls nachdrücklich verdankt seien.

Neben der finanziellen Ermöglichung der Forschungsarbeit lieferten die Unterkommision Fischabstieg des VAR und die Begleitgruppe mit Behörden- und Verbandsvertretern unbezahlbare fachliche Beiträge. Ich schätze mich glücklich, dass sich im Verlauf der engen, dreieinhalbjährigen Zusammenarbeit neben interessanten Diskussionen zu wasserbaulichen und gewässerökologischen Problemen auch Zeit für den persönlichen Gedankenaustausch zu Themen abseits des Projektfokus bot.

Unablässig waren die durchgehende und ermutigende Unterstützung aller Kolleginnen und Kollegen der VAW und das immer hervorragende Arbeitsklima.

Das modellbauliche und hydraulische Rüstzeug für die Dissertation gab mir mein Men-

tor Adriano Lais in seiner Funktion als Leiter der Abteilung Wasserbau mit. Die in jeder Hinsicht tolle Zusammenarbeit und das „Rücken freihalten“ in den hektischen Zeiten der Modellbauten rechne ich ihm hoch an.

Drei Modelle im Rahmen einer Dissertation zu errichten resp. zu betreiben wurde erst durch die exzellente Arbeit des Hallen- und Werkstattteams und des Elektroniklabors möglich. Jedem Einzelnen gebührt mein tiefer Dank für das ausserordentliche persönliche Engagement.

Denselben Stellenwert besitzt die Arbeit von Walter Thürig, Andreas Rohrer und Andreas Schlumpf. Für die hervorragenden Illustrationen und Fotografien bin ich ganz besonders dankbar.

Danken möchte ich zudem Daniela Addor und Cornelia Auer. Sie halfen mit viel Humor und noch mehr Tatkraft über administrative Hürden und durch meinen Fond-Dschungel.

Ausdrücklich danke ich ferner Prof. Dr. Willi H. Hager für die intensive und massgebliche Betreuung der Detailmodellversuche und deren Analyse.

Prof. Dr. Kolumban Hutter und Dr. Martin Wickenhäuser verdanke ich die Redaktion des Manuskriptes und kostbare Hinweise sowie Denkanstösse.

Ebenso glücklich wie ich haben sich unsere Versuchsfische über die hingebungsvolle Arbeit von Tamara Boes, David Flügel, Nils Schölzel und Cyrill Kern am ethohydraulischen Modell schätzen können. Für die wertvollen Beiträge bei der Durchführung und Analyse weiterer Modellversuche möchte ich mich bei Claude Pahud sowie Claudia Beck sehr bedanken.

Mein tiefster Dank gehört meinen Eltern Barbara und Wolfgang. Sie bereiteten meinen Lebens- und Studienweg mit inniger Zuneigung und Unterstützung. Grossartigere Eltern kann ein Sohn sich nicht wünschen!

Auch möchte ich meinem Vater Jürgen zutiefst danken. Seine Unterstützung und sein ansteckender Optimismus halfen mir durch viele schwierige Phasen.

Herausragend danke ich meiner Frau Iel, die mir mit ihrer Liebe, Witz und kluger Gelassenheit die Kraft und den Fokus gab, diese Arbeit zu meistern. Iel,  $\infty^\infty$  beschreibt nicht annähernd deinen Platz in meinem Leben!

Schliesslich ist es unsere Tochter Coco, der ich als stolzester Vater der Welt Dank sagen will. So klein sie noch ist, so kolossal gross ist das Glück, welches sie mir jeden Tag schenkt!

## Inhaltsverzeichnis

<b>VORWORT</b> .....	<b>1</b>
<b>DANKSAGUNG</b> .....	<b>3</b>
<b>INHALTSVERZEICHNIS</b> .....	<b>5</b>
<b>KURZFASSUNG</b> .....	<b>12</b>
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>13</b>
<b>1 EINLEITUNG</b> .....	<b>14</b>
1.1 FORSCHUNGSANLASS .....	14
1.2 ZIELSETZUNG .....	15
1.3 KONZEPT UND VORGEHEN .....	15
1.4 BEGRIFFSBESTIMMUNG .....	16
<b>2 FISCHABSTIEG AN FLUSSKRAFTWERKEN</b> .....	<b>18</b>
2.1 EINLEITUNG .....	18
2.2 FLUSSABWÄRTS GERICHTETE FISCHMIGRATION.....	19
2.3 FISCHSCHÄDIGUNG BEI DER ABWÄRTSWANDERUNG.....	20
2.3.1 Turbinenpassage.....	20
2.3.2 Rechenschädigung .....	23
2.3.3 Wehrpassage .....	23
2.3.4 Verzögerung der Abwanderung und Prädatorendruck .....	24
2.4 FISCHSCHUTZKONZEPTE.....	25
2.4.1 Mechanische Verhaltensbarrieren.....	27
2.4.1.1 Leitrechen.....	27
2.4.1.2 Grobrechen .....	35
2.4.2 Räumliche Anordnung von Fischschutzbarrieren .....	35
2.4.2.1 Flach zur Strömung geneigte Barrieren .....	36
2.4.2.2 Senkrechte, schräg zur Strömung angeordnete Barrieren.....	38
2.4.3 Bypass-Gestaltung .....	42
2.4.3.1 Bypass-Position.....	42
2.4.3.2 Einlaufgestaltung .....	42
2.4.3.3 Bypass-Leitungen und -Auslauf .....	44

2.5	ZUSAMMENFASSUNG .....	45
2.6	FORSCHUNGSBEDARF .....	47
<b>3</b>	<b>ABIOTISCH-HYDRAULISCHE GRUNDLAGEN .....</b>	<b>50</b>
3.1	EIGENSCHAFTEN TURBULENTER STRÖMUNG .....	50
3.2	HYDRAULIK UND ENERGIEVERLUSTE AN RECHEN .....	53
3.2.1	Einleitung .....	53
3.2.2	Energieverluste an Einlaufrechen nach Meusburger (2002) .....	55
3.2.3	Energieverluste an Leitrechen nach Raynal (2013).....	60
<b>4</b>	<b>VERSUCHSSTÄNDE .....</b>	<b>64</b>
4.1	DETAILMODELL ZUR HYDRAULIK VON LEITRECHEN .....	65
4.1.1	Einleitung und Zielstellung .....	65
4.1.2	Versuchsstand .....	65
4.1.3	Bestimmung der Energieverluste .....	67
4.1.3.1	<i>Versuchsaufbau .....</i>	<i>67</i>
4.1.3.2	<i>Parameterspektrum und Versuchsprogramm .....</i>	<i>69</i>
4.1.4	Bestimmung der Strömungsmuster .....	75
4.1.4.1	<i>Versuchsaufbau .....</i>	<i>75</i>
4.1.4.2	<i>Parameterspektrum .....</i>	<i>78</i>
4.1.5	Modellähnlichkeit .....	79
4.1.6	Modellrauheit .....	82
4.2	ETHOHYDRAULISCHES MODELL ZUR FISCHLEITEFFIZIENZ.....	86
4.2.1	Einleitung und Zielstellung .....	86
4.2.2	Versuchsstand .....	87
4.2.3	Getestete Fischarten .....	92
4.2.3.1	<i>Grössenspektrum.....</i>	<i>93</i>
4.2.3.2	<i>Schwimmgeschwindigkeit.....</i>	<i>94</i>
4.2.4	Rechenkonfigurationen und untersuchte Lastfälle .....	97
4.2.5	Modellkoordinatensystem, Ergebnisparameter und Messquerschnitte .....	100
4.3	GESAMTMODELL ZUR KRAFTWERKSANSTRÖMUNG.....	101
4.3.1	Einleitung und Zielstellung .....	101
4.3.2	Grundlagen.....	104

---

4.3.2.1	<i>Hydrologie</i> .....	104
4.3.2.2	<i>Topografie</i> .....	104
4.3.2.3	<i>Schwemmholz</i> .....	104
4.3.3	Versuchsstand .....	105
4.3.3.1	<i>Modellübersicht und Modellinstrumentierung</i> .....	105
4.3.3.2	<i>Modellaufbau und konstruktive Details</i> .....	106
4.3.3.3	<i>Visualisierung der Strömung</i> .....	112
4.3.4	Lastfälle und untersuchte Rechenkonfigurationen .....	112
4.3.5	Modellkoordinatensystem, Ergebnisparameter und Messquerschnitte .....	113
4.3.6	Modellähnlichkeit .....	115
4.3.6.1	<i>Leitrechenmodellierung</i> .....	116
4.3.6.2	<i>Oberflächenwirbel</i> .....	118
4.4	MESSTECHNIK .....	120
4.4.1	ADV-Sonden (Acoustic Doppler Velocimeter) .....	121
4.4.2	Magnetisch induktive Durchflussmesser (MID) .....	123
4.4.3	Ultraschall-Sensoren .....	123
4.4.4	Thermometer.....	124
4.4.5	Messflügel.....	124
4.4.6	Stechpegel .....	124
4.4.7	PIV-System.....	125
4.4.7.1	<i>Einleitung</i> .....	125
4.4.7.2	<i>Grundlagen</i> .....	126
4.4.7.3	<i>Dantec Dynamics 2D PIV-System</i> .....	127
4.4.8	Positionierungssystem.....	128
<b>5</b>	<b>ENERGIEVERLUSTE AN FISCHLEITRECHEN</b> .....	<b>129</b>
5.1	EINLEITUNG .....	129
5.2	PARAMETERÜBERSICHT.....	129
5.2.1	Parameterdefinitionen .....	129
5.2.2	Dimensionslose Parameter .....	131
5.3	METHODOLOGIE .....	131
5.4	ALLGEMEINE BESCHREIBUNG DER STRÖMUNGSVERHÄLTNISSE.....	133
5.4.1	Wasserspiegellagen.....	133

5.4.2	Strömungscharakteristik oberstrom.....	135
5.4.3	Strömungscharakteristik unterstrom .....	136
5.5	DEFINITION DES ENERGIEVERLUSTBEIWERTES.....	138
5.6	MODELLEFFEKTE .....	140
5.6.1	Einleitung.....	140
5.6.2	Einfluss der geometrischen Skalierung .....	141
5.6.3	Einfluss der Abflusstiefe .....	142
5.6.4	Einfluss des Abflussquerschnittes.....	146
5.6.5	Zusammenfassung Modelleffekte .....	148
5.7	RESULTATE .....	149
5.7.1	Darstellung des Energieverlustbeiwertes .....	149
5.7.2	Einfluss der Rechenparameter auf den Verlustbeiwert .....	150
5.7.2.1	Basisverlustbeiwert $\xi_B$ .....	150
5.7.2.2	Verlustfaktoren $C_i$ .....	157
5.8	GESAMTVERLUSTFORMEL FÜR LEITRECHEN .....	161
5.8.1	Vergleich mit Literaturangaben .....	164
5.9	ZUSAMMENFASSUNG.....	168
<b>6</b>	<b>STRÖMUNGSFELDER AN FISCHLEITRECHEN.....</b>	<b>170</b>
6.1	EINLEITUNG .....	170
6.2	PIV-METHODOLOGIE .....	171
6.2.1	Aufbau.....	171
6.2.2	Untersuchungsebenen .....	172
6.2.3	Untersuchungsbereiche .....	173
6.2.4	Bilderfassung und Bildanalyse.....	175
6.2.4.1	Bilderfassung.....	175
6.2.4.2	Bildanalyse.....	177
6.3	VERSUCHSPARAMETER.....	179
6.3.1	Eingangsparameter.....	179
6.3.2	Ergebnisparameter .....	180
6.3.2.1	Mittlere Bewegungsparameter.....	181
6.3.2.2	Schwankungsgrößen.....	181

6.3.2.3	<i>Kohärente Strukturen</i> .....	183
6.4	MESSTECHNISCHE GRENZEN DES VERSUCHSAUFBAUS .....	185
6.4.1.1	<i>Limite der Untersuchungsbereiche</i> .....	185
6.4.1.2	<i>Einfluss der Laserpositionierung auf die Schwankungsgrößen</i> .....	187
6.5	ERGEBNISSE DER STRÖMUNGSFELDUNTERSUCHUNGEN .....	189
6.5.1	Leitrechen mit $\alpha = 45^\circ$ .....	191
6.5.1.1	<i>Strömungsfelder beidseitig des Leitrechens mit <math>\beta = 90^\circ</math> und <math>\sigma = 0.17</math></i> .....	191
6.5.1.2	<i>Strömungsfelder beidseitig des Leitrechens mit <math>\beta = 90^\circ</math> und <math>\sigma = 0.08</math></i> .....	208
6.5.1.3	<i>Einfluss der Messebenenposition für <math>\beta = 90^\circ</math></i> .....	216
6.5.1.4	<i>Strömungsfelder oberstrom des Leitrechens mit <math>\beta = 45^\circ</math> und <math>\sigma = 0.17</math></i> .....	219
6.5.1.5	<i>Strömungsfelder oberstrom des Leitrechens mit <math>\beta = 45^\circ</math> und <math>\sigma = 0.08</math></i> .....	225
6.5.1.6	<i>Einfluss der Messebenenposition für <math>\beta = 45^\circ</math></i> .....	226
6.5.2	Leitrechen mit $\alpha = 30^\circ$ .....	229
6.5.2.1	<i>Strömungsfelder oberstrom des Leitrechens mit <math>\beta = 45^\circ</math> und <math>\sigma = 0.17</math></i> .....	229
6.5.2.2	<i>Einfluss der Fliessgeschwindigkeit</i> .....	234
6.5.3	Leitrechen mit $\alpha = 15^\circ$ .....	236
6.5.3.1	<i>Strömungsfelder oberstrom des Leitrechens mit <math>\beta = 90^\circ</math> und <math>\sigma = 0.17</math></i> .....	237
6.5.3.2	<i>Strömungsfelder oberstrom des Leitrechens mit <math>\beta = 45^\circ</math> und <math>\sigma = 0.17</math></i> .....	240
6.6	ZUSAMMENFASSUNG .....	242
<b>7</b>	<b>EFFIZIENZ VON FISCHLEITRECHEN</b> .....	<b>247</b>
7.1	EINLEITUNG .....	247
7.2	METHODOLOGIE .....	248
7.3	ABFLUSSVERTEILUNG UND STRÖMUNGSFELDER .....	250
7.3.1	Abflussverteilung Bypass/Leitrechen .....	250
7.3.2	<i>Louver-Konfiguration mit <math>\alpha = 15^\circ</math></i> .....	251
7.3.3	<i>Bar Rack-Konfiguration mit <math>\alpha = 15^\circ</math></i> .....	253
7.3.4	<i>Bar Rack-Konfiguration mit <math>\alpha = 30^\circ</math></i> .....	255
7.3.5	<i>Kontroll-Konfiguration mit <math>\alpha = 30^\circ</math></i> .....	256
7.3.6	Qualitative Aspekte der Strömungsverhältnisse.....	257
7.3.6.1	<i>Lokale Periodizität des Abflusses bei der Louver-Konfiguration</i> .....	258
7.3.6.2	<i>Einfluss der Sohlleitwand</i> .....	260
7.4	RESULTATE DER LEITEFFIZIENZUNTERSUCHUNGEN .....	261

7.4.1	Definition der Leiteffizienz.....	261
7.4.2	Barbe.....	262
7.4.3	Schneider.....	265
7.4.4	Äsche.....	268
7.4.5	Bachforelle.....	270
7.4.6	Aal.....	271
7.4.7	Artübergreifende Fischleiteffizienz.....	273
7.5	ZUSAMMENFASSUNG.....	275
<b>8</b>	<b>KRAFTWERKSBETRIEB MIT FISCHLEITRECHEN.....</b>	<b>279</b>
8.1	EINLEITUNG.....	279
8.2	KRITERIEN FÜR STRÖMUNGSBEDINGUNGEN AM EINTRITT ZU ROHRTURBINEN.....	280
8.3	METHODOLOGIE.....	283
8.3.1	Kraftwerks- und Turbinenanströmung.....	283
8.3.2	Schwemmholtuntersuchungen.....	283
8.4	KRAFTWERKS- UND LEITRECHENANSTRÖMUNG.....	284
8.4.1	Unverbauter Zustand.....	285
8.4.2	Leitrechen in <i>Louver</i> -Konfiguration.....	288
8.4.3	Leitrechen in <i>Bar Rack</i> -Konfiguration.....	293
8.5	TURBINENANSTRÖMUNG UND FALLHÖHENVERLUSTE.....	296
8.5.1	Einlaufhälftenbeaufschlagung.....	296
8.5.2	Quadrantenbeaufschlagung.....	300
8.6	AUSGESUCHTE STRÖMUNGSDETAILS.....	303
8.6.1	Bypass-Anströmung.....	303
8.6.2	Luft einziehende Wirbel.....	304
8.7	SCHWEMMHOLZUNTERSUCHUNG.....	306
8.8	ZUSAMMENFASSUNG.....	308
<b>9</b>	<b>BERECHNUNGSBEISPIEL.....</b>	<b>310</b>
9.1	ALLGEMEINES BERECHNUNGSBEISPIEL FÜR STANDARDLEITRECHEN.....	310
9.2	MODIFIZIERTES BERECHNUNGSBEISPIEL.....	314
9.3	LEISTUNGSEINBUSSEN.....	315
9.4	FISCHLEITEFFIZIENZ UND FISCHÜBERLEBENS RATEN.....	316

---

<b>10</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG DER PROJEKTERGEBNISSE UND AUSBLICK.....</b>	<b>318</b>
10.1	ZUSAMMENFASSUNG .....	318
10.1.1	Energieverluste und Strömungsfelder an Leitreechen.....	319
10.1.2	Fischbiologische Effizienz von Leitreechen .....	320
10.1.3	Kraftwerksanströmung mit Leitreechen.....	322
10.2	AUSBLICK.....	323
	<b>NOTATION.....</b>	<b>326</b>
	SYMBOLE.....	326
	GRIECHISCHE SYMBOLE.....	327
	INDIZES.....	328
	ABKÜRZUNGEN.....	329
	<b>LITERATURVERZEICHNIS.....</b>	<b>330</b>
	<b>ANHANG.....</b>	<b>344</b>
	ERGÄNZUNGEN ZUM KAPITEL 6.....	344
	Anströmung für $\alpha = 30^\circ$ , $\beta = 45^\circ$ , $\sigma = 0.08$ , UEII.....	344
	Anströmung für $\alpha = 15^\circ$ , $\beta = 45^\circ$ , $\sigma = 0.08$ , UEII.....	346
	Anströmung für $\alpha = 15^\circ$ , $\beta = 90^\circ$ , $\sigma = 0.08$ , UEII.....	348
	ERGÄNZUNGEN ZUM KAPITEL 7 .....	350
	Ergebnisübersicht aller Leiteffizienzversuche.....	350

## Kurzfassung

Querbauwerke in Fliessgewässern wie z.B. Flusskraftwerke können Wanderhindernisse für flussauf- oder -abwärts migrierende Fische darstellen. Aus diesem Grund werden bereits seit Jahrzehnten Anstrengungen unternommen, Wasserkraftwerke für Fische in beide Richtungen passierbar zu machen. Dieses Forschungsprojekt widmet sich der innovativen Weiterentwicklung vertikaler, schräg angeordneter Leitrechen, mit deren Hilfe stromabwärts migrierende Fische über Bypässe um grosse Wasserkraftwerke mit Ausbaudurchflüssen  $>100 \text{ m}^3/\text{s}$  geführt werden sollen.

Grundlage der fischbiologischen Wirksamkeit von Leitrechen ist die schräge Orientierung von Rechenachse und Rechenstäben zur Anströmung. Diese Anordnung verursacht zum einen Störungen des Abflusses, die von Fischen gemieden werden sollen, und produziert zum anderen eine rechenparallele Leitströmung, die zur aktiven Verdriftung der Fische in einen Bypass führen kann.

Bisher unterscheidet man zwei Leitrechensysteme. *Louver* sind durch die orthogonale Ausrichtung der Rechenstäbe zur Anströmung charakterisiert, während bei *Bar Racks* der Winkel zwischen Rechenachse und Stab mit  $90^\circ$  vorgegeben ist. Untersuchungen zeigen, dass die Leiteffizienz der Systeme zunimmt, wenn spitze Einbauwinkel verwendet werden. In diesem Fall aber besitzen beide Leitrechensysteme ähnlich ungünstige hydraulische Eigenschaften, da bei *Bar Racks* die Schrägstellung der Rechenstäbe mit spitzem Rechenwinkel zunimmt.

Die vorliegende Arbeit basiert auf der Forschungsidee, durch die unabhängige Variation von Rechen- und Stabausrichtung Leitrechen so weiterzuentwickeln, dass ihr Einsatz an grossen Wasserkraftwerken wegen verbesserter hydraulischer Eigenschaften zu optimalen Ergebnissen führt und dabei zugleich die stromabwärts migrierenden Fische über Bypässe um diese Wasserkraftwerke geführt werden.

Dazu wurden bekannte und neu entworfene Leitrechenvarianten an drei physikalischen Modellen im Labor der VAW untersucht. Im ersten Schritt wurden die lokalen Energieverluste und Strömungsfelder in einem Detailmodell im Massstab 1:2 bestimmt. In ethohydraulischen Versuchen mit Lebendfischen erfolgte anschliessend die Überprüfung der Leitwirkung für typische mitteleuropäische Arten. Schliesslich wurden in einem Modell im Massstab 1:35 die Auswirkungen von Leitrechen auf den Kraftwerksbetrieb und die Turbinenanströmung analysiert.

## Abstract

Man-made structures like hydro power plants (HPP) can hinder the up- and downstream migration of fish in river systems. Since decades research efforts are therefore being made to make HPPs passable for fish in both directions. This research project specifically is dedicated to the innovative advancement of oriented behavioural fish guidance screens to aid downstream fish migrating for a broad range of species at large HPPs with design discharges  $>100 \text{ m}^3/\text{s}$  for which only a limited number of highly specialized solutions exist yet. Basis of the biological effectiveness of fish guidance screens is both the oblique orientation of the screen axis and the screen slats in regard to the main flow direction. On the one hand this arrangement generates flow disturbances that are supposed to cause behavioural avoidance of fish and on the other hand a flow component parallel to the screen is produced, which can actively drift fish towards alternative bypass options.

To date two distinct oriented behavioural guidance screen systems are used. *Louvers* are characterized by slats which are set orthogonally to the main flow direction independent of the screen orientation, while *Bar Racks* feature slats that are always perpendicular to the screen axis. Research results have shown that the guidance efficiency of such systems increases with decreasing screen angles. In this case, however, both screen variants possess similarly adverse hydraulic properties, because the slat inclination of *Bar Rack* systems increases to almost the same level as is present at *Louvers*.

The present study is therefore based on the research idea to enhance guidance screen properties by independently varying the screen and the slat orientation. The goal is to identify configurations with hydraulic properties that are not prohibitive for the use at large HPPs while ethologically allowing for the safe and undelayed passage of a wide range of fish species.

For that reason established as well as newly designed guidance screen variants were tested at three physical models at the laboratory of VAW. In a first step the local hydraulic losses and the flow field near guidance screens were determined in a detailed model scaled 1:2. Subsequently, ethohydraulic tests scaled 1:1 with live fish were conducted to quantify the guidance efficiency for typical European fish species. Finally, a general HPP model with a scale of 1:35 was employed to analyse the impacts of guidance screens on power production and plant operation.

# 1 Einleitung

## 1.1 Forschungsanlass

Mit rund 56% der Produktion übernimmt die Wasserkraft in der Schweiz die bedeutendste Rolle bei der Versorgung des Landes mit elektrischer Energie. Sie ist erneuerbar und lässt sich sowohl zur Regulierung der Netze und Bereitstellung von Spitzenstrom durch Speicher- und Pumpspeicherkraftwerke als auch zur Herstellung von kontinuierlicher Bandenergie durch Flusskraftwerke einsetzen. Die Wasserkraft wird deshalb auch in Zukunft mit der Entwicklung weiterer erneuerbarer Energien wie Sonne und Wind ihre zentrale Stellung in der schweizerischen Elektrizitätsversorgung beibehalten, muss sich aber gleichzeitig neuen Herausforderungen im Zusammenhang mit der Weiterentwicklung der Gewässerschutzgesetzgebung stellen. Insbesondere das mit dem Inkrafttreten des revidierten Gewässerschutzgesetzes im Januar 2011 formulierte Ziel, die wesentlichen, durch den Menschen verursachten Gewässerbeeinträchtigungen (unterbrochene Durchgängigkeit, gestörter Geschiebehaushalt, Schwall / Sunk) innert 20 Jahren zu beseitigen, stellt eine grosse Aufgabe für die Energiewirtschaft, aber auch die Kantone dar.

Ein wichtiger Teilaspekt der Gewässersanierung betrifft die Wiederherstellung der unterbrochenen Durchgängigkeit der Gewässerhabitate. Flusskraftwerke können bei der flussauf- und -abwärts gerichteten Wanderung von Fischen ein Hindernis darstellen. Der für die Arterhaltung insbesondere diadromer mitteleuropäischer Fischarten wichtige Fischabstieg ist beim aktuellen Ausbaustandard der Anlagen beeinträchtigt.

Während die Forschung an und der Bau von Fischabstiegsanlagen in einigen Flusssystemen Nordamerikas bereits seit einigen Jahrzehnten an Flusskraftwerken Berücksichtigung finden, wurde diese Problematik in der Schweiz und Europa erst vor relativ kurzer Zeit erkannt. Rechtliche Grundlagen für deren Implementierung bilden in der EU die am 22.12.2000 in Kraft getretene Europäische Wasserrahmenrichtlinie (Richtlinie 2000/60/EG) und in der Schweiz das am 01.01.2011 in Kraft getretene revidierte Gewässerschutzgesetz (GSchG). Letzteres schreibt vor, dass die Kantone Massnahmen gegen die Beeinträchtigungen, die sich aus der Nutzung der Wasserkraft für die freie Fischwanderung aller Arten sowohl flussauf- als auch flussabwärts ergeben, ergreifen müssen und regelt deren finanzielle Organisation.

Aus energiewirtschaftlichen Erwägungen und aufgrund der Zielsetzung, die regenerative Stromproduktion zu fördern, sollen dabei betriebliche Einschränkungen und Produktionsverluste möglichst gering gehalten werden.

## 1.2 Zielsetzung

Ziel des Forschungsprojektes ist es, bauliche Massnahmen zum Fischabstieg zu prüfen und so weiterzuentwickeln, dass sie sowohl aus fischökologischer als auch betrieblicher Sicht erfolgreich und ökonomisch an grösseren Flusskraftwerken der Schweiz und Europas eingesetzt werden können. Im Zentrum des Forschungsinteresses stehen dabei die Mittellandflusssysteme der Aare, Reuss, Limmat und des Hochrheins. Die Massnahmentypen müssen dabei folgende Anforderungen erfüllen:

- Umsetzbarkeit für Kraftwerke mit einem Ausbauwasserdurchfluss über  $100 \text{ m}^3/\text{s}$
- Gewährleistung des Schutzes typischer, einheimischer Fischarten
- Erfüllen der besonderen betrieblichen Anforderungen erhöhten Schwemmholt- und Sedimentsaufkommens
- Einsatz ohne Einschränkungen des Kraftwerksbetriebes möglich

## 1.3 Konzept und Vorgehen

Die Problematik des Fischabstiegs kann nicht einseitig durch rein biologische oder bautechnische Ansätze angegangen werden. Sie ist sowohl von der Fischfauna, als auch von den jeweiligen hydraulischen und morphologischen Besonderheiten in Kraftwerksnähe abhängig. Die vorliegende experimentelle Arbeit wurde deshalb in einem transdisziplinären Forschungsprojekt unter Einbindung von Fachleuten aus Wasserwirtschaft, Wasserbau und Fischökologie umgesetzt. Dies ermöglicht den breiten Einsatz von Untersuchungsmethoden, beginnend mit hydraulischen Modellversuchen zur Erarbeitung der physikalischen Grundlagen von Fischschutzeinrichtungen und fortgesetzt durch ethohydraulische Versuche zur Qualifizierung und Quantifizierung der Fischleiteffizienz bei einheimischen Fischarten.

Das interdisziplinäre Forschungsprojekt hat u. a. zum Ziel, Kraftwerksbetreibern und Behörden Datengrundlagen bereitzustellen, die die Einrichtung fischökologisch wirksamer, betriebssicherer und hydraulisch optimierter Fischschutzeinrichtungen ermöglichen.

## 1.4 Begriffsbestimmung

Die vorliegende Arbeit umspannt Themenbereiche verschiedener Fach- und Forschungsgebiete. Diesem transdisziplinären Ansatz und der Tatsache, dass ein Grossteil der Wissensgrundlagen ihren Ursprung im englischsprachigen Raum hat, ist es geschuldet, dass die deutsche Fachterminologie nicht immer einheitlich ausfällt. Aus diesem Grund werden anschliessend die im vorliegenden Bericht durchgehend verwendeten Fachbegriffe tabellarisch dargestellt.

Tabelle 1.1 gibt einen Überblick der wichtigsten Fachbegriffe und deren Definition. Insbesondere ist die aus dem englischen Sprachraum übernommene Terminologie für spezifische geometrische Ausbildungen von Leitrechensystemen zu beachten, da diese auf ein bis heute unerforschtes Parameterspektrum erweitert wurde.

Tabelle 1.1      Definition der wichtigsten, in der vorliegenden Arbeit verwendeten Fachbegriffe

Begriff	Erläuterung
Fischschutz	Schutzsysteme zur Gewährleistung einer schonenden, flussabwärts gerichteten Migration von Fischen; Fischschutzsysteme beinhalten Vorrichtungen wie mechanische und verhaltensbiologische Leitsysteme und Bypass-Systeme, mit deren Hilfe Fische an Gefahrenbereichen hydroelektrischer Anlagen vorbei geleitet werden.
Leitrechen	Rechenstruktur mit schräger Horizontalausrichtung der Rechenebene zur Hauptströmung (Rechenwinkel $\alpha$ ) und mit vertikalen, ebenfalls schräg zur Hauptströmung orientierten Rechenstäben (Stabwinkel $\beta$ ) nach Abbildung 1.1c und Abbildung 1.2; Betrachtung von Fischleitrechen mit vertikaler Ausrichtung (Abbildung 1.1b) nur im Rahmen der Literaturübersicht
<i>Louver</i>	Leitrechen mit einer Stellung der Rechenstäbe orthogonal zur Hauptströmung (Stabwinkel $\beta = 90^\circ$ ) und beliebigem Rechenwinkel $\alpha$
<i>Bar Rack</i>	Engl. Sprachgebrauch: Leitreechen mit orthogonaler Stellung der Rechenstäbe zur Rechenachse und beliebigem Rechenwinkel; der Stabwinkel zur Hauptströmung ändert sich mit dem Rechen-

winkel

**Adaptierter Gebrauch im vorliegenden Bericht:** Leitrechen mit beliebiger Kombination von Rechen- und Stabwinkel (mit  $\beta < 90^\circ$ )

Biologische Effizienz

Die biologische Effizienz oder Fischleiteffizienz (FLE) charakterisiert die Erfolgsrate, mit der Fische durch Fischschutzsysteme in alternative, schonende Abstiegskorridore geführt werden können.

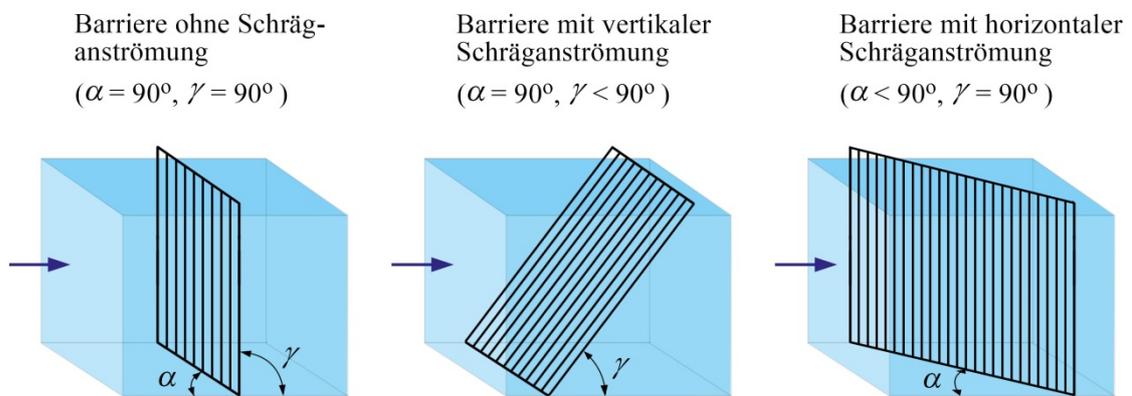


Abbildung 1.1 Einordnung mechanischer Barrieren nach ihrer Exposition zur Strömung

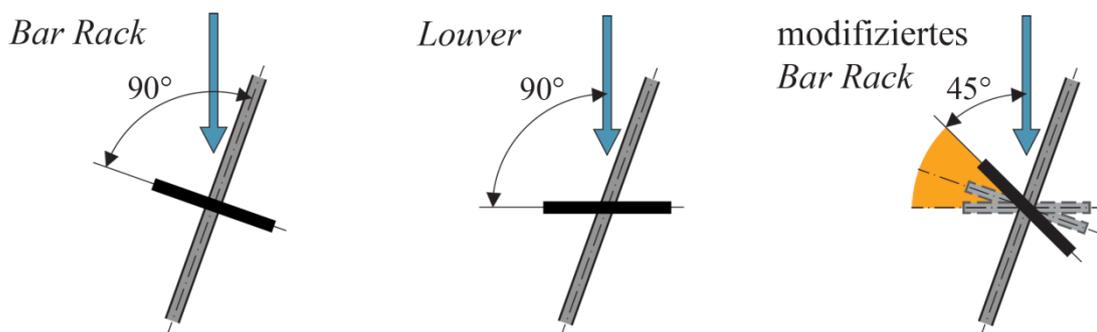


Abbildung 1.2 Definitionsskizze zur Ausrichtung der Rechenstäbe  $\beta$  an Fischleitrechen mit horizontaler Schräganströmung

## 2 Fischabstieg an Flusskraftwerken

*Nach einer Einführung zu den fischbiologischen Grundlagen im Zusammenhang mit der flussabwärts gerichteten Migration an grossen Flusskraftwerken werden basierend auf dem bereits veröffentlichten Zwischenbericht zum vorliegenden Forschungsprojekt (Kriewitz et al. 2012) Best Practice und experimentelle Fischschutztechnologien vorgestellt und deren mögliche Einsatzszenarien besprochen.*

### 2.1 Einleitung

Fischwanderungen finden flussaufwärts wie -abwärts statt. Für diadrome Fische wie z.B. den Aal oder den Lachs ist die flussabwärts gerichtete Wanderung zwingender Bestandteil der Arterhaltung. Die Wanderung findet aber nicht nur während der Laichzeit statt. Fische verändern auch auf der Suche nach besseren Habitatbedingungen ihren Standort innerhalb eines Flusssystem. Sie passieren dazu bei der Abwärtswanderung, der stärksten Lockströmung folgend, Flusskraftwerke via Turbinen, Grundablass oder Wehrüberfall und sind in vielen Fällen einer Verletzungs- oder Tötungsgefahr ausgesetzt. Die Überlebensraten an Francis- und Kaplan-turbinen typischer grosser Niederdruck-Wasserkraftanlagen (WKA) überschreiten in der Regel 95%, können aber abhängig vom Anlagenlayout, der Anlagengrösse sowie der Fischart und –grösse auf bis zu 30% sinken (Coutant und Whitney 2000; Amaral 2001; Pavlov et al. 2002; Deng et al. 2007; Ebel 2008; Calles et al. 2010; Keuneke und Dumont 2010; Lecour und Rathcke 2011; Normandeau Associates Inc. und Gomez and Sullivan Engineers P.C. 2012). Bekannt ist ferner, dass die verschiedenen, heute an der Mehrzahl der WKA bereits vorhandenen Fischaufstiegswege oder naturnahen Umgehungsgerinne von den Fischen nur selten zur Abwärtswanderung genutzt werden (Agostinho et al. 2007; Pelicice und Agostinho 2012). Aus diesem Grund müssen im Rahmen eines Fischschutzkonzeptes Gefahrenbereiche abgesperrt und schonende alternative Abwanderungskorridore zur Verfügung gestellt werden (Abbildung 2.1).

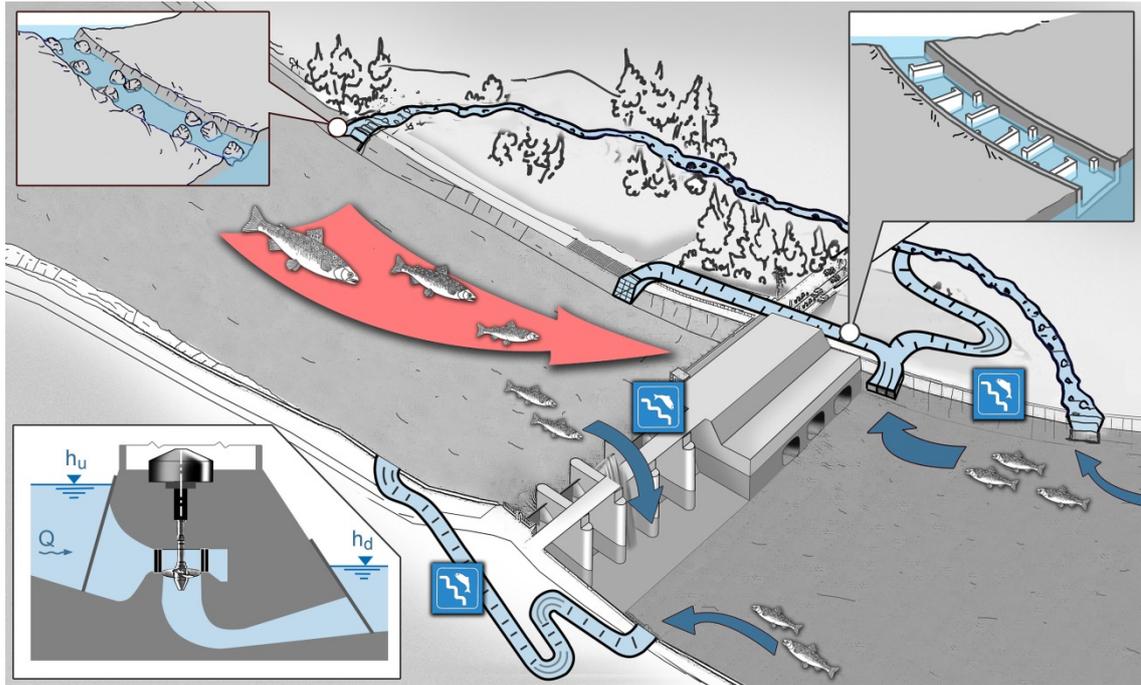


Abbildung 2.1 Aktuelle Situation der Fischabwanderung an Flusskraftwerken: (Rot) potentiell schädigender Abwanderungskorridor durch das Krafthaus ohne geeignete Fischleitsysteme und Bypässe, (Blau) Abwanderungsoptionen über das Wehrfeld und die nur für die Aufwärtswanderung genutzten Aufstiegswege

## 2.2 Flussabwärts gerichtete Fischmigration

Die Fischbewegung innerhalb eines Fliessgewässers findet aufgrund unterschiedlicher Motivationsmechanismen statt. Genetische Faktoren, Nahrungssuche und das Auffinden geeigneter Laichgewässer sind die bekanntesten Gründe und zählen nach Lucas *et al.* (2008) zu den internen Faktoren für die Wanderung von Frischwasserfischen. Aber auch externe Faktoren wie die Wassergüte und -temperatur, Lichtverhältnisse, Sauerstoffgehalt und hydrologische und morphologische Faktoren stellen Stimuli für die Bewegung von Fischen in unseren Flüssen dar.

Abhängig von den während typischer Migrationszyklen zurückgelegten Wanderstrecken und dem damit verbundenen Wechsel zwischen Habitaten, können die in den Schweizer und europäischen Flüssen heimischen Fische in folgende Gruppen unterteilt werden (Myers 1949):

- Diadrome Arten mit Habitatwechsel zwischen Süss- und Salzwasser (Wanderstrecken über 1000 km) mit folgenden Untergruppen:  
 Anadrome: Der Lebensraum ist das Meer. Das Süßwasser wird zum Laichen aufgesucht. Beispiele: Meerforelle, Atlantische und Pazifische Lachse, Störartige, Meerneunauge

Katadrome: Der Lebensraum ist das Süßwasser. Das Meer dient dem Laichen.

Beispiel: Aal

- Potamodrome Arten mit Habitatwechsel innerhalb des Flusssystem (Wanderstrecken zwischen wenigen bis mehreren 100 km im Süßwasser)

Beispiele: Barbe, Nase, Schneider, Groppe, Rotaugen, Brachse, Gründling, Bachforelle, Huchen, Seeforelle

Optimale Fischschutzanlagen müssen demnach für ein breites Fischartenspektrum ausgelegt sein, denn auch typische potamodrome Arten können beträchtliche Wanderstrecken innerhalb der Flusssysteme zurücklegen.

Das gesetzlich definierte Schutzziel für die Fischwanderung umfasst alle heimischen Fischarten. Eine Grundlage zur Beurteilung des Artenreichtums des Schweizer Gewässerraumes liefert die auf dem Informationsportal des Bundesamtes für Umwelt (BAFU) unter [www.admin.ch](http://www.admin.ch) zu findende „Verordnung zum Bundesgesetz über die Fischerei (VBGF)“. Darin sind 63 in der Schweiz einheimische Arten erwähnt, von denen 65% einem Gefährdungsstatus zwischen „ausgestorben“ und „potenziell gefährdet“ zugeordnet sind. Zu ihnen zählen z.B. Nase, Marmorierte- und Seeforelle, Äsche, Schneider und Aal. Die Gruppe der „potenziell gefährdeten“ Arten umfasst darin 14.3% und beinhaltet wichtige Arten wie Bachforelle, Barbe und Wels.

Da die Berücksichtigung aller Arten innerhalb der vorliegenden Arbeit nicht möglich ist, werden in Absprache mit Fischbiologen als typische Vertreter der Mittellandflüsse Aare, Reuss, Limmat und Hochrhein die Zielfischarten Barbe, Äsche, Schneider, Bachforelle und Aal festgelegt.

### **2.3 Fischschädigung bei der Abwärtswanderung**

Die Schädigung von Fischen bei der Abwärtswanderung im Bereich von Querbauwerken kann entweder durch Kontakt mit Anlagenteilen wie Turbinen, Rechenanlagen und Wehrbauwerken oder durch die Störung und Verzögerung der Wanderung durch ungünstige Strömungsbedingungen, veränderte Flussmorphologie oder erhöhten Prädatorendruck erfolgen.

#### **2.3.1 Turbinenpassage**

Die Turbinenpassage stellt ein wesentliches Gefahrenpotential dar. Fische können durch mechanisch bewegliche Teile wie Turbinenblätter und Leitschaufeln, durch Druck-

schwankungen oder in Kavitationsbereichen äussere und innere Verletzungen erleiden (DWA 2005; Boes 2010; Lecour und Rathcke 2011; Bös *et al.* 2012).

Es existieren verschiedene Modelle, die die Abschätzung der Mortalitätsraten in Abhängigkeit des Turbinentyps und der Fischeigenschaften ermöglichen. Dies sind zum einen empirische Modelle auf Grundlage von Versuchsdaten und zum anderen physikalische Modelle, die die Verletzungswahrscheinlichkeit anhand der Turbinengeometrie bestimmen (Gibson und Myers 2002; Deng *et al.* 2007; Keuneke und Dumont 2010).

Parameter für die turbinenbedingte Mortalität sind zum einen gegeben durch die Fischart und -grösse und zum anderen durch den Turbinentyp mit Einflussfaktoren wie Grösse, Umdrehungs- und Schaufelanzahl und Betriebszustand. Allgemein nachgewiesen ist eine erhöhte Mortalitätsrate mit der Zunahme der Fischgrösse und Abnahme der Turbinengrösse. Ferner beeinflusst der Betrieb einer Turbine im Teillastbereich in der Regel die Überlebensrate negativ.

Aus diesem Grund ist die Bandbreite der an spezifischen Anlagen für unterschiedliche Fischarten und -grössen ermittelten Mortalitätsraten sehr breit. Sie kann zwischen nur 1% bei grossen, durch Jungfische passierte Kaplan-turbinen und 100% bei Pelton-Turbinen liegen (Monten 1985; Mathur *et al.* 1994; Mathur *et al.* 1996; Mathur *et al.* 1996; Kleinschmidt Associates 1996b; Franke *et al.* 1997; Haddingh und Bakker 1998; Coutant und Whitney 2000; Amaral 2001; Acres International Corporation 2005; Deng *et al.* 2007; Kleinschmidt Associates 2007; Ebel 2008; R2 Resource Consultants Inc. 2008; Deng *et al.* 2011; Normandeau Associates Inc. und Gomez and Sullivan Engineers P.C. 2012). Für die im Fokus dieser Untersuchung stehenden, vorrangig mit Kaplan-Turbinen ausgestatteten, grossen WKA ist die Ausgangssituation positiv. Es ist davon auszugehen, dass mittlere Überlebensraten je Anlage auch ohne Schutzmassnahmen in der Regel deutlich über 80% liegen, oft sogar 95% überschreiten (Pavlov *et al.* 2002; Ploskey und Carlson 2004; Calles *et al.* 2010; Lecour und Rathcke 2011). Dies bedeutet jedoch nicht, dass Schutzmassnahmen unnötig sind, denn die Gesamtschädigungsrate nach der Passage mehrerer Kraftwerke kann dennoch artbedrohend hoch ausfallen (Halls und Kshatriya 2009).

Abbildung 2.2 zeigt beispielhaft die minimale Überlebenswahrscheinlichkeit  $S$  in Abhängigkeit der totalen Körperlänge  $TL$  für zwei Kaplan-Turbinenmodelle nach dem empirischen, salmonidenspezifischen Prognosemodell von Larinier und Dartiguelongue (1989) und dem physikalischen, artunspezifischen Modell von

Monten (1985). Es wird deutlich, dass grosse, langsam drehende Kaplan-Turbinen, wie sie typischerweise an den WKA der Mittellandflüsse zum Einsatz kommen (Kaplan I)<sup>1</sup>, auch bei Individuen mit grosser Körperlänge zu geringen Schädigungen führen. In kleinen bis mittleren Anlagen mit entsprechend geringeren Turbinendimensionen (Kaplan II)<sup>2</sup> kommt es demgegenüber mit der Zunahme der Körperlänge zu einer markanten Abnahme der Überlebensrate.

Neben der Abschätzung der anlagenspezifischen Überlebensrate ist für die Beurteilung der Populationsentwicklung einer Fischart von erheblicher Bedeutung, wie viele WKA im Verlauf eines Migrationszyklus passiert werden. Insbesondere diadrome Arten, die im Verlauf ihres Reproduktionszyklus ganze Flusssysteme durchqueren müssen, sind von der kumulativen Sterblichkeit im Verlauf einer Kraftwerkskette betroffen. Die Berechnung der Entwicklung der Gesamtüberlebenswahrscheinlichkeit  $S_{Gesamt}$  entlang einer Kraftwerkskaskade mehrerer WKA basiert auf dem einfachen exponentiellen Ansatz, nach dem die Überlebensrate mit dem Quadrat der Kraftwerksanlagen abnimmt  $S_{Gesamt} = S^{\#WKA}$ . Unter Annahme identischer individueller Überlebensraten von 95% bei einer Kraftwerkskette mit zehn Anlagen ( $\#WKA = 10$ ) führt dies zur Abnahme der Gesamtpopulation auf 60%. Es ist daraus zu schliessen, dass insbesondere zum Schutz grosser Langstreckenwanderer die Implementierung von Fischschutzmassnahmen hohe Priorität besitzen muss.

Um die Schädigung durch eine Turbinenpassage zu verringern oder zu verhindern, stehen zwei Konzepte zur Verfügung. Zum einen ist dies die Umleitung und Abschirmung der Fische vom Turbineneinlauf, so dass diese auf alternativen Abwanderungskorridoren an den Turbinen vorbeigeleitet werden, zum anderen kann der Einsatz sog. fischfreundlicher bzw. fischschonender Turbinen verfolgt werden, die bei der Passage geringe oder keine Schädigungen zur Folge haben.

---

<sup>1</sup> Turbinendurchmesser  $D = 5.9$  m, Drehzahl  $z = 64$   $1\text{min}^{-1}$ , Laufradschaufeln  $n = 4$ , bei Ausbaudurchfluss

<sup>2</sup> Turbinendurchmesser  $D = 2.9$  m, Drehzahl  $z = 214$   $1\text{min}^{-1}$ , Laufradschaufeln  $n = 6$ , bei Ausbaudurchfluss

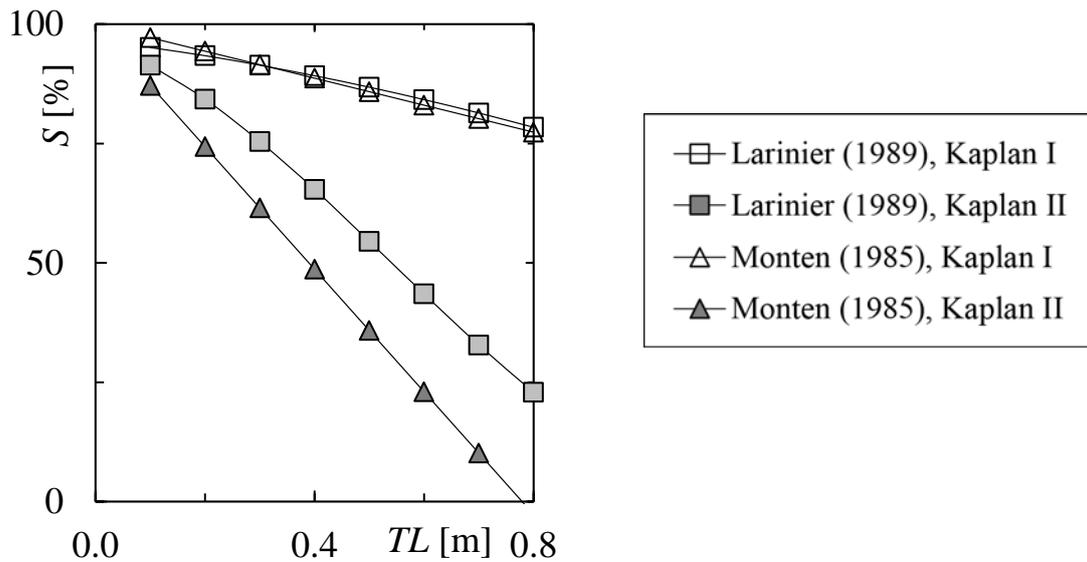


Abbildung 2.2: Überlebensraten  $S$  in Abhängigkeit der totalen Fischlänge  $TL$  für zwei Kaplan-Turbinenmodellen nach den Prognosemodellen von Larinier und Dartiguelongue (1989) und Monten (1985)

### 2.3.2 Rechenschädigung

Schädigungen an Rechenanlagen stehen in der Regel im Zusammenhang mit fischspezifisch zu hohen Fließgeschwindigkeiten in der Rechenebene. Diese können dazu führen, dass Fische dem Rechen nicht mehr entfliehen können und in der Folge durchgeleitet oder angepresst werden. Insbesondere das Anpressen an den Rechen selbst und auch damit verbundene Folgeschädigungen durch Rechenreinigungsmaschinen können hohe Mortalitätsraten insbesondere an Feinrechen verursachen (Haddinger *et al.* 1983; Calles *et al.* 2010; Hassinger 2011). Insbesondere Aale (*Anguilla anguilla*) sind für Verletzungsszenarien dieser Art aufgrund ihrer länglichen Körperproportionen anfällig. Während keine relativen Daten zu Schädigungsraten abwandernder Populationen vorliegen, wurden in Zählungen an Kraftwerken mit Feinrechen teilweise mehrere Hundert getötete Aale festgestellt; so z.B. an der Anlage Wahnhausen an der Fulda (Pöhler 2006). Deshalb werden maximale Anströmgeschwindigkeiten vor Rechenanlagen zwischen 0.35 m/s bis 0.5 m/s gefordert (Beamish 1978; DWA 2005).

### 2.3.3 Wehrpassage

Die aktive Abwärtswanderung oder passive Verdriftung, insbesondere von Jungfischen, wird häufig durch Hochwasserereignisse ausgelöst. Flusskraftwerke führen in dieser Zeit überschüssiges Wasser über die Wehrfelder in das Unterwasser und machen damit eine Abwärtspassage durch die Wehrverschlüsse möglich.

Potenzielle Schädigungen treten in diesem Zusammenhang vor allem durch hohe Abflussgeschwindigkeiten und Scherkräfte bei der Passage von Grundablässen und die hohen Aufprallgeschwindigkeiten beim Überwinden von Wehrüberfällen auf. Ferner können die Erhöhung der Gassättigung unterstrom von Wehranlagen und plötzlich auftretende Druckschwankungen negative Auswirkungen haben. Massgebenden Einfluss auf die gesamthaft auftretende Mortalitätsrate hat dabei die Fallhöhe der jeweiligen Anlage. Ebel (2013) fasst die Ergebnisse verschiedener Untersuchungen zusammen und zeigt am Beispiel der Passage von Lachs-Smolts an nordamerikanischen Anlagen, dass Anlagen bis zu einer Fallhöhe von 30 m mit  $96\% < S \leq 100\%$  nur geringe Auswirkungen haben,  $S$  aber bei Anlagen mit einer Fallhöhe zwischen 43 – 75 m auf 62% sinken kann.

Um Schädigungen zu vermeiden, sollte zudem die Wassertiefe im Unterwasser mindestens ein Viertel der Fallhöhe betragen und eine Mindesttiefe von 0.9 m nicht unterschreiten. Ferner wird ein Mindestvolumen für Tosbecken von  $10 \text{ m}^3$  pro  $1 \text{ m}^3/\text{s}$  Wehrabfluss empfohlen (Odeh und Orvis 1998; DWA 2005; Johnson und Dauble 2006; Boes 2010). Weiterhin ist zu beachten, dass Fallhöhen über 13 m und die damit verbundenen Aufprallgeschwindigkeiten von über 15 m/s zu erhöhter Mortalität führen.

#### **2.3.4 Verzögerung der Abwanderung und Prädatorendruck**

Hydroelektrische Anlagen nutzen zur Energiegewinnung den Fallhöhenunterschied zwischen dem Stauraum oberhalb der Sperre und der frei fliessenden Unterwasserstrecke. Dies führt zwangsläufig zur Verringerung der Fliessgeschwindigkeit im Oberwasser, auch ohne eine ausgeprägte Stauhaltung. Die sich daraus für die Fischwanderung ergebenden negativen Folgen stehen vor allem im Zusammenhang mit der Verzögerung der Abwanderung bei schwimmschwachen Fischen und dem erhöhten Prädatorendruck (DWA 2005; Castro-Santos und Haro 2010). Die Prädation erfolgt vor allem durch piscivore Fische und Vögel, die aufgrund erhöhter Aufenthaltszeiten z.B. in der Stauhaltung, Desorientierung der Beutefische nach der Turbinen- oder Wehrpassage und die mögliche Anpassung des Jagdverhaltens an die hydromorphologischen Verhältnisse in Kraftwerksnähe begünstigt wird. Die einwandfreie Unterscheidung zwischen kraftwerksbedingter und natürlicher Prädation ist methodisch schwierig umzusetzen. Zudem ist die Bandbreite der Resultate verschiedener Untersuchungen zu dieser Thematik gross. In Erhebungen anhand von Salmonidensmolts sowohl in Nordamerika als auch Europa wurden Prädationsraten zwischen 11% und 40% durch piscivore Fische festge-

stellt (Beamesderfer *et al.* 1990; Schneider 2009). Gleichermassen weisen ähnliche Untersuchungen zum Einfluss fischfressender Vögel Werte zwischen 0.3% und 6.7% auf 44% auf (Sebring *et al.* 2010; Evans *et al.* 2011).

## 2.4 Fischschutzkonzepte

Technische Fischschutzeinrichtungen zur schonenden Abwärtswanderung bestehen aus zwei grundlegenden Komponenten:

- Fischschutz-*Barrieren* und
- *Bypass*-Systeme.

Für das Abschirmen und Umleiten von Fischen aus den Gefahrenbereichen von hydroelektrischen Anlagen steht eine Vielzahl von Barrieretypen zur Verfügung. Sie beruhen entweder auf mechanischen Barrieren, die das Einschwimmen in Gefahrenbereiche physisch ausschliessen, oder auf mechanischen oder sensorischen Verhaltensbarrieren, die die Abstossungs- und Fluchtreaktion von Fischen ausnutzen.

Kommen Barrieren zum Einsatz, ist zwingend die Anordnung von leicht auffindbaren Bypässen oder alternativen Abwanderungskorridoren, wie z.B. einem Flussaltarm oder einem Umgehungsgerinne, einzuplanen. Sonst wird die Abwanderung verzögert und ist von negativen Effekten wie erhöhtem Prädatorendruck oder Nahrungsmangel und negativer Energiebilanz begleitet.

Neben der Beurteilung und Wahl der geeigneten Massnahmentypen in Abhängigkeit der Zielfischarten muss im Rahmen der Umsetzung von Fischschutzanlagen eine Vielzahl anlagen- und ortspezifischer Umstände berücksichtigt und eingeplant werden (Baumann und Stevanella 2011). Zu diesen zählen unter anderem:

- Berücksichtigung standortbedingter, betrieblicher Besonderheiten wie z.B. erhöhtes Schwemmholz- und Sedimentaufkommen
- Analyse vorhandener Erfahrungen in Bezug auf die projektbezogene Anwendbarkeit bekannter Fischschutzsysteme
- Einbeziehung zukünftigen Fischmonitorings in die Anlagenplanung durch Berücksichtigung von Sammel- und Zähleinrichtungen
- Entwurf möglichst modularer Anlagenteile, da die Optimierung von Fischschutz- und Leiteinrichtungen häufig ein iterativer Prozess am Prototyp ist

- Erhöhung der öffentlichen Akzeptanz durch Berücksichtigung der Interessen von Behörden und Umwelt- und Fischereiverbänden

Tabelle 2.1 bietet eine Übersicht der für beide Konzepte möglichen technischen Massnahmentypen und nennt ausgesuchte Beispielmassnahmen, basierend auf den in der Literatur vorgeschlagenen Klassifikationen (Larinier und Travade 2002; Turnpenny und O’Keeffe 2005; U.S. Department of the Interior 2006; Ebel 2013).

Tabelle 2.1 Übersicht der Fischschutzkonzepte zur Um- oder Durchleitung von Fischen an Flusskraftwerken und dazugehörigen Beispielmassnahmen

	Konzept	Massnahmentyp	Beispielmassnahme	
	Fischschutztechnologien an Kraftwerkseinläufen	Abschirmung und Umleitung	Physische Barrieren	Feinrechen <i>Submerged Bar Screens</i> <i>Submerged Rotating Screens</i> Eicher-Rechen Trommelrechen <i>Wedge-Wire-Screen</i> Abspernetze
Mechanische Verhaltensbarrieren			Leitrechen ( <i>Louver, Bar Racks</i> ) Grobrechen Plattenrechen Tauchwände Bodenleitwände	
Sensorische Verhaltensbarrieren			Licht (Stroboskop oder Quecksilber) niederfrequenter Schall Popper Elektrizität Luft-/Wasserstrahlvorhänge	
Sammelsysteme			oberflächennahe Sammelrinnen umlaufende Trogrechen Fischpumpen <i>Trap and truck</i>	
Durchleitung		Fischschonende Turbinen	Alden-Turbine Voith - <i>Minimum Gap Runner</i> Alstom - Fischschonende Kaplan turbine	
	Fischschonendes Anlagenmanagement	Frühwarnsysteme Wehröffnungen Kein Teillastbetrieb		

Im Rahmen des Literatur- und Massnahmenstudiums wurden alle in der Übersicht nach Tabelle 2.1 gelisteten Fischschutzmassnahmen einer Prüfung im Hinblick auf ihren Einsatz an Mittellandflüssen unterzogen. Die Ergebnisse sind im bereits veröffentlichten Zwischenbericht zum vorliegenden Forschungsprojekt detailliert abgeleitet und werden

hier nicht wiederholt dargestellt (Kriewitz *et al.* 2012). Resultat der Prüfung war die Festlegung des Forschungsschwerpunktes der vorliegenden Arbeit auf die Untersuchung mechanischer Verhaltensbarrieren des Typs Leitrechen. Die wichtigsten Grundlagen zu diesem Fischarttyp werden im Anschluss komprimiert zusammengefasst und daraus der Forschungsbedarf abgeleitet.

### 2.4.1 Mechanische Verhaltensbarrieren

Mechanische Verhaltensbarrieren sind bauliche Anlagen, die im Gefahrenbereich von Wasserkraftanlagen angeordnet werden können und deren Funktion auf der durch sie beim Fisch verursachten Fluchtreaktion beruht. Zu ihnen zählen:

- Aufgelöste Leitbauwerke wie Leitrechen (*Louver* oder *Bar Racks*)
- Grobrechen
- Flächenleitwerke wie Tauch- und Leitwände oder Bodenschwellen

Insbesondere bei Grobrechen und aufgelösten Leitbauwerken ist eine klare Trennung zwischen rein mechanischer Barriere und Verhaltensbarriere nicht möglich, da auch diese Strukturen für grosse Fischarten eine Passage unmöglich machen können.

Mechanische Verhaltensbarrieren bieten sich für den Einsatz an grossen Wasserkraftanlagen an, da sie:

- betrieblich robust ausgelegt werden können und die Reinigung aufgrund der gegenüber physischen Barrieren grösseren, unversperrten Abflussfläche weniger problematisch ist
- flexibel genug sind, um sie sinnvoll mit anderen Verhaltensbarrieren wie elektrischen, akustischen oder optischen Scheuchanlagen zu kombinieren

Kritisch muss ihre gegenüber physischen Barrieren unter Umständen geringere Fischleiteffizienz betrachtet werden. Diese ist stark abhängig von:

- fischbiologischen Parametern wie Fischart, -alter, -grösse und -schwimmstärke (Bös *et al.* 2012)
- hydraulischen Parametern wie Fliessgeschwindigkeit, räumliche Ausrichtung im Gewässer und verbaute Abflussfläche (Stababstand, Tauchwandtiefe)

#### 2.4.1.1 Leitrechen

Zu den mechanischen Verhaltensbarrieren zählen Leitrechen, sogenannte *Louver* (deutsch: Jalousie oder Gitter) und *Bar Racks* (Abbildung 2.3). Die Rechenstäbe sind

bei *Louvern* unabhängig vom Rechenwinkel immer orthogonal zur Hauptströmungsrichtung ausgerichtet. Bei *Bar Racks* besitzen die Rechenstäbe dagegen eine feste Orientierung von  $90^\circ$  zur Rechenachse. Ihre Ausrichtung gegenüber der Anströmung ist also abhängig vom Rechenwinkel. Ist z.B. der Rechen  $30^\circ$  zur Hauptströmung orientiert, werden die Rechenstäbe unter einem Winkel von  $60^\circ$  angeströmt. Beide Systeme verursachen dadurch grössere lokale Verluste, die zur Bildung stehender Wellen vor der Barriere führen. Es besteht die Meinung, dass diese durch Fische wirksam wahrgenommen werden und die Leitfunktion der Anlage im Vergleich zu Grobrechen mit identischer lichter Stabweite verbessert wird.

Dies belegen frühe Versuche (Bates und Vinsonhaler 1957), bei denen neben der herkömmlichen  $90^\circ$ -Anordnung mit 50 mm Stababstand auch *Louver* mit einer Stabausrichtung von  $0^\circ$  zur Hauptströmung untersucht wurden und keine Fischleitwirkung nachgewiesen werden konnte.

Unterstützt werden diese Ergebnisse durch Versuche mit *Louvern* mit einem Stababstand von bis zu 30.5 cm, deren Leitwirkung bei Lachssmolts trotzdem nachgewiesen werden konnte (Ducharme 1972), jedoch mit 57 bis 80% teilweise mässig ausfiel.

Die im Vergleich mit physischen Barrieren mit geringen Stababständen oder Öffnungsweiten nicht realisierbare Fischleiteffizienz von 100%, insbesondere im Zusammenhang mit dem Schutz sehr junger Altersstadien, führte dazu, dass die Forschung auf diesem Gebiet schleppend verlief. Allerdings zeigten diverse Studien der letzten Jahrzehnte, dass *Louver*- und *Bar Rack*-Installationen in der Lage sind, eine grosse Anzahl an Spezies auch bei stark variierenden Abflusszuständen mit einer Leiteffizienz zwischen 80-95% aus dem Gefahrenbereich von Kraftwerken und Pumpstationen fernzuhalten (EPRI 1986; EPRI 1994b; Kynard und Buerkett 1997; Stira und Robinson 1997; Taft 2000).

Demgegenüber stehen negative Erfahrungen mit teilweise hohen Sterblichkeitsraten von jungen Altersstadien an physischen Barrieren und Probleme bei der Umsetzung an grossen Anlagen. Insbesondere dort, wo hohe Wassergeschwindigkeiten auftreten, wird die mechanische Abschirmung mittlerweile als stark problematisch eingeschätzt. Zum einen, weil abhängig von der Öffnungsweite der Barriere eine Passage für kleinere Arten- oder Jungfische weiterhin möglich ist, und zum anderen Fische, die in der Barriere eingeklemmt werden, selten überleben (Boubée und Haro 2003; Swanson *et al.* 2005).

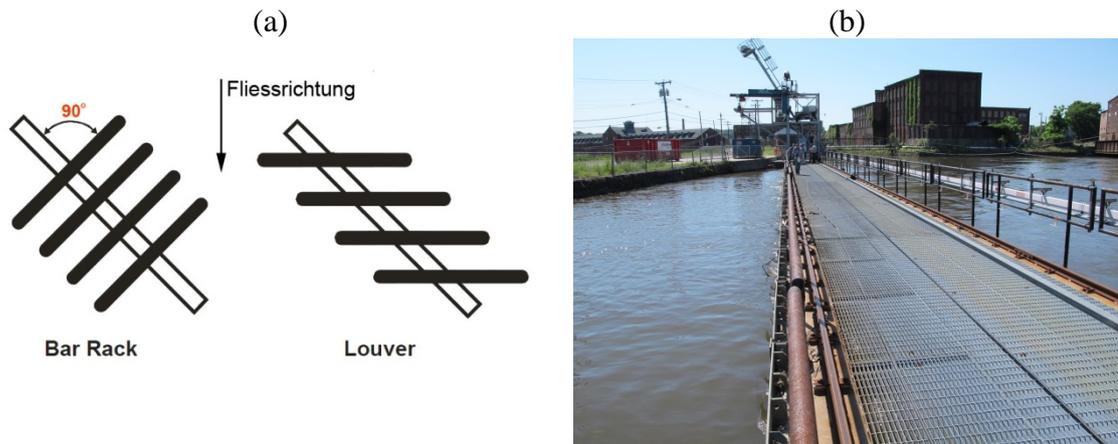


Abbildung 2.3 (a) *Bar Rack* und *Louver* mit schräg zur Strömung angeordneten Rechenstäben (Zeichnung: ALDEN Research Laboratory, Inc.), (b) *Louver*-Installation im Kraftwerkskanal des Holyoke Dam (USA) mit einem Anströmwinkel von  $15^\circ$  und Stababständen von 5 cm

Daraus leitete sich in jüngster Zeit ein Meinungswandel ab und aktuelle Veröffentlichungen betonen, dass leitende Verhaltensbarrieren bevorzugt Verwendung bei der Unterstützung der flussabwärts gerichteten Migration finden sollten (Castro-Santos und Haro 2010). Im Zusammenhang damit steht das Konzept mit dem Ziel, die „Transparenz“ von Querbauwerken zu erhöhen. Damit ist gemeint, dass Fischschutzeinrichtungen so ausgeführt werden sollen, dass sie nicht nur Fische aus den Gefahrenbereichen fernhalten, sondern auch deren Abstieg unterstützen müssen. Dies besonders dann, wenn Querbauwerke wesentlich zur Verringerung der Fließgeschwindigkeit und damit zur Verlängerung der Abstiegsdauer beitragen. Ein Effekt, der bei den meisten Flusskraftwerken zu berücksichtigen ist (Goodwin *et al.* 2006; Nestler *et al.* 2008; Dugan *et al.* 2010).

Diese neuen Aspekte des Fischschutzes führten zur Wiederaufnahme der *Louver*- und *Bar Rack*-Forschung, deren Ergebnisse folgend detailliert dargestellt werden.

### Hydraulische Modellversuche und Forschungsergebnisse

Im Jahr 2001 veröffentlichte das „Electric Power Research Institute, Inc.“ (EPRI) einen Bericht zur Evaluation von *Bar Racks* und *Louvers* für die Fischleitung an Wasserfassungen (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001). Darin werden die Ergebnisse von Modellversuchen mit folgenden *Louver* und *Bar Rack*-Konfigurationen und Fischarten vorgestellt (Tabelle 2.2):

Tabelle 2.2 Übersicht der getesteten *Louver* und *Bar Rack*-Konfigurationen und Fischspezies (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001)

Massnahmen-typ	Anström-winkel	lichter Stabab-stand [mm]	Rigole	Schwarz-	Zander	Forellen-	Wels	Rotflossenor-	See-Stör	Kurznasen-	Amerikani-
				barsch		barsch		fe		Stör	sch Aal
Bar Rack	45°	25	nein	x				x	x		x
Bar Rack	45°	50	nein	x				x	x		x
Bar Rack	15°	50	nein	x	x	x	x		x		x
Bar Rack	15°	50	ja	x	x				x	x	x
Bar Rack	90°	50	ja	x	x				x		
Louver	45°	50	nein	x				x	x		x
Louver	15°	50	nein	x	x	x	x		x		x
Louver	15°	50	ja	x	x	x	x		x	x	x
Keine	-	-	-	x	x				x		

Abbildung 2.4 gibt ferner eine Übersicht zum Versuchsaufbau in den Alden Laboratorien (*ALDEN Research Laboratory, Inc.*) für die Konfiguration mit 15° *Louver*. Alle Versuche fanden danach in einer 24.4 m langen, 1.6 m breiten und 2.1 m tiefen Rinne mit Durchflüssen bis zu 2.8 m<sup>3</sup>/s statt. Es konnten Abflussgeschwindigkeiten von 0.3 bis 0.9 m/s erreicht werden. Das Geschwindigkeitsverhältnis zwischen Schachtbypass und Zuströmung von 1:1.5 stellte sich als effektiv im Zusammenhang mit der Bypassakzeptanz heraus.

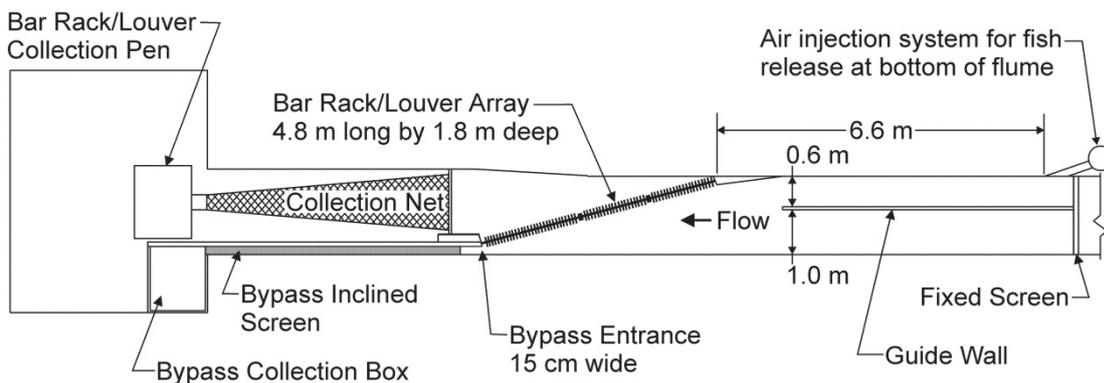


Abbildung 2.4 Situation des Testgerinnes mit der Konfiguration eines 15° *Louvers* (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001)

Die für die Tests eingesetzten Fische stammen sämtlich aus Zuchtbeständen mit der Ausnahme der Amerikanischen Aale, die in der Wildnis gefangen wurden. Die durchschnittliche Grösse betrug dabei bei den als Flussfische kategorisierten Arten (Schwarzbarsch, Zander, Forellenbarsch, Wels und Rotflossenorte) 50 mm bis 150 mm. See-

Störe waren 91 mm bis 161 mm, Kurznasen-Störe 243 mm bis 389 mm und Amerikanische Aale 410 mm bis 781 mm lang. Die Wassertemperaturen variierten während der Gesamtversuchsdauer von 2 Jahren zwischen 8°C und 20°C.

Zu den wichtigsten Erkenntnissen der Untersuchung zählt, dass die Leiteffizienz bei dem Anströmungswinkel von 15° am höchsten für alle untersuchten Arten ausfällt und weiter durch den Einbau einer Rigole bzw. Schwelle an der Sohle der Leiteinrichtung gesteigert werden konnte. Diese zeigte eine deutliche Verbesserung der Leitwirkung für alle Arten ausser dem See-Stör, für den sie ursprünglich vorgesehen war. Die Leiteffizienz erreichte für alle Flussfische und den Amerikanischen Aal in der effizientesten Konfiguration (15°) über 80%. Der See-Stör konnte mit keiner Konfiguration befriedigend zum Bypass geleitet werden. Nicht besprochen wird in diesem Zusammenhang der deutliche Grössenunterschied zwischen den getesteten See- und Kurznasen-Stören. Letztere besaßen im Schnitt die 3fache Körperlänge - ein Parameter, der direkt die Leitfähigkeit einer mechanischen Verhaltensbarriere beeinflusst. Abbildung 2.5 zeigt die Ergebnisse im Überblick.

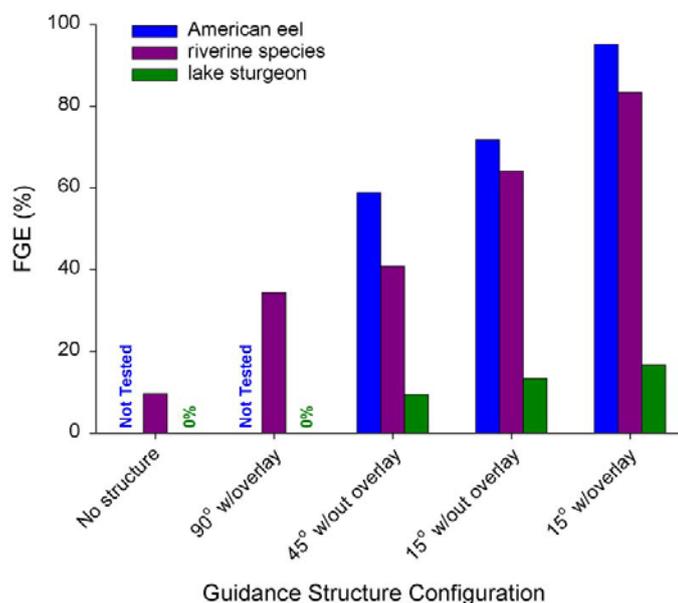


Abbildung 2.5 Zusammengefasste Fischleiteffizienz (engl.: FGE) der unterschiedlichen *Louver* und *Bar Rack*-Konfigurationen. Von links nach rechts: ohne Massnahme, 90° mit Rigole, 45° ohne Rigole, 15° ohne Rigole, 15° mit Rigole (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001)

Weiter wurde festgestellt, dass die Leiteffizienz beider Leitsysteme keine wesentlichen Unterschiede aufweist. Lediglich in der 45° Konfiguration konnten Amerikanische Aale mit *Bar Racks* deutlich besser in Richtung Bypass gelenkt werden. Der Einfluss des

Stababstandes hingegen fiel deutlicher aus. Erwartungsgemäss verbessert ein geringer Stababstand die Leiteffizienz, dies jedoch nicht bei den niedrigsten getesteten Abflussgeschwindigkeiten von 0.3 m/s. Die Ergebnisse sind in Abbildung 2.6 grafisch dargestellt.

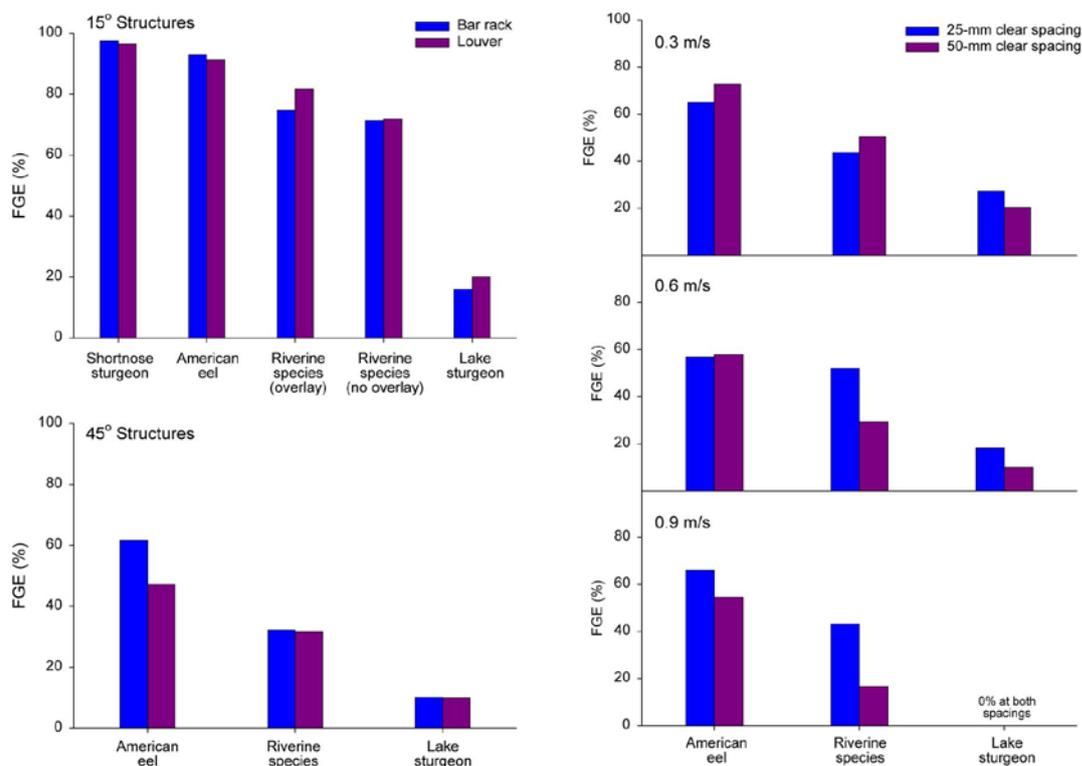


Abbildung 2.6 Fischleiteffizienz (FGE) der untersuchten *Louver* und *Bar Rack*-Konfigurationen in Abhängigkeit des Anströmwinkels (links) und der Abflussgeschwindigkeit (rechts) (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001)

Begleitend zu den ethohydraulischen Versuchen wurden numerische Simulationen der Geschwindigkeits- und Druckverteilung im Gerinne durchgeführt und mit den physikalischen Versuchsergebnissen kalibriert. Es ist festzustellen, dass alle *Louver* und *Bar Rack*-Konfigurationen Geschwindigkeits- und Druckgradienten im Gerinne erzeugen, die für die Fluchtreaktion des Fisches verantwortlich gemacht werden können. Allerdings stellt sich die Frage, weshalb die Konfigurationen mit 15° und 45° keine wesentlichen Unterschiede der Druckgradienten aufzeigten, ihre biologische Leiteffizienz jedoch ein deutliches Gefälle. Abbildung 2.7 zeigt das Ergebnis einer Simulation mit 15° *Bar Rack*.

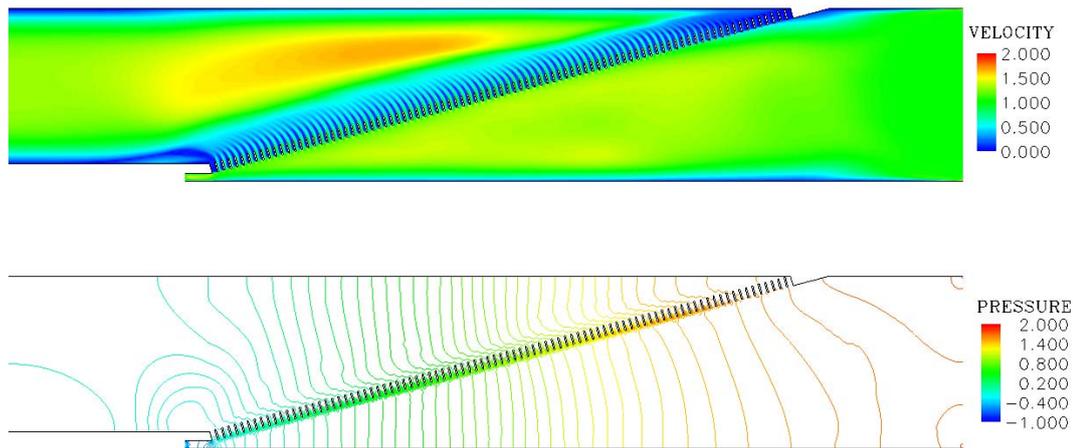


Abbildung 2.7 Numerische Simulation der Geschwindigkeits- und Druckgradienten im Nahbereich eines mit  $15^\circ$  zur Strömungsrichtung eingebauten *Bar Racks* (Strömungsrichtung von rechts nach links) mit kontinuierlicher Geschwindigkeitszunahme vor dem *Bar Rack* in Richtung des Bypasses (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001)

Im Ergebnis der Untersuchung wird festgestellt, dass die Leiteffizienz der Konfigurationen mit Rechenwinkeln von  $90^\circ$  und  $45^\circ$  zur Hauptströmungsrichtung keine ausreichende Leiteffizienz erreichen. Der Konfiguration mit einem Winkel von  $15^\circ$  wird jedoch ein „erhebliches Potenzial“ bescheinigt. Allerdings wird auf die Notwendigkeit von Feldversuchen hingewiesen, um die unter idealen Bedingungen im Labor erzielten Ergebnisse zu untermauern.

Ferner beschäftigen sich diverse Veröffentlichungen der Folgejahre mit der weitergehenden Interpretation der oben beschriebenen Experimente (EPRI 2002; Amaral 2003; Amaral und Taft 2003; Amaral *et al.* 2003) oder nehmen die Ergebnisse in Richtlinien für die Ausführung von *Louver* und *Bar Rack*-Leiteinrichtungen auf (Coutant 2001a; Haefner und Bowen 2002).

Die unbefriedigende Leitwirkung bei Störartigen führte ausserdem zu weiteren ethohydraulischen Versuchen mit verschiedenen Vertretern dieser Spezies (Kynard und Horgan 2001; Hogan *et al.* 2008). Es wurden dabei stark von der vorhergehenden Untersuchung abweichende Leiteffizienzen für *Louver* (96% bis 100%) und für *Bar Racks* (58% und 80%) ermittelt. Dies ist umso erstaunlicher, da die Dimensionierung mit 40 mm lichtem Stababstand und einem Einbauwinkel zur Hauptströmungsrichtung von  $20^\circ$  vergleichbare Zustände abbilden sollte. Wahrscheinlich ist, dass die geringe Abflusstiefe von nur 37 cm während der Versuchsdurchführung zu den stark abweichenden Ergebnissen führte.

### ***Vor- und Nachteile vertikaler, schräg angeordneter Leitrechen***

#### **Pro**

- Leitrechen können typischerweise mit höheren Anströmgeschwindigkeiten als Rechen betrieben werden, wodurch die Gesamtgrösse der Anlage geringer ausfallen kann.
- Leitrechen werden durch kleines Geschwemmsel und Sediment weniger stark verlegt und erleichtern damit die Reinigung.
- Leitrechen sind weniger anfällig für Verlegung durch Schmutzablagerungen als Feinrechen und ermöglichen damit weniger häufigen Betrieb der Reinigungsanlage.
- Leitrechen leiten grössere Fische mit hoher Schwimmleistung effektiv und bieten eine kostengünstige Option auch für den Schutz kleiner und schwimmschwächerer Arten und Altersstadien an, wenn 100% Leiteffizienz nicht gefordert ist.

#### **Contra**

- Leitrechen ermöglichen keinen absoluten Fischschutz. Ihre Leiteffizienz ist abhängig von Fischart, -alter, -grösse und –schwimmstärke.
- Spezielle Geschwemmselarten wie faserige Pflanzenteile oder Holzplatten können sich im *Louver* verfangen oder verhaken und die Reinigung erschweren.
- Bei grossen Hochwässern auftretendes Schwemmholz kann zur Beschädigung der Anlage führen. Ist mit starkem Schwemmholzaufkommen zu rechnen, muss der Anlage ein Grobrechen zum Schutz vorgeschaltet werden.
- Zum jetzigen Zeitpunkt stossen Leitrechen bei Umweltschutzverbänden und Behörden teilweise auf wenig Akzeptanz, da sie keinen absoluten Schutz bieten. Dies ist zurückzuführen auf die wenig bekannte Problematik der Fischsterblichkeit, die an Rechenanlagen durch Anpressen und Verklemmen von Fischen hervorgerufen wird.
- Das zur Montage von Leitrechen nötige Tragwerk kann abhängig von der statischen Belastung (Strömungskraft, Rechenreinigungsanlage usw.) erhebliche Dimensionen annehmen und zu Akzeptanzproblemen in der Bevölkerung führen.

### **2.4.1.2 Grobrechen**

Grobrechen sind an den Turbineneinläufen praktisch aller Wasserkraftanlagen angeordnet, um die Turbinen vor der Beschädigung durch Treibgut oder Schwemmholz zu schützen. Sie haben abhängig von der Grösse der zu schützenden Turbine lichte Stababstände zwischen 60 mm und 200 mm und stellen damit für die meisten Fische keine physische Barriere vor dem Einschwimmen in den Kraftwerkseinlauf dar, sondern wirken vielmehr verhaltensbiologisch.

Allerdings lassen Versuche mit Lachs- und Meeresforellen-Smolts an Kraftwerksprototypen in Frankreich mit einem Abflussspektrum von  $20 \text{ m}^3/\text{s}$  bis  $85 \text{ m}^3/\text{s}$  und Einlaufbreiten zwischen 11 m – 30 m den Schluss zu, dass Oberflächensammelrinnen im Zusammenhang mit existierenden Einlaufrechen eine akzeptable Methode des Fischschutzes an Kraftwerken mit nur geringen Anforderungen an das Schutzziel darstellen (Larinier und Travade 1999). Die Oberflächenbypässe waren bei allen Kraftwerken entlang des oberen Endes der Einlaufrechen angeordnet und mit Dotierabflüssen von  $0.4 \text{ m}^3/\text{s}$  bis  $4 \text{ m}^3/\text{s}$  versorgt. Die Leiteffizienz der Massnahmen lag zwischen 17% und 80% und war stark von den hydraulischen Bedingungen im Kraftwerkskanal und im Turbineneinlauf abhängig.

### **2.4.2 Räumliche Anordnung von Fischschutzbarrieren**

Die räumliche Anordnung im Gewässer kann die Fischleiteffizienz sowohl von Verhaltens- als auch von Abschirmungsbarrieren beeinflussen. Im Folgeabschnitt wird dieser Parameter daher grundlegend und übergreifend für eine Vielzahl von Massnahmentypen behandelt.

Rechtwinklig zur Hauptströmungsrichtung angeordnete Barrieren halten den Fisch lediglich von dem Gefahrenbereich fern. Er ändert seine Position im Gewässerquerschnitt dabei nicht zwingend und wandert bei nicht erfolgreichem Auffinden eines Bypasses entweder wieder flussaufwärts oder wird bei ausreichender Ermüdung durch die Barriere verdriftet (Pavlov 1989). Ist eine Verdriftung nicht möglich, z.B. durch unpassierbare Barrieren wie Feinrechen, werden die anstehenden Fische nach Ermüdung an die Barriere gepresst und verenden dort. Untersuchungen an einem mit einem vertikalen 20 mm Rechen ausgestatteten Kraftwerk am Fluss Ätran im Südwesten Schwedens ergaben, dass sämtliche abstiegswilligen Aale mit einer Grösse über

680 mm am Rechen getötet wurden. Dies entsprach ca. 40% aller untersuchten Individuen (Calles *et al.* 2010).

Es ist deshalb wünschenswert, Barrieren derart anzuordnen, dass die Fischbewegung oder -flucht in Richtung einer Bypass-Anlage oder eines Umgehungsgerinnes gelenkt wird. Abbildung 2.8 zeigt zwei Grundvarianten nach Dumont *et al.* (2005):

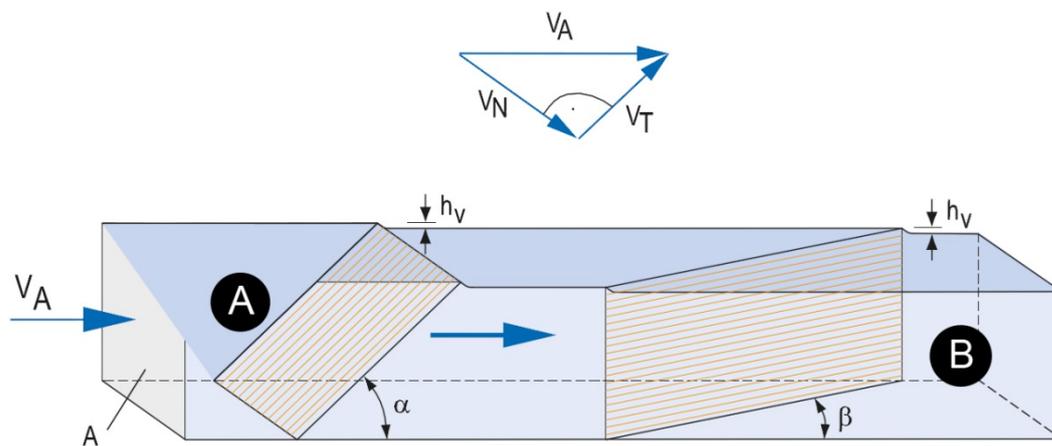


Abbildung 2.8 Prinzip der Schrägstellung von Barrieren zur Verbesserung der Leiteffizienz in Richtung von Bypasssystemen (Dumont *et al.* 2005): (A) Neigung einer senkrecht angeströmten Barriere, (B) Schrägstellung einer senkrechten Barriere zur Strömung

#### 2.4.2.1 Flach zur Strömung geneigte Barrieren

Die Anordnung von senkrechten Barrieren mit flacher Neigung wird verfolgt, um die Auffindbarkeit von Oberflächenbypässen zu verbessern.

In diesem Zusammenhang wurden im Freigelände der TU München in Obernach Untersuchungen zum Verhalten von Barben, Nasen und Döbeln an rechtwinklig zur Strömung ausgerichteten, flach geneigten Rechen im hydraulischen Modell durchgeführt und deren Verhalten dokumentiert (Cuchet *et al.* 2011). Abbildung 2.9 zeigt eine Prinzipskizze des Versuchsaufbaues mit den getesteten Rechenneigungen von 20°, 30°, 45° und 70°.

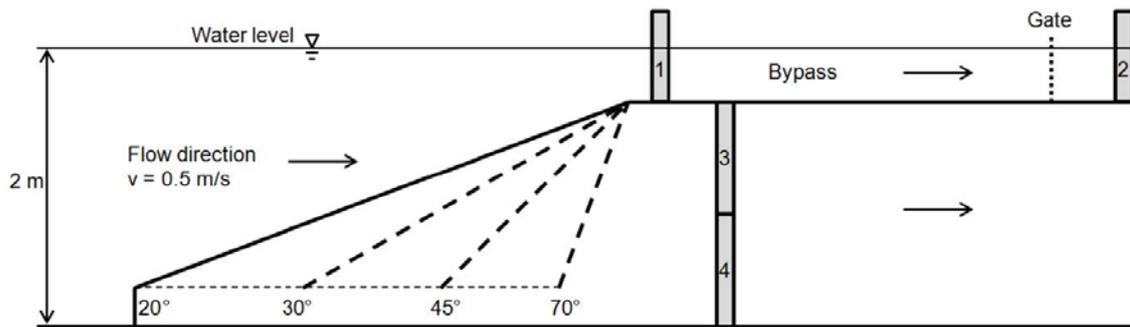


Abbildung 2.9 Rechenneigungen und Bypassposition der Modellversuche zur Fischleiteffizienz von flach geneigten Rechen an der TU München (Cuchet *et al.* 2011)

Alle Versuche wurden mit Rechen mit einem lichten Stababstand von 20 mm durchgeführt und zeigten, dass beim Einsatz flacher Rechenneigungen unter  $45^\circ$  sämtliche getestete Arten den Oberflächenbypass gut auffanden. Allerdings wurde festgestellt, dass die Anzahl der Fische, die nichtsdestotrotz den Rechen passierten, stark von der Neigung beeinflusst war. Je flacher die Rechenneigung, umso geringer ist auch die Wahrscheinlichkeit, dass Fische nicht den Bypass zum Abstieg wählen (Abbildung 2.10a).

Parallel zur Beurteilung der Leiteffizienz des Rechens wurden verschiedene Bypasskonfigurationen untersucht. Es wurden dabei breite Öffnungen mit geringeren Überfallhöhen von 5 und 10 cm und Schlitzbypässe mit 27 cm Wassertiefe verglichen und eine deutliche Bevorzugung der Schlitzpässe und eine Verbesserung der Leiteffizienz festgestellt (Abbildung 2.10b).

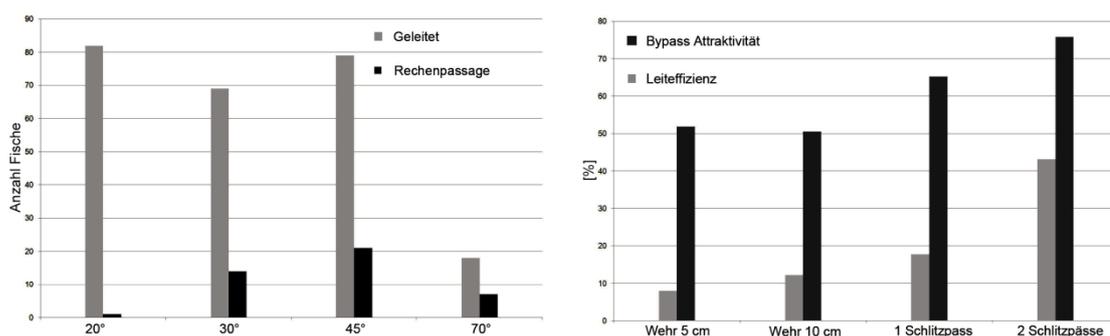


Abbildung 2.10 Einfluss der Rechenneigungen (a) und Bypassgeometrie (b) auf die Fischleiteffizienz von flach geneigten Rechen bei Versuchen an der TU München (Cuchet *et al.* 2011)

Die Ergebnisse der Modellversuche werden von den Autoren der o.g. Studie als vielversprechend für die Entwicklung von effektiven Abstiegseinrichtungen für potamodrome Fischarten eingeschätzt.

Hassinger (2011) zeigt sich allerdings skeptisch gegenüber der Leitwirkung von flach geneigten Barrieren und gibt dafür folgende Gründe an:

- Manche Fische wehren sich dagegen, an die Oberfläche gebracht zu werden.
- Für bodenorientierte Fische ist die Leitwirkung irreführend.
- Keine überzeugenden Nachweise für ausreichende Funktion vorhanden!
- Die Untersuchungen an der WKA Calbe/Saale durch Ebel (2010) haben gezeigt, dass die vertikale Leitwirkung eines geneigten Rechens nicht zu einer nennenswerten Effektivität eines oben liegenden Bypasses geführt hat.

Auch andere Quellen bescheinigen flach geneigten Rechen in der heutigen Praxisanwendung eine ungenügende Leitwirkung (Gluch 2011) und beschreiben zwei, mit geneigten 20 mm Rechen ausgestattete Anlagen (WKA Calbe und WKA Alsleben), bei denen Fischabstiegskontrollen unbefriedigende Ergebnisse lieferten. Insbesondere auffällig sei der Vergleich mit einer ähnlich dimensionierten Anlage (WKA Rothenburg) mit horizontal leitenden Systemen. Gegenüber diesen erreichte der flache Vertikalrechen lediglich „Abstiegsszahlen (für) Freiwasserfische (von) nur 5% des horizontal leitenden Systems“.

#### **2.4.2.2 Senkrechte, schräg zur Strömung angeordnete Barrieren**

Senkrechte Barrieren können im Gerinne schräg angeordnet werden. Fische weichen vor diesen Barrieren nicht nur nach oberstrom, sondern auch seitlich aus und können so gezielt in Richtung eines Bypasses geführt werden. Das Prinzip der seitlichen Führung von Fischen wird seit mehreren Jahrzehnten und für unterschiedliche Barrieretypen verfolgt und ist nach Hassinger (2011) ein erfolgreiches Konzept.

So berichten bereits Bates und Vinsonhaler (1957) über Untersuchungen an *Louvern* in einem ca. 11 m breiten Kanal mit einer Schrägstellung zur Hauptströmungsrichtung zwischen  $11.5^\circ$  und  $40^\circ$ , einer Anströmgeschwindigkeit zwischen 0.15 m/s und 2 m/s und einem Stababstand zwischen 2.5 cm – 9 cm. Die verschiedenen Konfigurationen riefen grundsätzlich bei allen untersuchten Arten (Felsenbarsch, Lachs, Maifisch und Wels) und Fischgrößen (ab 10 mm) die in Abbildung 2.11 dargestellten Reaktionsmuster hervor. In Bezug auf die Leiteffizienz wurde festgestellt, dass insbesondere grosse, schwimmstarke Fische mit hoher Erfolgsrate in Richtung Bypass geleitet werden konnten. Neben der Anströmgeschwindigkeit nahmen insbesondere die Strömungsmuster im Zulauf des *Louver* Einfluss auf die Leiteffizienz. Starke Turbulenzen wurden als Grund

für eine erschwerte Orientierung der Fische im Strömungsfeld und eine Abnahme der Leiteffizienz identifiziert.

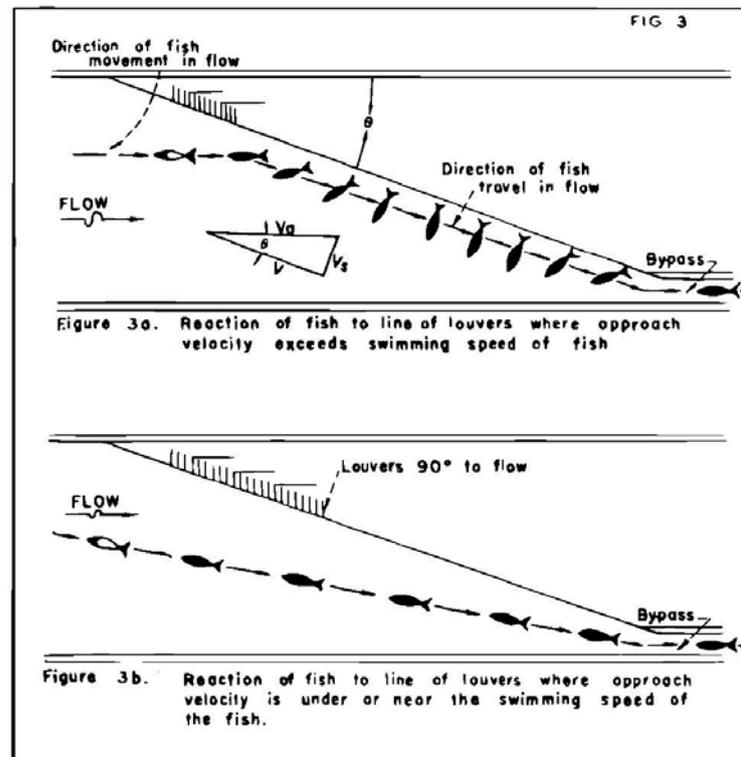


Abbildung 2.11 Reaktionsmuster von Fischen auf eine schräg angeströmte Barriere (Bates und Vinsonhaler 1957):  
 Oben: Überschreitet die Anströmgeschwindigkeit die Schwimmleistung der getesteten Fischarten, werden diese an die Barriere verdriftet, richten sich dort rechtwinklig zur Barriere aus und werden in der Folge aktiv in Richtung des Bypasses weiter verdriftet.  
 Unten: Bei Anströmgeschwindigkeiten unter der Schwimmleistung der Testspezies nehmen die Fische die Barriere frühzeitig wahr und orientieren sich mittig im Abflussquerschnitt zwischen Barriere und Gerinnewand.

In den Folgejahrzenten wurden in Nordamerika neben unterschiedlichen Barrieretypen auch weitere *Louver* und *Bar Rack* Systeme an anderen Anlagen untersucht. Von zentraler Bedeutung ist dabei die „Tracy Fish Collection Facility“ in Kalifornien. Dort werden bedrohte und ökonomisch wichtige Fischarten durch ein mehrstufiges *Louver*-System vor dem Einschwimmen in den Pumpstationskanal umgeleitet (Abbildung 2.12). Die dort gesammelten Erfahrungen führten zur Entwicklung eines numerischen Modells zur Vorhersage der Fischleitwirkung von *Louvers* (Haefner und Bowen 2002). Das Modell berücksichtigt nur die Bewegung von einzelnen Individuen und beruht bei der Berechnung der Strömungsverhältnisse im Gerinne auf der Lösung der Navier-Stokes-Gleichung.

Die Evaluation der Berechnungsergebnisse anhand der durch Monitoring bestätigten Leiteffizienz der Anlage zeigt gute Übereinstimmung für Lachs, Wels, Stint und Splittail. Das Programm überschätzt die Leiteffizienz für die Fischarten Maifisch und Barsch.

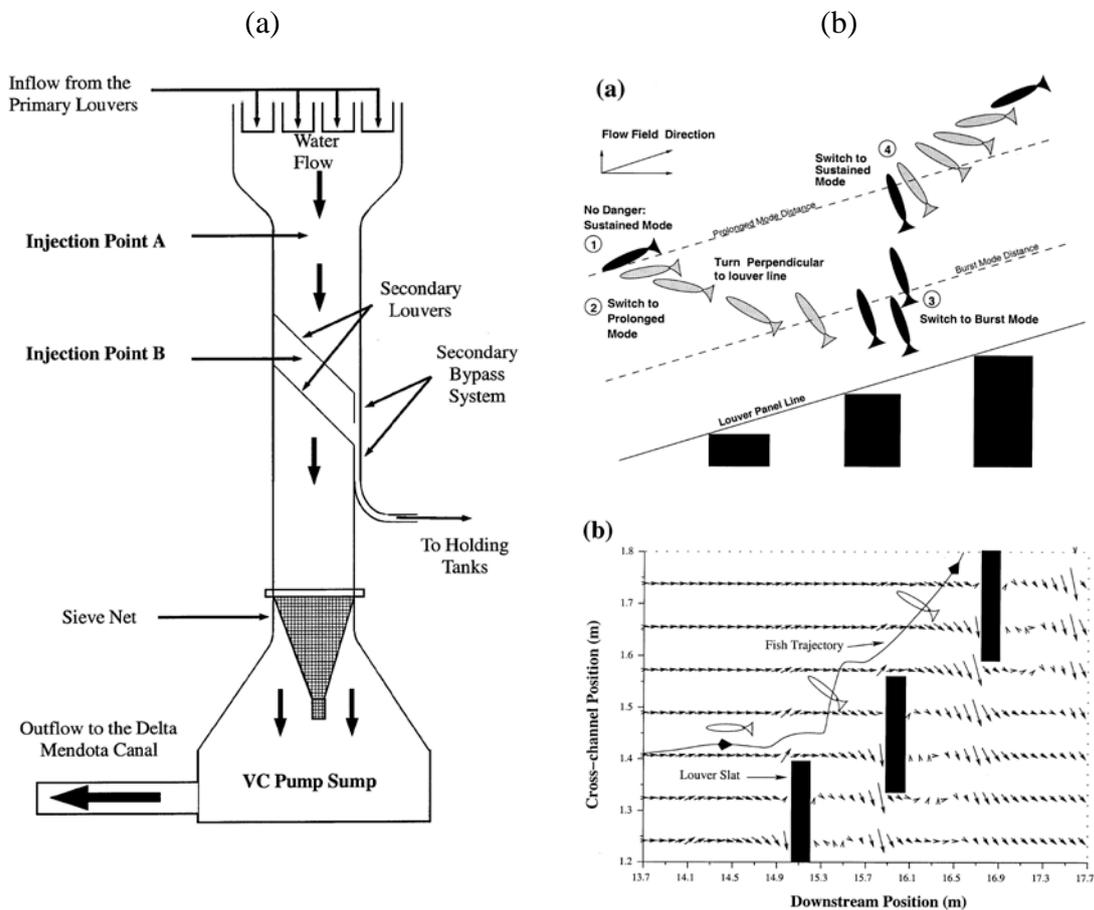


Abbildung 2.12 (a) Überblick der „Tracy Fish Collection Facility“ mit einem 2-stufigen *Louver*-Leitsystem mit seitlichem Bypass (Haefner und Bowen 2002)  
 (b) Vergleich des Fischverhaltensschemas im Nahbereich eines *Louvers* auf Grundlage von Beobachtungen (oben) mit der durch das von (Haefner und Bowen 2002) entwickelte Programm berechneten Fischtrajektorie (unten)

Zusammenfassend kann aber festgestellt werden, dass bereits heute die numerische Vorhersage von Fischbewegungen in einem technisch-hydraulisch beeinflussten Gerinne mit einiger Unschärfe und für fischbiologisch gut erforschte Arten vorherbestimmt werden kann. Die Autoren der Studie weisen darauf hin, dass die wichtigsten „Stellschrauben“ bei der Kalibrierung ihres Modelles die Ausgangsposition des Fisches beim Einschwimmen in den Kanal und die dem einzelnen Fischindividuum zur Verfügung stehende Energie für das Ausführen von Sprintbewegungen sind. Andere fischbiologische Parameter wie Individuengröße, -art und -alter verhalten sich unsensibel.

Während diese Aussage selbstverständlich nicht generell als Hinweis auf die Unabhängigkeit der Leiteffizienz im Hinblick auf die Fischart zu verstehen ist, lässt sie doch die vorsichtige Annahme zu, dass eine Gruppierung verschiedener Arten nach o.g. Parametern zielführend ist, wenn keine Verhaltensstudien vorliegen. Dies umso mehr, da das Modell seine fischbiologischen Eingangsparameter aus den empirischen Erfahrungen des Fischmonitoring an der Anlage bezieht. Zu aktuellen Untersuchungen zur baulichen Auslegung von *Louver* und *Bar Rack*-Systemen und zur resultierenden Leitwirkung und -effizienz wird auf den Abschnitt 2.4.1 rückverwiesen.

In Deutschland kommen nach Ebel (2010) seit dem Jahr 2000 senkrechte Barrieren mit horizontaler Schräganströmung und Schachtbypässen zum Einsatz (Abbildung 2.8). Der Autor kommt zum Schluss:

„Für Leitrechensysteme mit horizontaler Schräganströmung und schachtartige Bypässe liegen nunmehr auch in Deutschland Betriebserfahrungen vor. Diese betreffen derzeit 7 Anlagenstandorte mit Ausbaudurchflüssen von 5 bis 80 m<sup>3</sup>/s. Die ersten biologischen Befunde belegen eine hohe Nutzungsfrequenz der Bypässe. Für mehr als 30 Arten ist die verletzungsfreie Standortpassage nachgewiesen.“

Diese Erfahrungen decken sich mit denen anderer Länder und die schräge Anordnung von Barrieren mit angeschlossenem Bypass zur Steigerung der Fischleiteffizienz kann zum jetzigen Zeitpunkt als „Best Practice“ Methode eingestuft werden. Sie wird unter anderem in Leitfäden zum Fischabstieg für die Ausführung an Wasserkraftanlagen oder Wasserentnahmestellen empfohlen, und zwar beispielsweise in folgenden Ländern:

- Schweiz: „Wiederherstellung der Fischauf- und -abwanderung bei Wasserkraftwerken“ (Hefti 2011),
- Österreich: „Grundlagen für einen österreichischen Leitfaden zum Bau von Fischaufstiegshilfen (FAHs)“ (AG-FAH 2011),
- Deutschland: „Themen DWA-TH WW-8.1 - Fischschutz- und Fischabstiegsanlagen - Bemessung, Gestaltung, Funktionskontrolle (DWA 2005),
- Grossbritannien: „A UK guide to intake fish-screening regulations, policy and best practice“ (Turnpenny *et al.* 1998) und „Screening for Intake and Outfalls: a best practice guide“ (Turnpenny und O’Keeffe 2005)
- USA: „Fish Protection at Water Diversions“ (U.S. Department of the Interior 2006)

- Australien: „Fish screening good practice guidelines for Canterbury” (Jamieson *et al.* 2007)

### **2.4.3 Bypass-Gestaltung**

Der hydraulisch und artspezifisch angepassten Gestaltung des Bypasses kommt ebenso hohe Bedeutung zu wie derjenigen der Leiteinrichtung. Falsch dimensionierte Bypass-Einlässe können zur Fluchtreaktion des Fisches führen und die Migration erschweren. Neben dem möglichst verzögerungsfreien Abtransport der Fische aus dem Leiteinrichtungsbereich müssen Bypässe ausserdem die sichere Passage in das Unterwasser sicherstellen.

#### **2.4.3.1 Bypass-Position**

Der Eingang zum Bypass sollte leicht auffindbar sein und nicht mehr als 1-2 m oberstrom des Barriereendes angeordnet werden. Die optimale Position des Einlaufes zum Bypass befindet sich am stromabwärtigen Ende der Leiteinrichtung (U.S. Department of the Interior 2006).

Zu bevorzugen ist, dass eine Leitströmung abwandernde Fische aktiv zum Bypass führt. Wenn Leiteinrichtungen sehr lang sind (> 100 m), sollten mehrere Bypässe angeordnet werden (Turnpenny und O’Keeffe 2005).

Für senkrecht zur Strömung angeordnete Rechen ohne Leitwirkung wird spezifisch für die Ableitung von Lachssmolts ein Maximalabstand zwischen den Bypass-Einläufen von 1.8 m gefordert (National Marine Fisheries Service 2008).

Eine Verringerung der Anströmgeschwindigkeit vor dem Bypass muss verhindert werden, da sie zu einer starken Herabsetzung der Fischleiteffizienz der vorgeschalteten Leiteinrichtung führen kann (Scruton *et al.* 2003).

Um die Funktion und betriebliche Sicherheit eines Bypasses sicherzustellen, muss er möglichst verklausungs- und verlegungssicher angeordnet oder leicht zu reinigen sein (DWA 2005; National Marine Fisheries Service 2008).

#### **2.4.3.2 Einlaufgestaltung**

Bypässe sollten über die gesamte Abflusstiefe wirksam sein und einen oberflächen- und bodennahen Einlauf besitzen, um artspezifisch attraktiv zu sein. Typisch ist die Bevorzugung oberflächennaher Bypass-Öffnungen durch Lachse, Forellen und andere Salmo-

niden (Larinier und Travade 1999; Arnekleiv *et al.* 2007; Travade und Larinier 2007; Russon und Kemp 2011) und jene bodennaher besonders durch Aale (Behrmann-Godel und Eckmann 2003; Brown *et al.* 2009; Travade *et al.* 2010; Calles *et al.* 2011; Gluch 2011; Russon und Kemp 2011).

Die Dotierwassermenge für funktionierende Bypässe liegt nach weltweiten Erfahrungen zwischen 2% und 10% der Ausbauwassermenge. Sie ist insbesondere davon abhängig, ob eine Leiteinrichtung Fischen das Auffinden des Bypasses erleichtert (Pavlov 1989; Odeh und Orvis 1998; Larinier und Travade 2002; Larinier 2008; Ebel 2013).

Oberflächennahe Bypässe sollten natürlich beleuchtet sein, denn es ist bekannt, dass insbesondere in den höheren Strömungsschichten abwandernde salmonide Jungfische den Einstieg in dunkle Rohröffnungen meiden (Jamieson *et al.* 2007). Aber auch bei Cypriniden konnten diese Verhaltensmuster nachgewiesen werden (Mallen-Cooper 1997).

Während die Strömungsbeschleunigung am Bypass-Einlauf nicht zur Fluchtreaktion führen sollte, ist es anzustreben, dass sie im Bypass selbst so stark zunimmt, dass ein Verlassen des Bypasses nicht mehr möglich ist (Jamieson *et al.* 2007).

Starke Turbulenzen und hohe Geschwindigkeitsgradienten am Bypass-Einlauf sind unbedingt zu vermeiden. In diesem Zusammenhang konnte nachgewiesen werden, dass eine hydraulisch günstig ausgeformte Bypass-Öffnung mit weniger steilen Geschwindigkeitsgradienten zur schnelleren Abwanderung von Lachsen und Maifischen führte, als ein scharfkantiger Überfall (Abbildung 2.13). Die Gesamtabwanderungsrate über einen langen Zeitraum veränderte dies aber nicht (Haro *et al.* 1998).

Die Breite des Bypass-Einlaufes sollte auf 0.5 m bis 1.0 m ausgelegt sein (DWA 2005; Turnpenny und O’Keeffe 2005; U.S. Department of the Interior 2006).

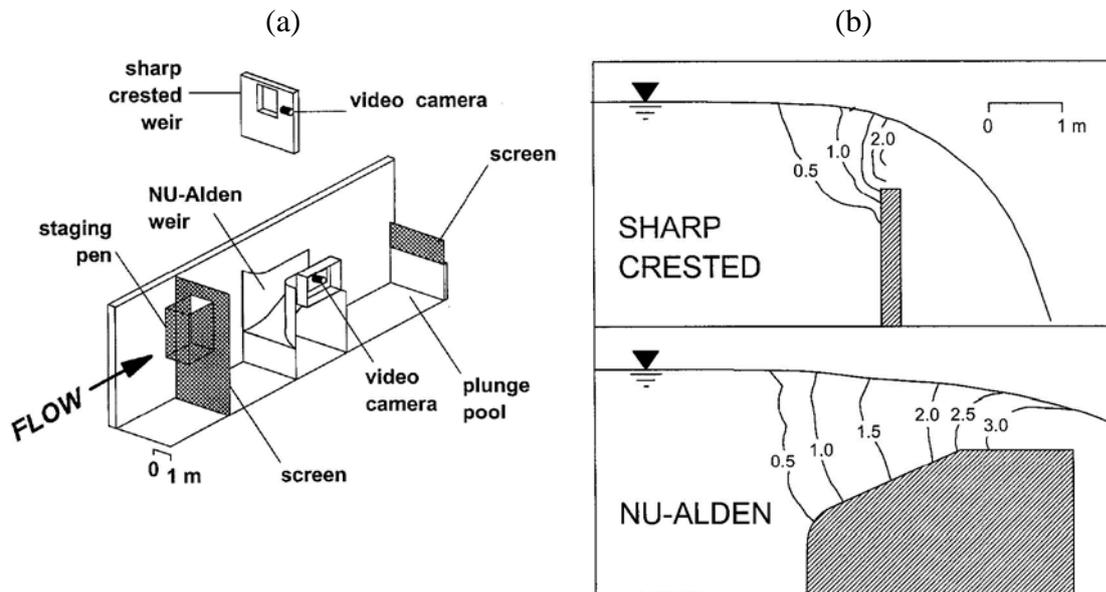


Abbildung 2.13 (a) Experimentelle Einrichtung zum Vergleich des Einflusses der Bypass-Ausbildung auf das Abwanderungsverhalten von Lachsen und Maifischen (Haro *et al.* 1998), (b) Details der untersuchten Bypass-Einläufe mit scharfkantigem Einlass oben und ausgeformtem Bypass unten, Isotachen in [m/s] (Haro *et al.* 1998)

### 2.4.3.3 Bypass-Leitungen und -Auslauf

Bypass-Kanäle und -Leitungen dürfen selbst kein Schädigungspotential für die passierenden Fische darstellen. Ihr Inneres muss deshalb ohne starke Krümmungen, Hindernisse oder raue Oberflächen ausgeführt sein (Jamieson *et al.* 2007). Kurvenradien unter 3 m (Turnpenney *et al.* 1998) oder dem 5-fachen des Rohrdurchmessers (National Marine Fisheries Service 2008) sind zu vermeiden.

Auch ihre hydraulischen Bedingungen müssen auf den gefahrlosen Abstieg bemessen sein. Wechselsprünge, freier Fall der Wassersäule und hohe Scher- und Druckkräfte sowie Turbulenz-Intensitäten sollten vermieden werden (Clark und Kehler 2011). Ferner dürfen Geschwindigkeiten über 12 m/s nicht zugelassen werden (DWA 2005), um eine Verletzung der Fische auszuschließen.

Um Fische ohne Verzögerungen durch das Bypass-System zu führen, sollte an keiner Stelle eine Verzögerung der Fließgeschwindigkeit auftreten. Andererseits sind übermäßige Beschleunigungen zu vermeiden und z.B. für Lachssmolts auf  $6 \text{ cm/s}^2$  zu begrenzen (National Marine Fisheries Service 2008).

Die Einleitung des Bypass-Abflusses muss, wie das Beispiel eines Bypass-Auslaufes am Vernon Dam in Abbildung 2.14 zeigt, auf die freie Wasseroberfläche erfolgen, um schädliche Scherkräfte im Wasserkörper auszuschließen (Taft 1986).

Die Fallhöhe in das Unterwasser sollte zwischen 1.8 m und 2.4 m betragen und die Aufprallgeschwindigkeit von 13 m/s nicht überschritten werden (DWA 2005). Dabei ist ferner zu beachten, dass die Tiefe des anschliessenden Wasserkörpers mindestens 0.9 m beträgt. Werden höhere Abstürze realisiert, muss die vorzuhaltende Wassertiefe 25% der Fallhöhe entsprechen (Odeh und Orvis 1998). Nach Ebel (2013) liegen an mitteleuropäischen WKA gute Erfahrungen mit Wassertiefenbereichen zwischen 1.3 m – 1.5 m bei Fallhöhen von 3 m bis 4 m vor. Diesem Aspekt ist insbesondere an Anlagen mit stark schwankenden Unterwasserspiegellagen Beachtung zu schenken.



Abbildung 2.14 Bypass-Auslauf am Vernon Dam, Connecticut River, USA (Foto: C. R. Kriewitz)

## 2.5 Zusammenfassung

Der aktuelle Stand der Technik von Massnahmenkonzepten und –typen zum Fischabstieg erfüllt nicht die Voraussetzungen zum direkten Einsatz an den grösseren Kraftwerken der Mittellandflüsse. Dies ist begründet durch:

- Keine oder stark eingeschränkte Übertragbarkeit von an Kleinanlagen erfolgreichen Schutzkonzepten und –typen (Barriererechen mit Stababständen unter 20 mm)

- Stark eingeschränkte Übertragbarkeit der an Grossanlagen in Nordamerika eingesetzten physischen Barrieretypen (Oberflächenleitwände, -rechen und –bypässe) mit deutlichem Fokus auf Lachs- und Forellenschutz aufgrund stark abweichender Schutzziele
- Fehlen wichtiger physikalischer Grundparameter zur Beschreibung der hydraulischen Charakteristik mechanischer Verhaltensbarrieren wie *Louver* und *Bar Racks*
- Fehlen verhaltensbiologischen Grundwissens zu wichtigen lokalen Zielfischarten wie Barbe, Nase, Äsche und Schneider
- Hohe Unsicherheiten beim Einsatz sensorischer Verhaltensbarrieren bei der Fischabwanderung an grossen Gewässern mit hohen Fließgeschwindigkeiten (elektrische, schall- und lichtbasierte Scheuchanlagen)
- Beträchtliche Erzeugungsverluste und eingeschränkte Erfolgsaussicht durch betriebliche Anpassungen beim Einsatz von Frühwarnsystemen

Die gelisteten Defizite verdeutlichen die Notwendigkeit zur Weiterentwicklung und Adaption von Fischschutzkonzepten im Zusammenhang mit deren Einsatz an den Kraftwerken der Mittellandflüsse. Entsprechende Schutzkonzepte sollten die folgenden Voraussetzungen erfüllen:

- Gewährleistung weitreichender Schutzziele für diadrome Langstreckenwanderer, aber auch für potamodrome Kurz- und Mittelstreckenwanderer (breites einheimisches Zielspeziesspektrum)
- Hohe Verfügbarkeit und Einsatzsicherheit auch bei schwierigen betrieblichen Anforderungen (starkes Geschiebe-, Schwemmholz- und ggf. Eisaufkommen)
- Möglichst geringe Energieerzeugungsverluste (Fallhöhenverluste, Störung des Strömungsfeldes im Turbineneinlauf) und überschaubare Investitionskosten (Kraftwerksmodifikationen, Betriebsausfall, usw.)
- Hohe Planungssicherheit mit geringen Folgekosten für allfällige Optimierungs- und Anpassungsmassnahmen an das jeweilige Kraftwerk (modulare Systeme mit möglichst einfachen Monitoring-Optionen)
- Hohe Akzeptanz bei Behörden, Fischerei- und Umweltverbänden und der Öffentlichkeit (Leiteffizienz, Erscheinungsbild, Heimatschutz)

Mit aktuellen Schutzkonzepten können nicht alle der oben gesetzten Ziele parallel und gleichgewichtet erfüllt werden. Allerdings verspricht die Optimierung und Weiterentwicklung von Leitrechensystemen eine hohe Zielerfüllung.

Leitrechen (*Louver-* und *Bar Rack-*Systeme) sind in der Lage, eine Vielzahl an Zielspezies über einen grossen Bereich hydraulischer Verhältnisse zu leiten. Vorteilhaft wirkt sich aus, dass Leitrechen robust und weniger anfällig in Bezug auf Geschiebe- und Schwemmholztrieb als physische Barrieren wie Feinrechen sind. Die beträchtliche Anlagengrösse kann sich negativ im Zusammenhang mit der öffentlichen Akzeptanz und dem Heimatschutz auswirken. Für die Dimensionierung derartiger Systeme zum Einsatz an Mittellandflüssen fehlen verhaltensbiologische Grundlagen für wichtige Projektzielfischarten und planungsrelevante Parameter zur Beurteilung hydraulischer Verluste und der Veränderung des Strömungsfeldes. Zwar sind auch bei diesen Systemen hohe Investitionskosten zu erwarten, voraussichtlich ergeben sich aber niedrigere Unterhaltskosten als bei anderen mechanischen Systemen.

Der sich aus der Sichtung und Beurteilung aktueller Dokumentationen von Leitrecheninstallationen und wissenschaftlichen Literaturquellen ergebende Forschungsbedarf ist beträchtlich. Er umfasst mehrere Fachgebiete und erfordert die interdisziplinäre Zusammenarbeit zur Bereitstellung der notwendigen fischbiologischen und ingenieurtechnischen Grundlagen.

## **2.6 Forschungsbedarf**

Die Fülle der zur Verfügung stehenden Literatur verdeutlicht zum einen die Komplexität der Problematik, bietet aber andererseits eine breite Basis von Erkenntnissen, auf denen die weiterführende Erforschung und die Adaption von Leitrechen an die Verhältnisse der Mittellandflüsse aufgesetzt werden kann. Insbesondere sollten die folgenden offenen Fragestellungen im Rahmen von hydraulischen und ethohydraulischen Modellversuchen geklärt werden:

- Die Grundlagen zum artspezifischen Verhalten der europäischen Zielfischarten an Leitrechen sind nicht vorhanden. Aus diesem Grund sollen im Rahmen des Forschungsprojektes in ethohydraulischen Versuchen die Verhaltensmuster von Barbe, Äsche, Schneider, Bachforelle und Aal an diesen Strukturen bestimmt werden (Abschnitt 4.2 und Kapitel 7).

- Ebenfalls weitgehend unerforscht ist der Zusammenhang zwischen Fischverhaltensmustern und strömungsmechanischen Parametern wie Turbulenzintensität, Geschwindigkeitsgradienten oder Scherspannungen an Leitrechen. Aus diesem Grund werden aktuell in der Regel lediglich geometrische Parameter und die Anströmgeschwindigkeit für deren Bemessung herangezogen. Das Forschungsprojekt zielt darauf ab, die oben genannten Parameter in einer hydraulischen Detailuntersuchung zu beschreiben und deren Einfluss auf das Fischverhalten im Abgleich mit den ethohydraulischen Lebendfischversuchen zu analysieren (Abschnitt 4.1 und Kapitel 6).
- Die hydraulischen und geometrischen Bedingungen im Zulauf von Flusskraftwerken besitzen eine grosse Bandbreite, da sie sowohl vom Kraftwerkstyp als auch von den hydrologischen und morphologischen Bedingungen des Flusssystems abhängig sind. Insbesondere bei der Umsetzung grosser, komplexer Projekte wie der Installation von Leitrechensystemen ist deshalb entweder im hydraulischen Modellversuch oder in numerischen Simulationen eine Überprüfung der Planentwürfe ratsam. Gegenwärtig fehlen exakte und ingenieurmässig anwendbare Angaben zu dem durch eine Vielzahl von Leitrechenvarianten verursachten Fließwiderstand und den damit verbundenen Energieverlusten. Im Rahmen des Forschungsprojektes sollen diese für eine geometrische und hydraulische Parametervariation bestimmt werden (Abschnitt 4.1 und Kapitel 5).
- Schliesslich haben die mit der potentiellen Installation von Leitrechen verbundenen betrieblichen Auswirkungen auf den Kraftwerksbetrieb einen entscheidenden Anteil daran, ob sich ein Fischschutzsystem in der Praxis durchsetzen kann. Fragen nach der Beeinflussung der Turbinenanströmung und dem notwendigen Schwemmholzmanagement müssen im Vorfeld einer kostspieligen Umsetzung an grossen Flusskraftwerken zwingend beantwortet werden. Zur Bearbeitung derart grossräumiger Aspekte bieten sich Versuche in einem gross-skaligen Modell an, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit ebenfalls durchgeführt wurden (Abschnitt 4.3 und Kapitel 8).

Zusammengefasst ist die Forschungsidee der vorliegenden Arbeit in Abbildung 2.15 skizziert. An einem dem Krafthaus vorgelagerten Leitrechen sollen stromabwärts migrierende Fische zu alternativen Abstiegswegen, z.B. zu einem Bypass oder einem teilgeöffnetem Wehrfeld, geführt werden. Diese Ableitung sollte möglichst verzögerungsfrei und schonend erfolgen und eine grosse Anzahl einheimischer Zielspezies ein-

schliessen. Ferner sollte der Leitrechen am Kraftwerk die Energieproduktion möglichst wenig beeinflussen und sicher und mit vertretbarem Betriebsaufwand einsetzbar sein.

Die Forschungsschritte beinhalten die folgenden Meilensteine:

- Systematische Analyse der hydraulischen Eigenschaften bekannter und durch unabhängige Variation der Rechen- und Stabwinkel modifizierter Leitrechensysteme
- Feststellung der Verhaltensmuster europäischer Zielfischarten an ausgesuchten bekannten und modifizierten Leitrechen
- Bestimmung der betrieblichen Auswirkungen des Leitrecheneinsatzes für eine typische Kraftwerkssituation der Mittellandflüsse

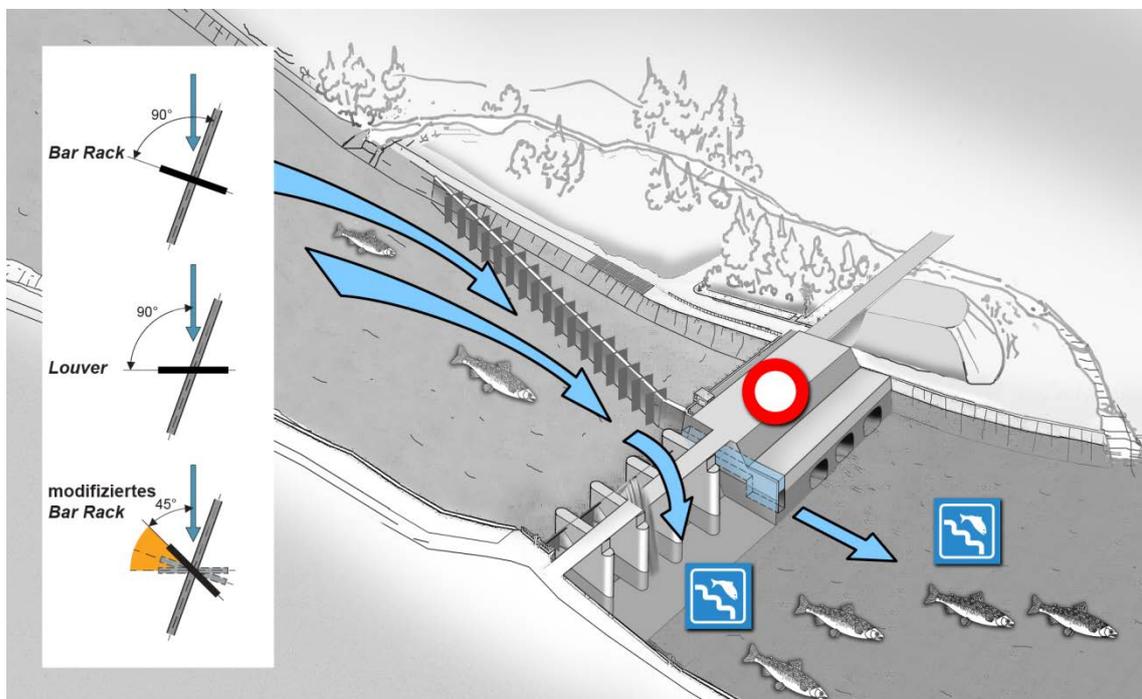


Abbildung 2.15 Prinzip des Fischschutzes mit Leitrechen (*Louver* und *Bar Rack* und modifiziertes *Bar Rack*) als Zielmassnahme des Forschungsprojektes

### 3 Abiotisch-hydraulische Grundlagen

*Einleitend werden die Grundzüge turbulenter Strömung erläutert, die für das Prozessverständnis der hydraulischen Untersuchungen dieser Arbeit die Basis bilden. Anschliessend erfolgt eine Vorstellung aktueller Forschungsergebnisse im Zusammenhang mit der Berechnung von Energieverlusten an Rechensystemen.*

#### 3.1 Eigenschaften turbulenter Strömung

Die meisten natürlichen Strömungsprozesse in Fließgewässern sind turbulent. Damit wird ein Strömungszustand bezeichnet, in dem die Fließgeschwindigkeit punktuell ständigen Fluktuationen unterworfen ist, also zeitlich variabel und chaotisch unterschiedliche Werte annimmt. Dennoch erfolgen die Strömungsprozesse in Flüssen und technischen Anlagen gerichtet. Wird ein Punkt in der Strömung über einen längeren Zeitraum betrachtet, so kann die Fluidbewegung an dieser Stelle durch eine mittlere Hauptbewegung und eine unregelmässige Schwankungsbewegung aufgeteilt werden. Die Schwankungsbewegung ist hoch komplex und von einer Vielzahl von Einflussfaktoren abhängig. Deshalb ist ihre Beschreibung kompliziert und ihre theoretische Berechnung in den meisten Fällen nicht möglich.

Eine grafische Darstellung zur Bildung des Turbulenzverständnisses bietet Abbildung 3.1. Darin skizziert ist ein Farbfaden, der seinen Ausgang in laminarer Strömung hat und anschliessend in ein turbulentes Strömungsgebiet eintritt.

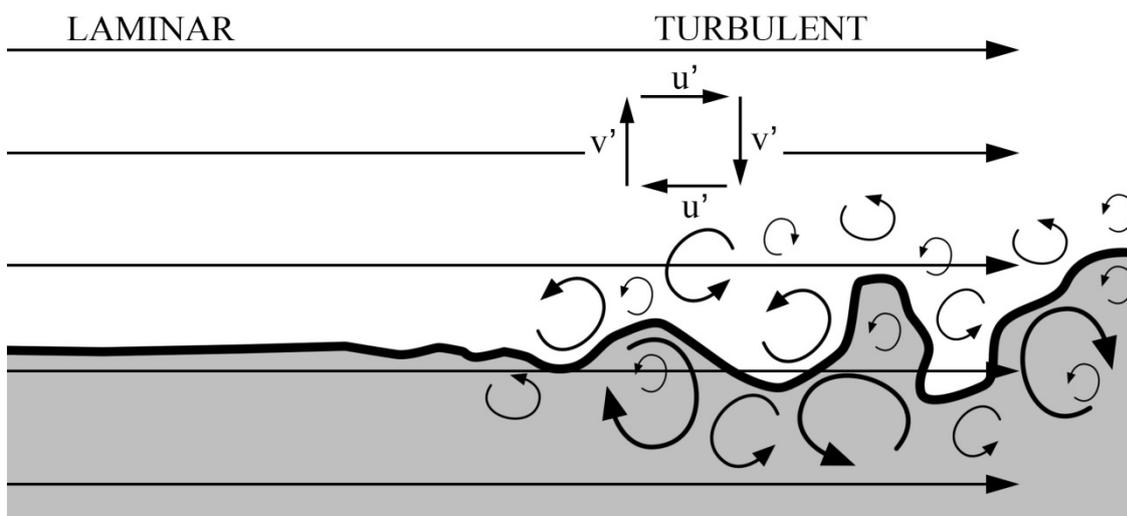


Abbildung 3.1 Farbfaden in laminarer und turbulenter Strömung

Die geraden, parallel in der Horizontalen verlaufenden Pfeile repräsentieren Stromlinien, die in der gleichgerichteten Strömung an jeder Stelle parallel zur Hauptströmung

ausgerichtet sind. In laminarer Strömung folgen die Fluidteilchen exakt der Bahn der Stromlinien, wie es durch den linearen Verlauf des Farbfadens gekennzeichnet wird. Mit dem Übergang in das turbulente Strömungsregime wird die Hauptströmung von einer Vielzahl von Verwirbelungen aller Grössenskalen überlagert. Der Verlauf des Farbfadens ist demnach in turbulenter Strömung sowohl von der Hauptströmung als auch von den Wirbeln beeinflusst.

Ob eine Strömung laminar oder turbulent ist, kann anhand des Verhältnisses von Trägheitskräften zu Zähigkeitskräften abgeschätzt werden. Dieses Verhältnis wird als Reynolds-Zahl  $R$  bezeichnet und ist im Abschnitt 4.1.5 zur Modellähnlichkeit definiert. Als grober Richtwert für den Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung wird häufig ein Bereich zwischen  $R < 5 \times 10^2$  bis  $1 \times 10^3$  angegeben. Während der Modellversuche, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführt wurden, traten Reynolds-Zahlen zwischen  $5 \times 10^4 \leq R \leq 1 \times 10^6$ , also auch stets turbulente Strömungsverhältnisse auf.

Die Kennzeichnung eines turbulenten Strömungsfeldes wird anhand Abbildung 3.2 beschrieben. In einem kartesischen Koordinatensystem wird das Strömungsfeld einer beliebigen dreidimensionalen Bewegung durch die Komponenten des Geschwindigkeitsvektors  $u, v, w$  sowie den Druck  $p$  und die Dichte  $\rho$  bestimmt.

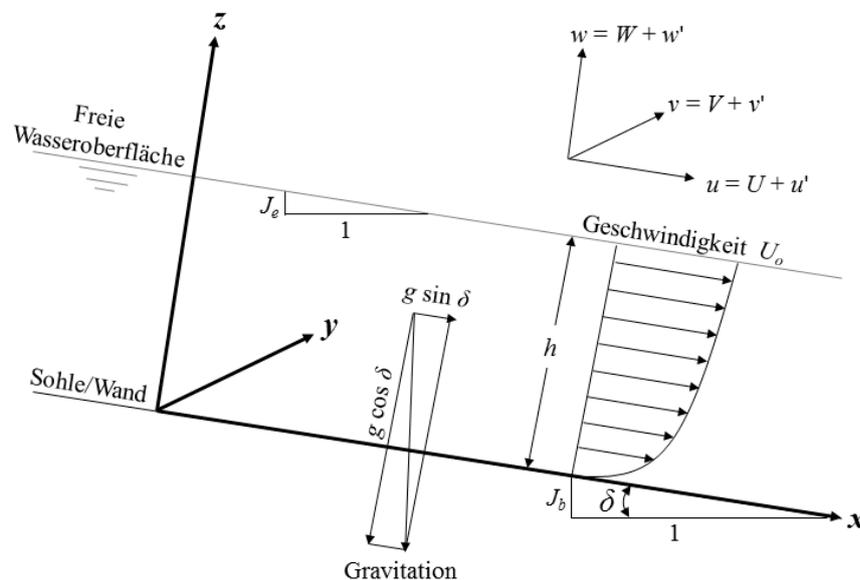


Abbildung 3.2 Koordinatensystem und Prinzipskizze für Freispiegelabfluss in einem Gerinne

Den momentanen Werten der Geschwindigkeitskomponenten in  $x, y$  und  $z$ -Richtung werden demnach die Bezeichnungen  $u, v$  und  $w$  zugewiesen. Bezeichnet man  $U$  als den

zeitlichen Mittelwert und  $u'$  als die Schwankungsgeschwindigkeit der longitudinalen Bewegung so gilt:

$$u = U + u' \quad (3.1)$$

und analog für die übrigen Geschwindigkeitskomponenten  $v = V + v'$  und  $w = W + w'$  sowie für den Druck  $p = P + p'$ . Diese Art der Geschwindigkeits- und Druckzerlegung wird im Allgemeinen als Reynolds-Zerlegung bezeichnet und bietet eine Grundlage zur statistischen Beschreibung der Schwankungsgrößen.

Dies ist möglich, da turbulente Bewegungen mit dem Auftreten zufälliger Wirbel verbunden sind. Werden in Messungen neben der Ermittlung der zeitlichen Mittelwerte auch die Schwankungsgrößen über einen längeren Zeitraum erfasst, können diese durch das statistische Mittel der Standardabweichung  $SD$  beschrieben werden. Die Standardabweichung  $SD$  ist ein Mass für die Streuung der Werte um ihren Erwartungswert, nämlich um den der mittleren Geschwindigkeit. Sie werden dann als RMS-Werte (*Root Mean Square*) der Schwankungsgeschwindigkeiten oder Turbulenzstärke bezeichnet

$$u_{rms} = \sqrt{u'^2} \quad (3.2)$$

und analog  $v_{rms} = \sqrt{v'^2}$  resp.  $w_{rms} = \sqrt{w'^2}$ . Die RMS-Werte werden entweder mit der lokalen zeitlich gemittelten Geschwindigkeit  $U$ , der tiefengemittelten Geschwindigkeit  $U_o$  oder der Schubspannungsgeschwindigkeit  $U_*$  normiert und als Turbulenzintensität bezeichnet. Die Wahl der Normierungsmethode in der vorliegenden Arbeit ist in Abschnitt 6.3.2 erläutert. Die Bedeutung der Turbulenzintensität für die Beschreibung des Strömungscharakters verdeutlicht Abbildung 3.3. Beide Geschwindigkeitsaufzeichnungen weisen eine identische mittlere Bewegung aus, allerdings ist die Strömung auf der linken Seite der Abbildung deutlich turbulenter.

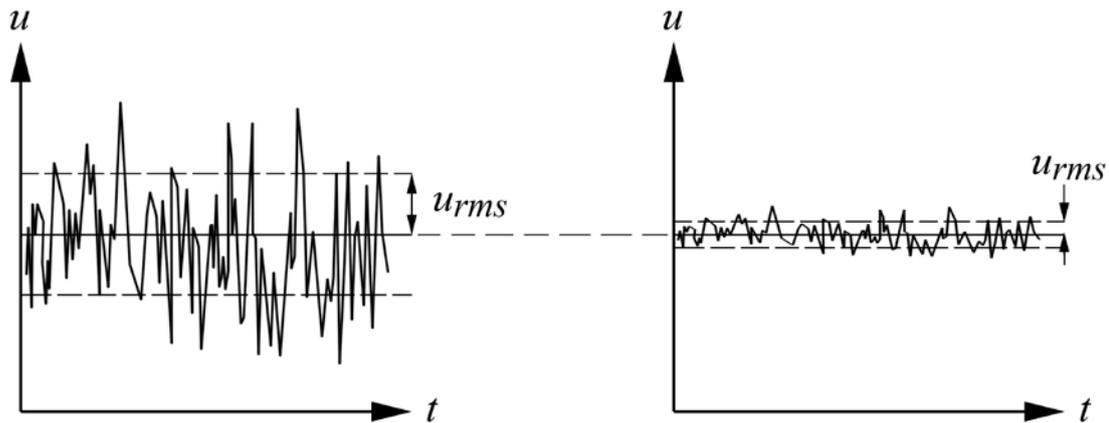


Abbildung 3.3 Vergleich von Strömungszuständen mit identischer mittlerer Longitudinalgeschwindigkeit  $U$  und unterschiedlichen instantanen Geschwindigkeiten  $u$

Der Charakter turbulenter Strömungen kann also sehr unterschiedlich sein. Im Rahmen der vorliegenden Untersuchung hat dies weitreichende Konsequenzen, denn es ist bekannt, dass Fische in der Lage sind, mit ihrem Seitenlinienorgan Strömungseigenschaften hoch aufgelöst wahrzunehmen (Anderson *et al.* 2001; Liao 2007). Diese Wahrnehmung nutzen sie, um auf unterschiedliche hydraulische Situationen zu reagieren (Anderson 1996; Haro *et al.* 1998; Odeh *et al.* 2002; Liao *et al.* 2003; Cotel *et al.* 2006; Enders *et al.* 2009; Pavlov und Skorobogatov 2009; Haselbauer und Martinez 2011; Silva *et al.* 2012). Ziel der hydraulischen Detailuntersuchungen ist es deshalb, neben den mittleren Bewegungsgrößen auch die turbulenten Schwankungsgrößen an Leitreechen zu beschreiben und Rückschlüsse auf spezifische Reiz-Reaktions-Muster abzuleiten. Für eine ausführliche Beschreibung und Definition der betrachteten, turbulenten Strömungseigenschaften wird auf Abschnitt 6.3.2 verwiesen.

## 3.2 Hydraulik und Energieverluste an Rechen

### 3.2.1 Einleitung

Der steigenden Relevanz für den Fischabstieg geschuldet, konzentriert sich die Forschung mittlerweile auch auf die hydraulische Beschreibung der Strömungsverhältnisse im Bereich von Leitreechen. Grundlagen dafür stellen aktuelle Forschungsarbeiten im Zusammenhang mit der Bestimmung von Energieverlusten an konventionellen Rechen unterschiedlicher Konfiguration (Meusburger 2002) und zur Strömungsfeldanalyse an schräg in der Strömung angeordneten Feinrechen (Katopodis *et al.* 2005; Rajaratnam *et al.* 2006) bereit.

Ferner existieren Angaben zu Fallhöhenverlusten an *Louvern*, die allerdings nur auf der Auswertung sehr früher Laborergebnisse und auf einer Zusammenstellung der an Prototypanlagen gemachten Beobachtungen beruhen. Danach ist die Grösse der Fallhöhenverluste erwartungsgemäss von der *Louver*-Konfiguration, der Fliessgeschwindigkeit und dem Verlegungsgrad abhängig und kann bis zu 10mal grösser sein als die Verluste, die durch geometrisch ähnliche, vertikal angeströmte Rechen verursacht werden (U.S. Department of the Interior 2006). Einschränkend muss dazu bemerkt werden, dass *Louver* in den Prototypanlagen bei 2-3mal höheren Anströmgeschwindigkeiten eingesetzt werden als entsprechende Rechenanlagen und bereits dadurch eine Verlusterhöhung begründet ist.

Aus frühen Laboruntersuchungen zu Verlusthöhen an *Louvern* geht ausserdem hervor, dass sich diese bei Anströmungswinkeln unter  $30^\circ$  nicht mehr wesentlich verändern. Das heisst, dass eine Schrägstellung von z.B.  $15^\circ$  lediglich positive Auswirkungen auf die Leiteffizienz, nicht aber auf die Reduzierung der Verluste haben sollte (Lancaster und Rhone 1955).

Die im Rahmen dieser und in Folgeversuchen ebenfalls gemachte Feststellung, dass sich die Anordnung von Strömungsgleichrichtern im Nachlauf einer *Louver*-Konstruktion positiv mit einer Verringerung der Verlusthöhe um 30-40% auswirkt, bestätigt die oben bereits angesprochene, starke Abhängigkeit der Verlusthöhe von der Anordnung des *Louvers* im Gerinne (Lancaster und Rhone 1955; Rhone und Bates 1960). Dennoch hat sich die Kombination von *Louvern* und Strömungsgleichrichtern nicht auf breiter Ebene durchgesetzt und aktuelle Anlagen verzichten in der Regel darauf. Als Anhaltspunkt zur Abschätzung der Verluste werden diese für saubere Konstruktionen mit 10 cm bis 15 cm beziffert. Vor dem Hintergrund der Bedeutung der Verlusthöhe für die Energieproduktion muss die Präzisierung dieser Angaben durch Laborversuche eine der Prioritäten heutiger und zukünftiger Forschungsbemühungen sein.

Erste Forschungsergebnisse mit exakten Angaben zum Strömungsbild ober- und unterstrom von *Bar Racks* mit einem breiten Parameterspektrum wurden von Chatellier *et al.* (2011) und Raynal *et al.* (2013) veröffentlicht. Untersucht wurden Konfigurationen mit unterschiedlichen Stababständen (10 mm, 15 mm, 20 mm und 30 mm), Anströmwinkel ( $30^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $60^\circ$ ) und Stabformen (rechteckig und hydraulisch günstig). Abbildung 3.4 gibt einen Überblick zur Versuchsanordnung und zu den verwendeten Stabformen.

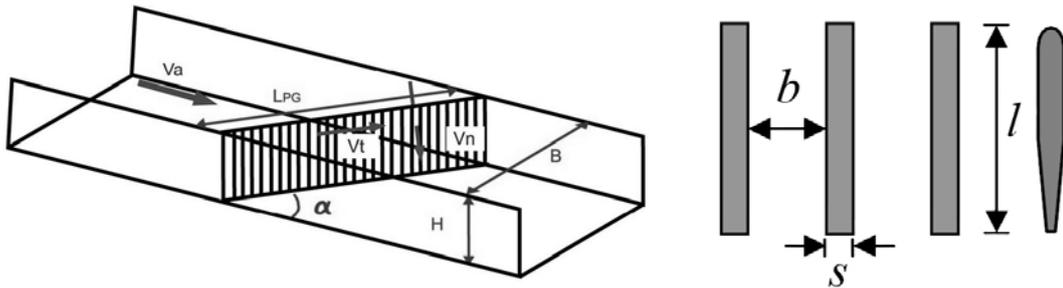


Abbildung 3.4 Versuchsanordnung und untersuchte Stabformen für die Bestimmung der Strömungsverhältnisse im Nahbereich von *Bar Racks* im Versuch von Chatellier *et al.* (2011)

Nachfolgend werden zwei der oben genannten Untersuchungen eingehender besprochen (Meusburger 2002; Chatellier *et al.* 2011; Raynal 2013).

### 3.2.2 Energieverluste an Einlaufrechen nach Meusburger (2002)

Die rechnerische Ermittlung von Energieverlusten, die durch Rechenstrukturen verursacht werden, besitzt seit Jahrzehnten eine hohe Relevanz in der Forschung. Dies ist auf den breiten Einsatz von Rechen, z.B. an Kraftwerksanlagen, aber auch auf Wasserentnahmen für die Kühlwasserversorgung und Bewässerungssysteme zurückzuführen. Der Energieverlust ist in diesem Zusammenhang nicht immer nur von energetischer Bedeutung, sondern besitzt teilweise auch in Hinblick auf die statische Sicherheit der Anlagen Relevanz. Es existiert daher bereits eine Vielzahl an Berechnungsvorschlägen, die unterschiedliche geometrische und hydraulische Parameter der Rechendurchströmung berücksichtigen.

Meusburger (2002) stellte in seiner Dissertationsarbeit die relevanten bekannten Formeln zur Berechnung der Energieverluste übersichtlich zusammen und führte vergleichende Betrachtungen anhand von Berechnungsbeispielen durch (Kirschmer 1925; Spangler 1928; Fellenius und Lindquist 1929; Zimmermann *et al.* 1969; Idelchik 1986). Meusburger zeigte damit, dass die Energieverluste an Einlaufrechen hauptsächlich vom Verbauungsgrad, also dem Verhältnis aus Rechenfläche zur Fläche der Rechenstäbe und von Querverstrebungen abhängig sind. Weitere Parameter, die die Energieverluste signifikant beeinflussen sind die Rechenstabform, die vertikale Neigung des Rechens und der horizontale Anströmwinkel, in dem der Abfluss auf den Rechen trifft. Insbesondere der letzte Parameter, der auch als horizontale Schräganströmung bezeichnet wird, stellte die Forschung in den vergangenen Untersuchungen vor modellbautechnische Herausforderungen. Abbildung 3.5 illustriert prinzipiell mögliche Formen der

horizontalen Schräganströmung und der Beeinflussung der Stromfäden unter Annahme vollständiger Strömungsausrichtung in Richtung der Rechenstäbe bei der Passage des Rechens.

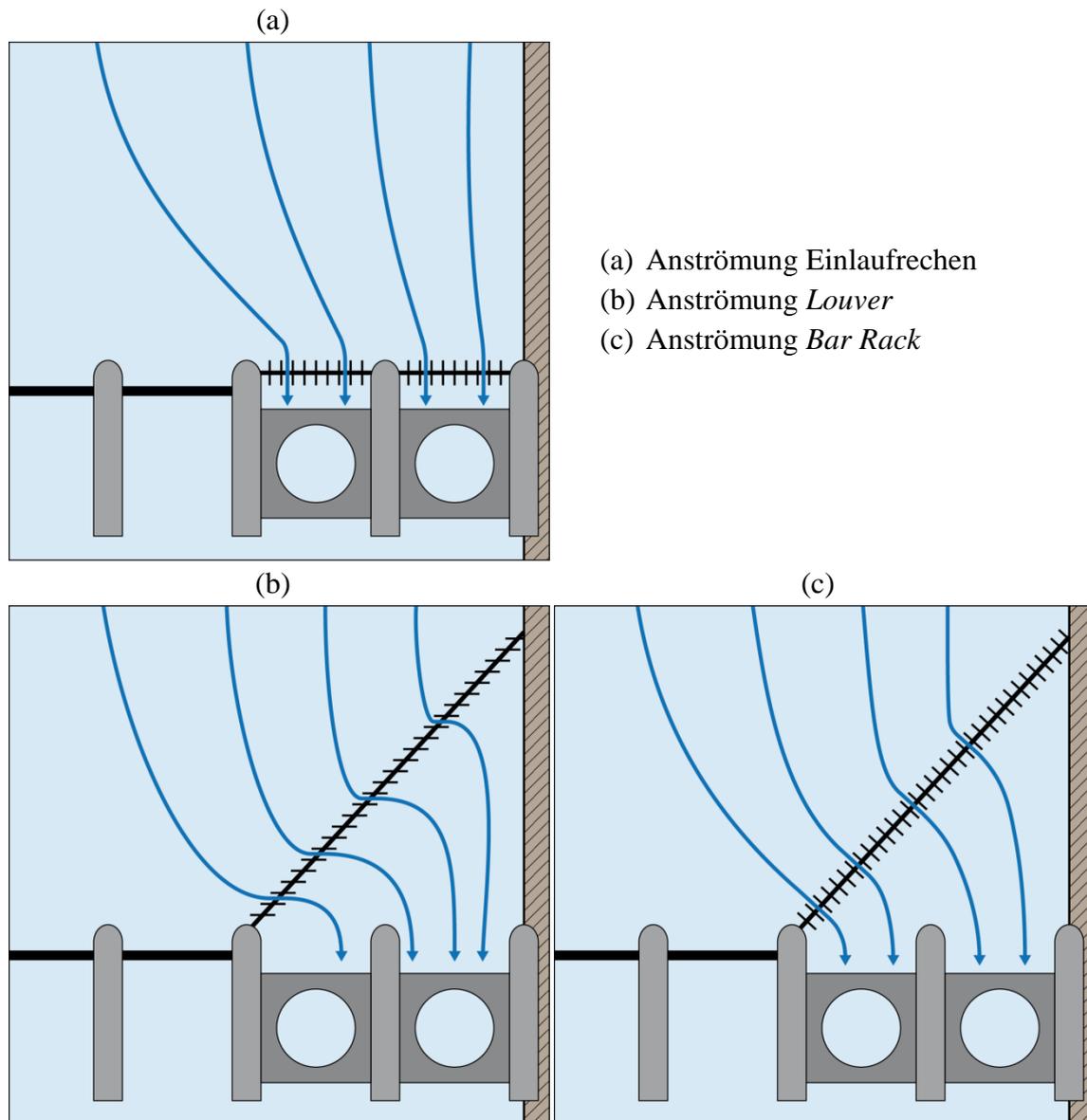


Abbildung 3.5 Prinzipien der schrägen horizontalen Kraftwerks- und Rechenanströmung einer typischen Blockkraftwerkssituation

Die in Abbildung 3.5a dargestellte Situation spiegelt die Verhältnisse an typischen Einlaufrechen wider. Diese sind in der Regel direkt vor den Kraftwerkseinläufen und orthogonal zur Einlaufachse installiert. Werden sie horizontal schräg angeströmt, kommt es deshalb nur einmalig zur Umlenkung des Abflusses, nämlich in der Annäherung an den Rechen und zwischen den Rechenstäben selbst. Letztere sind bis auf Einzelfälle parallel zur Einlaufachse angeordnet, womit keine erneute Reorientierung der Strömung nach der Rechenpassage notwendig sein sollte. Grundsätzlich unterschiedlich stellen sich die Verhältnisse bei Leitrechen wie *Louvern* (Abbildung 3.5b) und *Bar*

*Racks* (Abbildung 3.5c) dar. Hier wird sowohl in der An- und Durchströmung des Rechen als auch in der Abströmung zum Kraftwerkseinlauf die Umlenkung der Strömung erzwungen. Es ist demnach zu vermuten, dass die Entstehung hydraulischer Verluste nicht unmittelbar vergleichbar mit der an Einlaufrechen ist.

Während die bekannten Formeln zur Berechnung des Energieverlustes an Einlaufrechen eine gute Übereinstimmung bei der Ermittlung der Fallhöhenverluste mit gerader Anströmung auswiesen, traten signifikante Unterschiede bei der Variation des horizontalen Anströmwinkels  $\delta$  auf. Die für  $\delta = 30^\circ$  ermittelten Werte wiesen Abweichungen von bis zu 750% auf. Meusburger führte dies auf Unterschiede im Modellaufbau zurück, die in Abbildung 3.6 illustriert sind. Die grössten Energieverluste wurden dabei nach Zimmermann *et al.* (1969) berechnet. Dieser nutzte nicht, wie z.B. Idelchik (1986), einen abgewinkelten Kanal zur Modellierung der Schräganströmung, sondern ordnete in einem geraden Kanal Rechenstäbe drehbar an, sodass beliebige Anströmwinkel untersucht werden konnten. Allerdings unterschieden sich die Strömungsverhältnisse in beiden Konfigurationen markant.

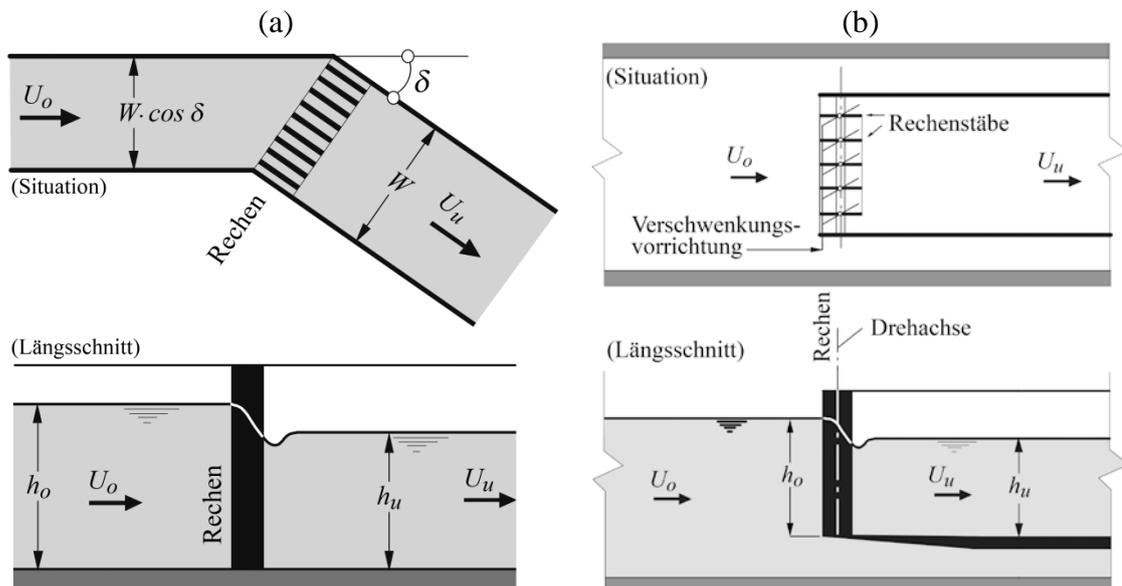


Abbildung 3.6 Modellaufbau zur Modellierung des horizontalen Anströmwinkels  $\delta = 30^\circ$  nach (a) Meusburger, Spangler oder Idelchik mit um  $\delta = 30^\circ$  abgewinkeltem Versuchskanal, (b) Zimmermann mit frei drehbaren Rechenstäben in geradem Kanal, modifiziert nach Meusburger (2002)

Nach Spangler (1928) wird die Strömung bei der Passage von Rechenstrukturen mit einem Stabtiefen- zu Stababstandsverhältnis von  $l/b > 1$  vollständig in Richtung der Rechenstäbe umgelenkt. Das führt aber dazu, dass die Strömung beim Versuchsaufbau mit abgewinkeltem Kanal eine einmalige Umlenkung erfährt, während beim Aufbau mit drehbaren Stäben sowohl in der Annäherung als auch in der Abströmung eine Umlen-

kung erfolgen muss. Meusburger schlussfolgerte, dass die Versuchskonfiguration nach Zimmermann deshalb grössere Verlusthöhen ergab. Er schloss weiter, dass sie die Verhältnisse an Einlaufrechen nicht adäquat widerspiegelt, da die Rechen dort in der Regel plan im Kraftwerkseinlauf installiert sind und somit in der Abströmung keine weitere Neuorientierung der Strömung notwendig sei (vgl. Abbildung 3.5a).

Meusburger selbst erhob in physikalischen Modellversuchen einen umfassenden Datensatz unter Variation des Verbauungsgrades  $P$ , der Schräganströmung  $\delta$  und der Verlegung  $V$  und leitete daraus unter Einbeziehung des Stabformbeiwertes  $k_F$  und des Beiwertes für die vertikale Rechenneigung  $\alpha$  nach Kirschmer (1925) einen erweiterten Vorschlag zur Berechnung der Energieverluste in der Form

$$\Delta h_R = \xi_R \cdot \frac{v_R^2}{2g} = \xi_P \cdot k_\delta \cdot k_V \cdot k_\alpha \cdot \frac{v_R^2}{2g} \quad (3.3)$$

ab. Darin sind  $\Delta h_R$  die lokale Verlusthöhe am Rechen,  $\xi_R$  der Gesamtverlustbeiwert,  $v^2/2g$  die Geschwindigkeitshöhe im Zulauf,  $\xi_P$  der Verlustbeiwert in Abhängigkeit des Verbauungsgrades und die Terme  $k_i$  Verlustfaktoren zur Berücksichtigung der Schräganströmung  $\delta$ , des Verlegungsgrades  $V$  und der Vertikalneigung  $\alpha$ . Der sogenannte Basisenergieverlustbeiwert  $\xi_P$  wird demnach unter Berücksichtigung des Verbauungsgrades  $P$  als massgebender Parameter berechnet. Die Einflüsse der anderen relevanten Parameter sind danach durch Multiplikation des Basisverlustbeiwertes mit den Verlustfaktoren zu berechnen. Schliesslich lässt sich für jede Fliessgeschwindigkeit durch Multiplikation mit der Geschwindigkeitshöhe die Fallhöhendifferenz berechnen.

In der vorliegenden Arbeit wird diese Methodik aufgenommen und auf die Energieverlustberechnung von Leitrechen angewendet. Aufgrund der Unterschiede der geometrischen Ausbildung von Einlauf- und Leitrechen, die im Vergleich der Abbildung 3.6 mit der Abbildung 3.7 ersichtlich werden, ergeben sich allerdings grundsätzlich unterschiedliche Verhältnisse im Hinblick auf die Parametergewichtung. Die verwendeten Ansätze werden im Kapitel 5 erläutert und deren Wahl begründet.

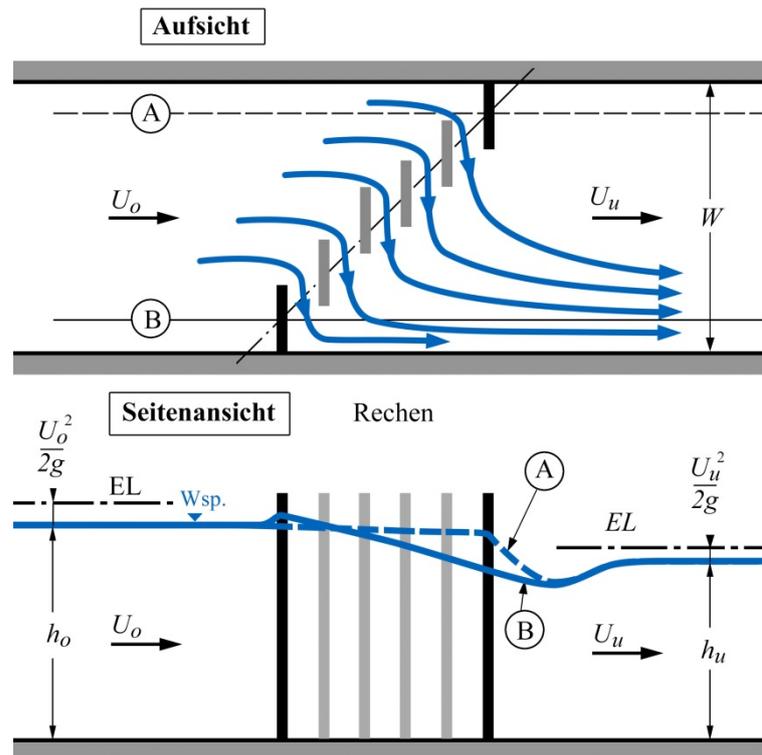


Abbildung 3.7 Versuchsprinzip bei der Untersuchung von Leitreechen an der VAW

Für die vorliegende Arbeit von Interesse ist ferner eine von Meusburger angefertigte Zusammenstellung der Verlustbeiwerte von insgesamt 43 Schweizer Niederdruckkraftwerken. Das Ergebnis ist in Abbildung 3.8 dargestellt und wird als Grundlage für die Einschätzung der praktischen Relevanz von Leitreechenkonfigurationen herangezogen. Danach werden Leitreechen als grundsätzlich praxistauglich im Hinblick auf ihre hydroenergetischen Auswirkungen auf den Kraftwerksbetrieb eingeschätzt, wenn sie Verlustbeiwerte aufweisen, die heute bereits durch Einlaufreechen erreicht werden.

Diese liegen im Bereich  $0.1 \leq \zeta_R \leq 5.2$ , wobei bei den meisten WKA Werte von  $\zeta_R = 3$  nicht überschritten werden. Von besonderer Bedeutung sind die gesammelten Prototypdaten, weil sie deutlich zeigen, dass neben dem Verbauungsgrad  $P$ , der in der Praxis als massgebend beurteilt wird und das Verhältnis aus verbauter und freier Rechenfläche definiert, offensichtlich andere Parameter ebenso gewichtig sind. So besitzen die Einlaufreechen verschiedener WKA unabhängig vom Verbauungsgrad eine grosse Bandbreite an Verlustbeiwerten. Als Beispiel seien die WKA *Dietikon* und *Central de l'Oelberg* herangezogen. Während *Dietikon* mit  $P = 0.16$  sogar einen höheren Verbauungsgrad besitzt, ist der dort bestimmte Verlustbeiwert  $\zeta_R = 0.1$  um Grössenordnungen geringer.

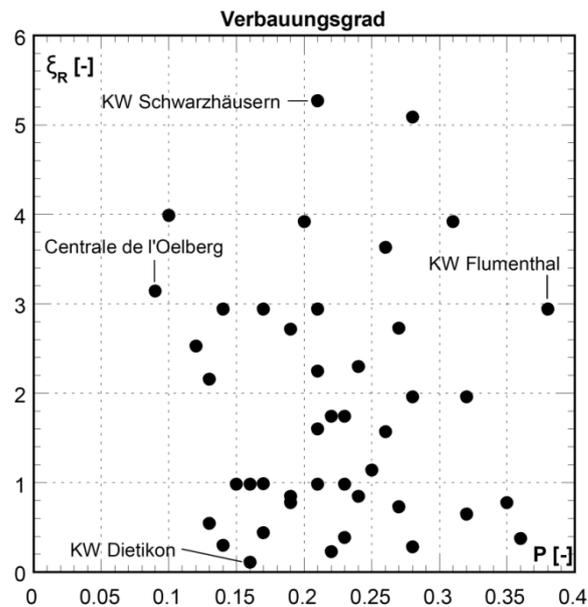


Abbildung 3.8 Verlustbeiwerte  $\xi_R$  der Einlaufrechen von Schweizer Niederdruckkraftwerken in Abhängigkeit des Verbauungsgrades  $P$ , erhoben durch Naturmessungen (Meusburger 2002)

### 3.2.3 Energieverluste an Leitreechen nach Raynal (2013)

Ebenfalls im Rahmen einer Dissertationsarbeit führte Raynal (2013) Untersuchungen mit einem weitreichenden Parameterspektrum an vertikal und horizontal orientierten Rechenkonfigurationen durch (Abbildung 2.8). Seine Untersuchung beinhaltete sowohl Versuche an einem physikalischen Modell als auch numerische Modellierungen der Leitreechenströmung. Er ergänzte seine Ergebnisse mit den im Vorfeld durchgeführten PIV-Versuchen von Chatellier *et al.* (2011).

Raynal untersuchte Leitreechenkonfigurationen der *Bar Rack*-Konfiguration (Abschnitt 2.4.1), deren Anordnung in der Strömung und deren geometrische Ausbildung mit den in der vorliegenden Untersuchung getesteten Konfigurationen teilweise ähnlich sind (Abbildung 3.4). Genau genommen existiert keine Schnittmenge mit vollständig identischen Konfigurationen. Überschneidungen beschränken sich vielmehr auf *Bar Rack*-Konfigurationen mit einer identischen Rechen- und Stabausrichtung von  $\alpha = \beta = 45^\circ$ , allerdings bei abweichenden Stababständen.

Raynals Arbeit referenzierte in umfangreicher Weise die Ergebnisse von Meusburger (2002) und führte in der Synthese vergleichende Betrachtungen durch. Er stellte fest, dass mit der Verlustberechnung nach Meusburger bei zunehmender Schrägstellung des Rechens auch zunehmende Abweichungen zu den Messergebnissen am *Bar Rack* auftraten (Abbildung 3.9). Meusburgers Gleichung wies mit Abnahme des

Rechenwinkels einen stetig ansteigenden Trend zur Unterschätzung der Verluste um 30% bis 60% auf. Dieser Umstand präsentiert sich nicht unerwartet. Er ist auf die geometrischen und hydraulischen Unterschiede zwischen der Schräganströmung von Einlaufrechen und der schrägen Anordnung eines Leitrechens in einem geraden Gerinne zurückzuführen.

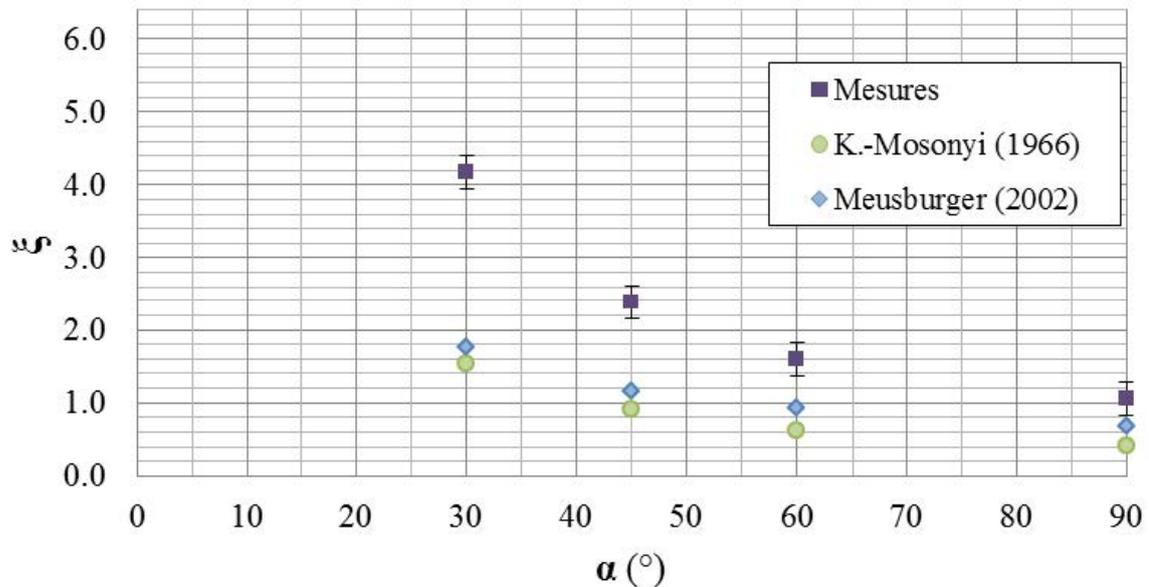


Abbildung 3.9 Vergleich der nach Meusburger (2002) berechneten Verlustbeiwerte  $\zeta$  für schräg angeströmte Einlaufrechen mit Messungen von Raynal (2013) an Leitrechen der *Bar Rack*-Konfiguration für Anströmungs- resp. Rechenwinkel  $\alpha$  zwischen  $30^\circ$  bis  $90^\circ$ , übernommen aus (Raynal 2013)

So wiesen die von Raynal aufgegriffenen und in Abbildung 3.10 auszugsweise dargestellten Ergebnisse von Chatellier *et al.* (2011) bereits deutliche Strömungsinhomogenität sowohl in der Anströmung als auch verstärkt in der Abströmung schräg angeordneter Rechen aus. Während in der Anströmung lediglich die Konzentration der Fließgeschwindigkeiten im Rechenkeil, verbunden mit der Umlenkung und der geringfügigen Kontraktion der Stromlinien, zu beobachten ist, zeigt der Abströmbereich stark heterogene Strömungsverteilungen. Zwei der wichtigsten Phänomene sind die einseitige Strömungskonzentration auf der orografisch rechten Kanalseite und die Bildung einer ausgedehnten Rückströmungszone auf der gegenüberliegenden Seite. Diese Beobachtungen wurden bei allen getesteten Rechenvarianten festgestellt. Die in Abbildung 3.10 gewählten Situationen verdeutlichen noch ein weiteres Teilergebnis der Untersuchung. Die Wahl der Rechenstabform beeinflusst die Strömungsverhältnisse signifikant. Der Vergleich von Darstellung (a) mit hydraulisch günstig geformten Rechenstäben (vgl. Abbildung 3.4) und Darstellung (b) mit rechteckigen Rechenstäben zeigt, dass z.B. die

Ausdehnung der Rückströmungszone im Unterwasser von Leitrechen im ersten Fall deutlich kleiner ist.

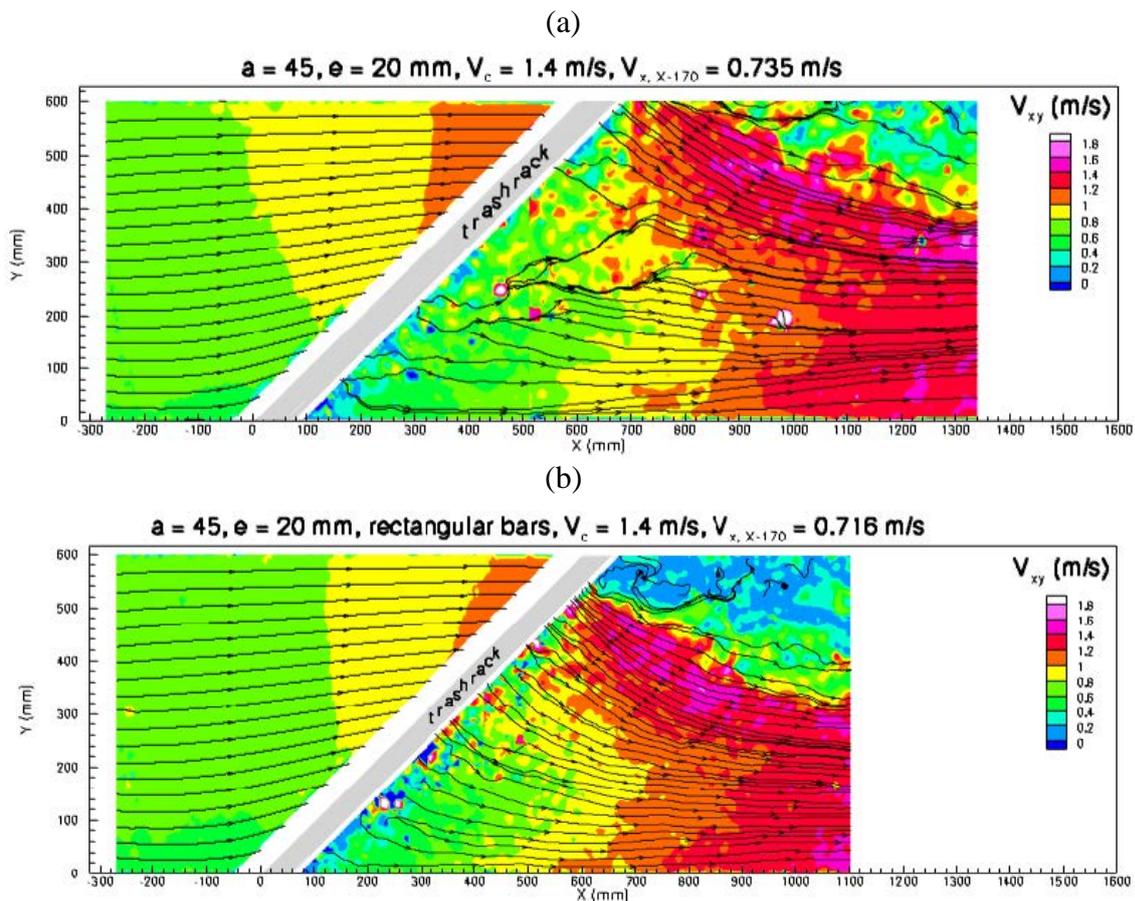


Abbildung 3.10 Geschwindigkeitsfelder ober- und unterstrom eines *Bar Racks* mit identischer Rechen- und Stabausrichtung  $\alpha = \beta = 45^\circ$  nach Chatellier *et al.* (2011): (a) mit hydraulisch günstig geformten Rechenstäben, (b) mit rechteckigen Rechenstäben

In den Versuchen von Chatellier *et al.* (2011) konnten die Strömungsfelder zwischen den Rechenstäben nicht erfasst werden, da ein grossflächiger PIV-Auswertungsbereich gewählt wurde. Diese Vorgänge sind aber im Hinblick auf die Gesamtenergiedissipation in der Strömung nicht vernachlässigbar und nehmen mit Sicherheit entscheidenden Anteil an den lokal auftretenden Fallhöhenverlusten. Untersuchungen zu diesem Detailphänomen wurden von Tsikata *et al.* (2009) präsentiert. Sie ermittelten die Geschwindigkeitsfelder zwischen Rechenstäben mit einer Schrägstellung gegenüber der Anströmung zwischen  $0^\circ \leq \delta \leq 12^\circ$ . Diese Ergebnisse sind beispielhaft in Abbildung 3.11 dargestellt. Sie demonstrieren, dass bereits kleine Abweichungen von der rechenparallelen Anströmung zu deutlichen Geschwindigkeitsspitzen und einer inhomogenen Verteilung des Strömungsfeldes zwischen den Rechenstäben führen. Insbesondere auffällig ist die Ausbildung einer Rezirkulationszone im Strömungsschatten des Stabkop-

fes. Dies führt zur Verringerung des effektiven Abflussquerschnittes und zu einer Zunahme der Fließgeschwindigkeiten am Nachbarrechenstab. Bei einer Schrägstellung von  $12^\circ$  ist ein prominent ausgebildeter Prallbereich am Fuss des gegengelagerten Rechenstabes auszumachen.

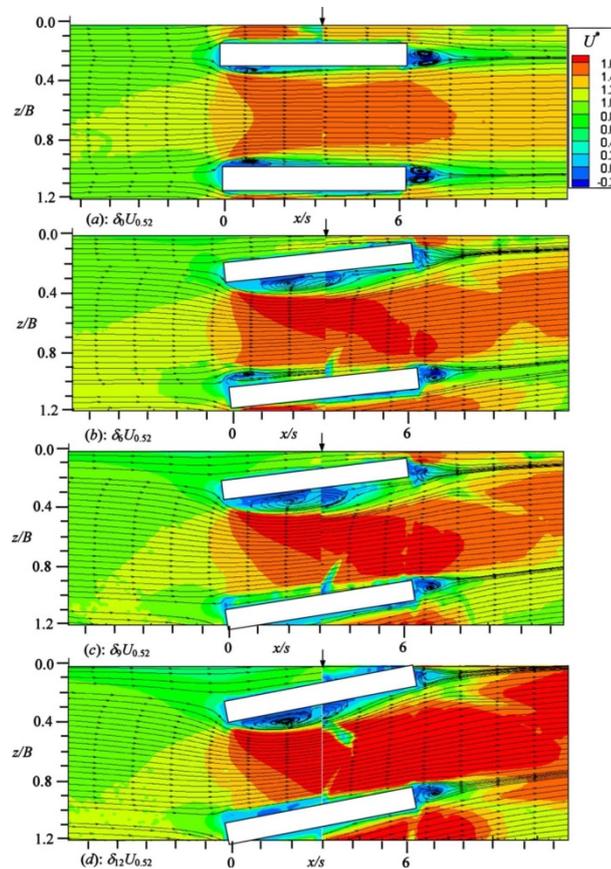


Abbildung 3.11 Strömungsfelder an einem Rechenstabmodell mit schräg angeordneten Rechenstäben (Stabwinkel  $\delta$  von oben nach unten:  $0^\circ$ ,  $6^\circ$ ,  $9^\circ$  und  $12^\circ$ ), PIV-Versuche nach Tsikata *et al.* (2009)

Raynal näherte sich anhand der Ergebnisse von Tsikata *et al.* (2009) einer Deutung für die Abnahme des Rechenverlustes bei hydraulisch günstig geformten Rechenstäben und bestimmte eigene Stabformbeiwerte aus den Ergebnisse seiner Versuche. Er schlägt die Berechnung des Verlustbeiwertes  $\xi$  schräg angeströmter Leitrechen der *Bar Rack*-Konfiguration nach

$$\xi = K_i \left( \frac{O_g}{1 - O_g} \right)^{1.6} K_\alpha \text{ mit } K_\alpha = 1 + k_i \left( \frac{90 - \alpha}{90} \right)^{2.35} \left( \frac{1 - O_g}{O_g} \right)^3 \quad (3.4)$$

vor. Darin sind  $K_i$  der Verlustfaktor für die Rechenstabform in Anhängigkeit des Verbauungsgrades  $O_g$ ,  $K_\alpha$  der Verlustfaktor des Rechenwinkels  $\alpha$  und  $k_i$  der Verlustfaktor der Rechenstabform in Anhängigkeit des Rechenwinkels.

## 4 Versuchsstände

*Eingangs werden die drei zur Erarbeitung der interdisziplinären Problemstellungen beim Fischabstieg eingesetzten physikalischen Modelle vorgestellt und ihre Einordnung in das Gesamtforschungsprojekt erläutert. Für jedes Modell werden die massgebenden Parameter, deren Variationsbreite und die wichtigsten Konstruktionsdetails beschrieben. Ferner werden die zur Interpretation der Messergebnisse notwendigen Modellgesetze erläutert. Die Ausführungen zur verwendeten Messtechnik sind zusammengefasst für alle Modelle im Anschluss dargelegt.*

In den Kapiteln 2 und 3 wurde der aktuelle Stand des Wissens zusammengefasst und der sich daraus ergebende Forschungsbedarf im Zusammenhang mit vertikalen, schräg angeordneten Fischleitreechen, in der Folge als Leitreechen bezeichnet, hergeleitet. Er konzentriert sich auf drei Forschungsschwerpunkte:

- Energieverluste und Strömungsmuster an Leitreechen
- Fischschutzeffizienz im Hinblick auf typische, potamodrome Fischarten der Schweizer Mittellandflüsse
- Auswirkungen auf den Kraftwerksbetrieb und die Energieproduktion grösserer Flusskraftwerke

Die Erarbeitung aller Forschungsschwerpunkte ist in einem einzelnen physikalischen Modell nicht möglich, da jede der Problemstellungen andere Anforderungen an die Modellgeometrie und -skalierung, die einzusetzende Messtechnik und die Wasserversorgung stellt. Aus diesem Grund wurden an der VAW drei Versuchsstände betrieben, über die Tabelle 4.1 einen Überblick inklusive der mit ihnen verbunden Zielstellungen gibt. Nachfolgend werden die Versuchsstände detailliert beschrieben.

Tabelle 4.1 Bezeichnung, Funktion und geometrischer Massstab der Versuchsstände

Detailmodell M 1:1 & 1:2	Ethohydraulisches Modell M 1:1	Kraftwerksmodell M 1:35
Energieverluste für breites Parameterspektrum von Leitreechenkonfigurationen	Leiteffizienz für einheimische Arten	Einfluss von Leitreechen auf die Kraftwerksanströmung und Energieproduktion
Hochaufgelöste Beschreibung der Strömungscharakteristika	Ethologische Auswertung verschiedener Leitreechenkonfigurationen	Betriebliche Aspekte, z.B. Schwemmholz- und Sedimentverhalten, Hochwassersicherheit

## 4.1 Detailmodell zur Hydraulik von Leitrechen

### 4.1.1 Einleitung und Zielstellung

Leitrechen an grossen Flusskraftwerken besitzen Abmessungen, die eine geometrisch identische Nachbildung im physikalischen Modell verhindern. Als Beispiel sei die Anlage am *Holyoke Canal* des *Connecticut Rivers* in Nordamerika angeführt. Der dortige Leitrechen ist 6.5 m hoch und mit einer Länge von 160 m über die gesamte Kraftwerkskanalbreite von 43 m angeordnet. Zum Grundkonzept wasserbaulicher Modellierung gehören deshalb zum einen die Verkleinerung des Prototyps, also die geometrische Skalierung, und zum anderen die Beschränkung des Untersuchungsbereiches, also die Wahl eines repräsentativen Ausschnittes der Anlage. Beide Konzepte wurden im Detailmodell umgesetzt. Die geometrische Verkleinerung der Rechen erfolgte im Skalierungsfaktor  $\lambda = 2$ . Die Grösse des Untersuchungsausschnittes wurde durch den Versuchskanalquerschnitt mit einer Breite zwischen 0.5 – 1.0 m und einer Höhe von maximal 0.6 m vorgeben (Abschnitt 4.1.2).

Die Untersuchungen am Detailmodell verfolgten zwei Ziele:

1. Bestimmung der lokalen Energieverluste für ein breites Spektrum an Leitreckenkonfigurationen
2. Räumlich hoch aufgelöste Beschreibung der mittleren und turbulenten Strömungscharakteristika für ausgesuchte Rechenvarianten

Die Konfiguration des Versuchsstandes für den ersten Untersuchungsschwerpunkt ist im Abschnitt 4.1.3 und jene für den Zweiten in Abschnitt 4.1.4 beschrieben. In den Abschnitten 4.1.5 und 4.1.6 werden die physikalischen Hintergründe zur Ähnlichkeit von Modell und Natur sowie der Einfluss der Kanalrauigkeit auf die Versuchsergebnisse erläutert.

### 4.1.2 Versuchsstand

Die hydraulischen Modellversuche zur Bestimmung der Energieverluste und der Strömungsfelder im Nahbereich von Leitrecken wurden an einem wasserbaulichen Versuchsstand durchgeführt. Er bietet die Möglichkeit, in einem breiten Spektrum von Abflusszuständen unterschiedliche Einbauten auf ihre hydraulischen Eigenschaften zu untersuchen (Abbildung 4.1).

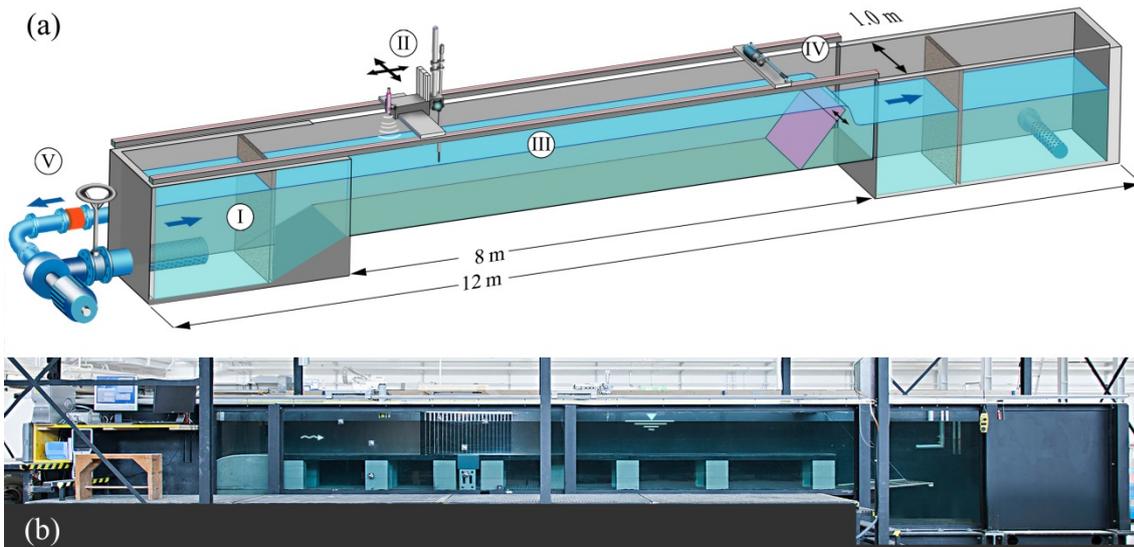


Abbildung 4.1 (a) Prinzipskizze des Versuchsstandes: I Einlaufbereich mit Beruhigungsmatte und geneigter Einlauframpe, II Messwagen, III verglaster Observationsbereich, IV Auslauf mit stufenlos regelbarer Überfallklappe, V Rücklauf mit MID-gesteuerter Pumpe; (b) Seitenansicht des Versuchstandes

Die konstruktiven Details des Versuchsstandes werden detailliert in der VAW-Mitteilung „Kolk an Gebäuden in Überschwemmungsebenen“ (Kohli 1998) und in Hager und Oliveto (2002) beschrieben. Folgend werden deshalb nur die für die vorliegende Arbeit relevanten Modelleigenschaften dargestellt.

Der Versuchsstand besteht aus einem 12 m langen Freispiegelkanal, dessen Abflussquerschnitt 0.6 m hoch und 1 m breit ist und über eine horizontale Sohle verfügt. Die gesamte Stützkonstruktion sowie die Bodenplatte und die Rückwand sind aus Stahl gefertigt, während die vordere Kanalseite über die gesamte Länge mit 40 mm Verbundglas abgegrenzt ist. Um eine weitgehend ungestörte Strömungsinspektion und -analyse zu ermöglichen, ist im 8 m langen Observationsbereich nur eine vertikale Stütze an der Kanalfont in einem Abstand von 3.25 m vom Einlauf angeordnet.

Über eine Rohrleitung DN 250 wird der Kanal im Kreislauf mit Wasser versorgt. Der Durchfluss kann mittels einer frequenzgesteuerten Pumpe stufenlos bis 130 l/s reguliert werden und wird mit einem MID auf  $\pm 0.5\%$  des Messwertes bestimmt. Im Einlaufbereich ist im Kanal ein Beruhigungsbecken angeordnet, in dem die Strömung über eine zur Horizontalen um ca.  $30^\circ$  geneigte Rampe beschleunigt wird. Am Anfang dieser Rampe ist ein Strömungsgleichrichter installiert. Dieser besteht aus einem vertikal eingebauten Stützrahmen, der mit hochporösem Polyamid-Gewebe mit einer Dicke von 2 cm bespannt ist. Unterstrom des Strömungsgleichrichters schließt sich der 8 m lange, horizontale Versuchskanalquerschnitt an, der durch eine stufenlos einstellbare Überfall-

klappe zur Regulierung der Wasserspiegellagen abgeschlossen wird. Den Abschluss des Versuchskanals bildet ein 2 m langes und ebenso hohes Auslaufbecken, welches von der Überfallklappe durch strömungsberuhigende Polyamid-Gewebematten abgetrennt ist. Diese Massnahme verhindert den Eintrag von Luft in den Wasserkreislauf.

Ferner ist die Versuchskanalbreite modifizierbar. Mit vorgefertigten Wandelementen aus PVC kann der Abflussquerschnitt in seiner Breite beliebig reduziert werden, falls Untersuchungen in verschiedenen geometrischen Massstäben durchgeführt werden.

### **4.1.3 Bestimmung der Energieverluste**

#### ***4.1.3.1 Versuchsaufbau***

Der originale Versuchstand wurde für die Bestimmung der Energieverluste wie folgt modifiziert (Abbildung 4.2):

- Messwagenkonfiguration mit Ultraschall-Sensor und Stechpegel zur Bestimmung der Wasserspiegellagen,
- Luftseitige Stützkonstruktion aus Aluminium-Hohlprofilen zur Fixierung unterschiedlicher Leitreckenkonfigurationen und
- Optionale Trennelemente aus PVC-Hohlkastenprofilen zur Querschnittsverjüngung für skalierte Versuche.

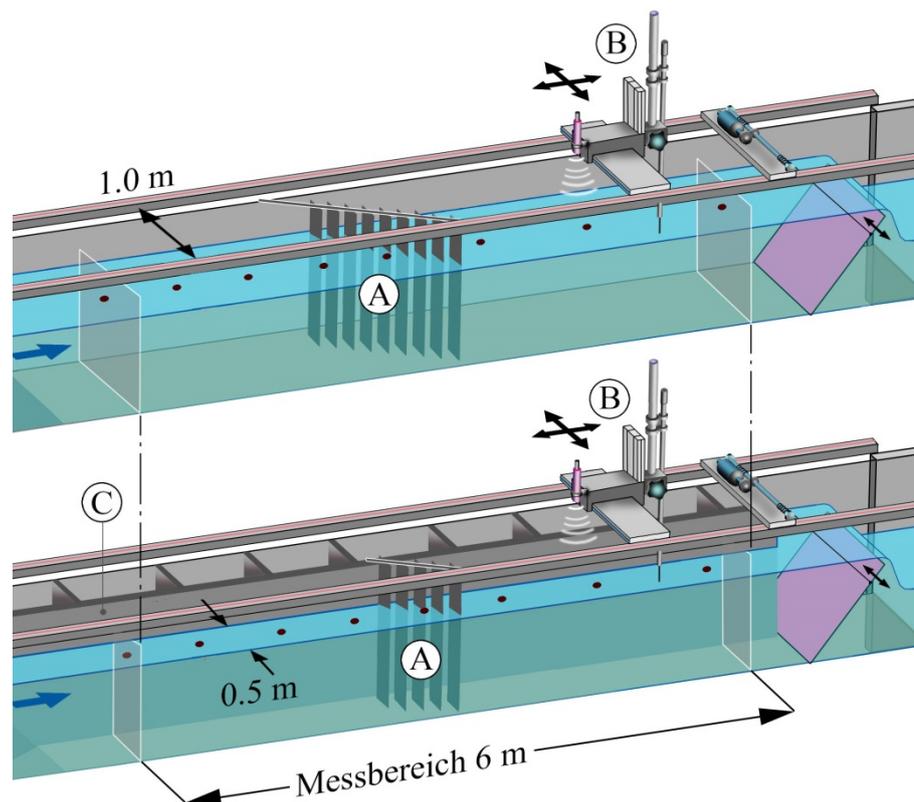


Abbildung 4.2 Detail des Versuchsstandes mit Konfigurationen zur Bestimmung der Energieverluste; (a) Versuchsstand mit Kanalbreite 1 m, (A) Leitreechen, (B) Messwagen; (b) Versuchsstand mit reduzierter Kanalbreite 0.5 m, (A) Leitreechen, (B) Messwagen und (C) Trennelemente zur Kanalbreitenreduktion

Die Bauweise der Leitreechen muss zwei wesentliche Anforderungen erfüllen. Zum einen sollen sie aufgrund der grossen Parameter Vielfalt modular gestaltet sein. Zum anderen ist eine verwindungsfreie Ausbildung, ohne die Anordnung von Aussteifungselementen im Fliessquerschnitt Voraussetzung für die isolierte Erfassung der Rechenverluste ohne zusätzliche Verbauungselemente. Aus diesem Grund wurde für die luftseitige Fixierung der Rechenstäbe im Modell eine feste Einspannung gewählt. Baulich umgesetzt ist sie als 2.5 cm dicke PVC-Schiene, in welche in der mechanischen Werkstatt der VAW im vorgewählten Stababstand 1.5 cm tiefe Nuten zur Aufnahme der Rechenstäbe gefräst wurden. In den Nuten wurden die Rechenstäbe aus PVC-Rechteckprofilen passgenau aufgenommen und verschraubt. Bodenseitig sind die Rechenstäbe mit einem 0.5 mm dicken Stahlblech kraftschlüssig mit der Sohle des Versuchsstandes verschraubt worden. Diese Verbindungsart erlaubt zwar lediglich den Abtrag von Quer- und Normalkräften, nimmt aber nur einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Strömung (Abbildung 4.3).

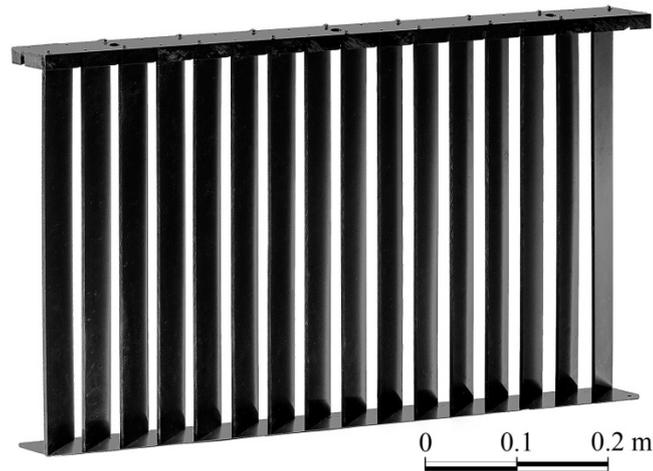


Abbildung 4.3 Bauliche Ausbildung der Modell-Leitrechen mit  $\lambda = 2$

#### 4.1.3.2 Parameterspektrum und Versuchsprogramm

Die geometrischen Eigenschaften vertikaler, schräg angeordneter Leitreehen lassen sich durch die **Hauptparameter** lichter und axialer Stababstand  $b$  resp.  $B$ , horizontaler Rechenwinkel  $\alpha$ , Stabwinkel  $\beta$  und die **Sekundärparameter** Stabtiefe  $l$ , Stabdicke  $s$ , Stabform  $K$  und Eintauchtiefe  $h_s$  vollständig beschreiben. Die **hydraulischen Eingangsparameter** sind mit der tiefengemittelten Anströmgeschwindigkeit  $U_o$  und dem Abflussquerschnitt, der das Produkt der korrespondierenden Wassertiefe  $h_o$  und der Kanalbreite  $W$  ist, gegeben (Abbildung 4.4).

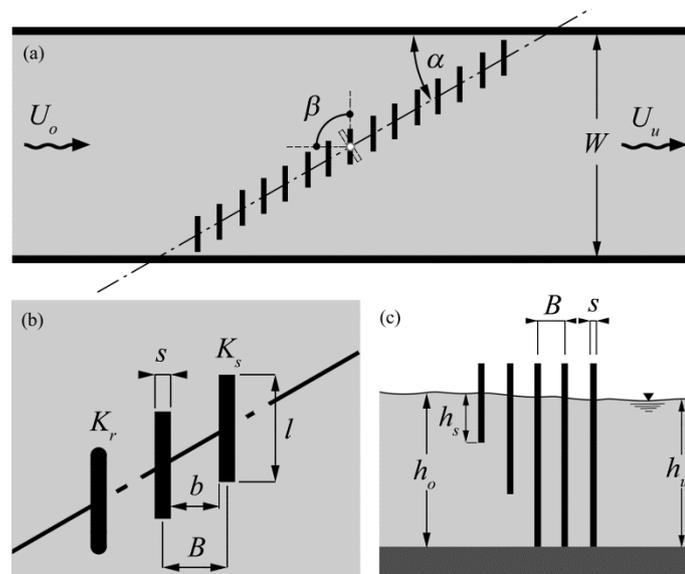


Abbildung 4.4 Geometrische und hydraulische Parameter der Leitreehenversuche: axialer und lichter Stababstand  $B$  resp.  $b$ , Rechenwinkel  $\alpha$ , Stabwinkel  $\beta$ , Stabdicke  $s$ , Stabtiefe  $l$ , Stabformen  $K_s$  scharfkantig und  $K_r$  rund, Eintauchtiefe  $h_s$  und Abflusstiefe  $h_o$ , Abflussbreite  $W$  mit resultierender Fließgeschwindigkeit im Oberwasser  $U_o$  in (a) Situation, (b) Detail, (c) Längsschnitt

Zur Analyse der Energieverluste an Leitreechen wurden Modellversuche mit den geometrischen Skalierungsfaktoren  $\lambda = 1$  und  $2$  durchgeführt. Die Versuchsreihen für ausgewählte Rechenkonfigurationen mit  $\lambda = 1$  lieferten die Referenzdaten zur Beurteilung allfälliger Massstabeffekte der skalierten Versuche, während im Rahmen der Hauptversuche mit  $\lambda = 2$  die Energieverluste für das gesamte Spektrum hydraulischer und geometrischer Parameter bestimmt wurden. Zusätzliche Versuche zum Einfluss des Modellausschnittes auf die Resultate erfolgten mittels Variation der Kanalbreite und der Abflusstiefe. Insgesamt beruht die vorliegende Arbeit auf der Auswertung von 56 Versuchen im Massstab 1:1 und 316 Versuchen im Massstab 1:2.

### **Versuche im Massstab 1:1**

Der Wahl der Rechenabmessungen und des Abflussspektrums sind im Massstab 1:1 Grenzen gesetzt. Während die Hauptparameter axialer Stababstand mit  $B = 6$  cm, 12 cm und 24 cm und Stabwinkel  $\beta = 45^\circ$ ,  $67.5^\circ$  und  $90^\circ$  in den für die Praxis üblichen Dimensionen variiert wurden, erlaubte die begrenzte Länge des Versuchstandes lediglich die Untersuchung eines stumpfen Rechenwinkels von  $\alpha = 45^\circ$ . Im Rahmen der Referenzversuche wurde darauf verzichtet, Sekundärparameter zu variieren. Ihre Abmessungen entsprechen ebenfalls den Ausführungsstandards und betragen: Stabdicke  $s = 1$  cm, Stabtiefe  $l = 10$  cm, Stabform  $K_s =$  scharfkantig und Eintauchtiefe  $h_s/h_o = 1$ . Jede Rechenkonfiguration wurde unter verschiedenen hydraulischen Bedingungen getestet. Variiert wurden die Fliessgeschwindigkeiten  $U_o$  im Bereich zwischen  $0.03 - 0.52$  m/s und die Abflusstiefen  $h_o$  im Bereich zwischen  $0.1 - 0.4$  m bei einer Abflussbreite von  $W = 1.0$  m. Tabelle 4.2 beinhaltet eine Übersicht zu Parametervariation und Wertespektrum der Einzelparameter.

Tabelle 4.2 Parametervariation der 1:1 Versuche

$\alpha$ [°]	$\beta$ [°]	$B$ [m]	$h_o$ [m]	$U_o$ [m/s]
45	90	0.06	0.1	0.03 - 0.24
45	90	0.06	0.2	0.03 - 0.37
45	90	0.06	0.3	0.04 - 0.29
45	90	0.06	0.4	0.07 - 0.28
45	67.5	0.06	0.1	0.06 - 0.35
45	67.5	0.06	0.2	0.06 - 0.44
45	67.5	0.06	0.4	0.06 - 0.29
45	67.5	0.12	0.4	0.06 - 0.29
45	67.5	0.24	0.4	0.06 - 0.29
45	45	0.06	0.1	0.06 - 0.45
45	45	0.06	0.2	0.06 - 0.52
45	45	0.06	0.4	0.06 - 0.28

### Versuche im Massstab 1:2

Alle geometrischen Eingangsparameter der Versuche im Massstab 1:2 sind durch den Quotienten der 1:1-Längenmasse mit dem Massstabsfaktor  $\lambda = 2$  gegeben. Skaliert wurden neben den Rechenabmessungen auch die Kanalbreite und die Abflusstiefe. Ferner ist unter der Annahme der Froude'schen Ähnlichkeit das Verhältnis zwischen der Anströmgeschwindigkeit in der Natur und der im Modell  $U_{o,M} = U_{o,N}/(2)^{1/2}$  (Abschnitt 4.1.5).

*Hauptparameterversuche:* Im Rahmen der Hauptversuche wurden die Energieverluste für die Potenzmenge einer dreifachen Variation der drei Hauptparameter bestimmt. Dies beinhaltete die Rechenwinkel  $\alpha = 15^\circ, 30^\circ$  und  $45^\circ$ , die Stabwinkel  $\beta = 45^\circ, 67.5^\circ$  und  $90^\circ$  und die axialen Stababstände  $B = 3$  cm, 6 cm und 12 cm und damit die Korrelation von 27 Rechenkonfigurationen (Abbildung 4.5). Jede Rechenkonfiguration wurde wiederum in einem Spektrum von 3 – 5 unterschiedlichen Anströmgeschwindigkeiten von  $U_o = 0.05 - 0.68$  m/s getestet. Sämtliche Sekundärparameter blieben unverändert und waren festgelegt mit Stabdicke  $s = 0.5$  cm, Stabtiefe  $l = 5$  cm, Stabform  $K_s =$  scharfkantig und Eintauchtiefe  $h_s/h_o = 1$ .

*Sekundärparameterversuche:* Ergänzend fanden Versuche statt, auf deren Grundlage der Einfluss der Sekundärparameter für ausgewählte Hauptrechenkonfigurationen untersucht wurde. Als Grundkonfiguration wurden sechs Rechenvarianten mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $45^\circ$ ,  $B = 3$  cm, 6 cm und 12 cm und  $\beta = 90^\circ$  gewählt. Die Variation der Sekundärparameter umfasste für jede dieser Varianten die Stabtiefen  $l = 3.75$  cm und 6.25 cm, die

Stabform  $K_r$  mit beidseitig, im Radius von  $s/2$  abgerundeten Rechenstäben und die Eintauchtiefen  $h_s/h_o = 1/3$  und  $2/3$  (Abbildung 4.6). Die Stabbreite blieb mit  $s = 0.5$  cm unverändert.

*Modelleffektversuche (Abschnitt 4.1.5):* Zusätzliche Versuche umfassten die Variation der Abflusstiefen mit  $h_o = 0.1, 0.2$  und  $0.4$  m. Diese Tests erfolgten für neun Rechenkonfigurationen mit  $\alpha = 15^\circ, 30^\circ$  und  $45^\circ$ ,  $B = 3$  cm,  $6$  cm und  $12$  cm und festem  $\beta = 90^\circ$ . Ferner zeigten die Hauptversuche, dass sich im Unterwasser von Leitreechen insbesondere bei hohen Abflussgeschwindigkeiten ausgeprägt dreidimensionale Strömungsmuster ausbilden und ein Einfluss der Grösse des Modellausschnittes a priori nicht ausgeschlossen werden kann. Vor diesem Hintergrund erfolgte für die Rechenkonfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $B = 3$  cm, bei der diese Effekte besonders stark ausgeprägt waren, die Auswertung der Energieverluste bei verdoppelter Kanalbreite  $W = 1.0$  m, während die Abflusstiefen und Zulaufgeschwindigkeiten entsprechend der massstäblichen Skalierung beibehalten wurden.

Tabelle 4.3 beinhaltet die Parametervariationen der Versuche mit  $\lambda = 2$  mit Angabe sowohl der Modell- als auch der Prototypgrösse. In Abbildung 4.5 sind die Hauptparameterversuche und in Abbildung 4.6 die Sekundärparametervariation grafisch veranschaulicht.

Tabelle 4.3 Parametervariation der 1:2 Versuche

Parameter	Modellmasse	Prototypmasse	Einheit
$U_o$	0.05 bis 0.68	0.07 bis 0.96	[m/s]
$h_o$	0.1, 0.2, 0.4	0.2, 0.4, 0.8	[m]
$W$	0.5, 1.0	1.0, 2.0	[m]
$\alpha$	15, 30, 45	15, 30, 45	[°]
$\beta$	45, 67.5, 90	45, 67.5, 90	[°]
$B$	0.03, 0.06, 0.12	0.06, 0.12, 0.24	[m]
$s$	0.005	0.01	[m]
$l$	0.0375, 0.05, 0.0625	0.075, 0.1, 0.125	[m]
$h_s$	0.13, 0.265, 0.4	0.26, 0.53, 0.8	[m]
$K$	scharfkantig, abgerundet	scharfkantig, abgerundet	[-]

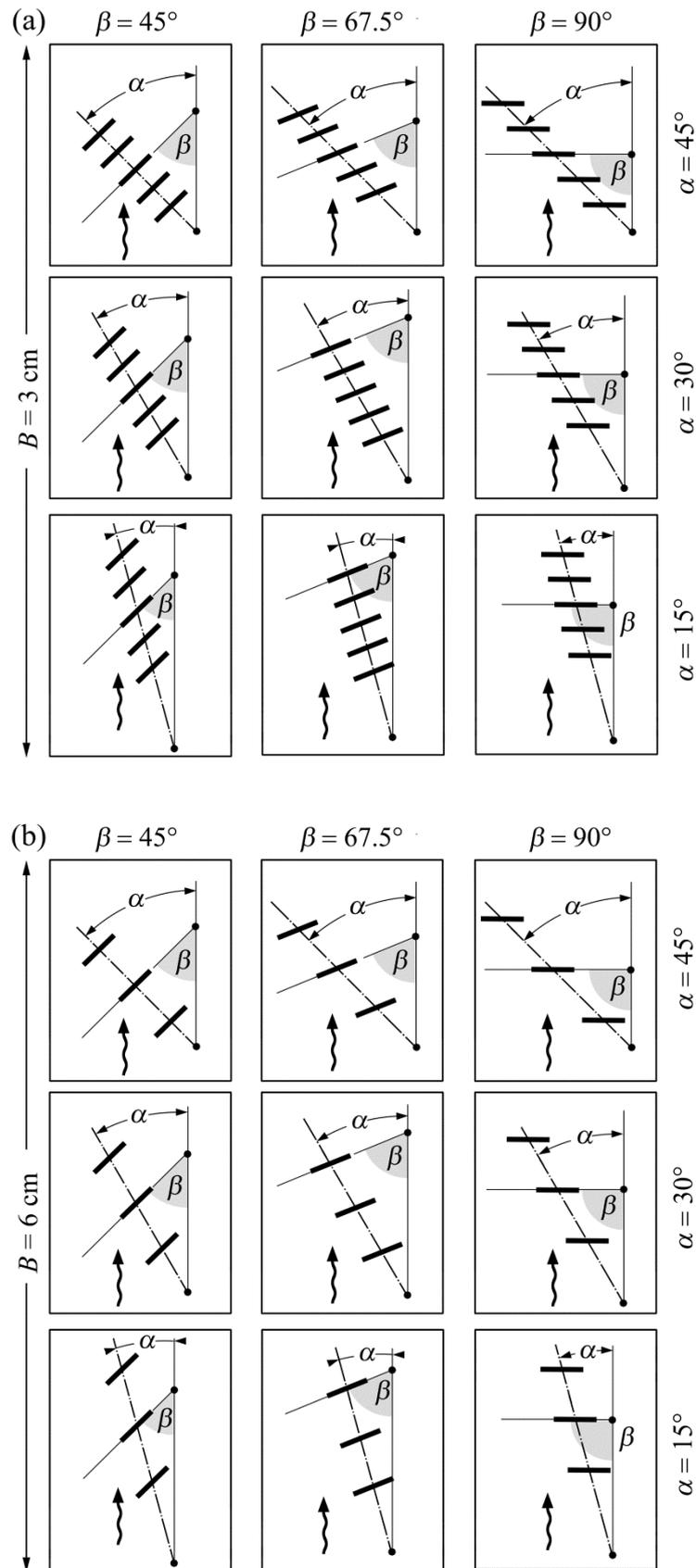


Abbildung 4.5 Rechenkonfigurationen der Hauptversuche mit axialem Stababstand  $B =$  (a) 3 cm, (b) 6 cm, (c) 12 cm und Variablen  $\alpha$  und  $\beta$

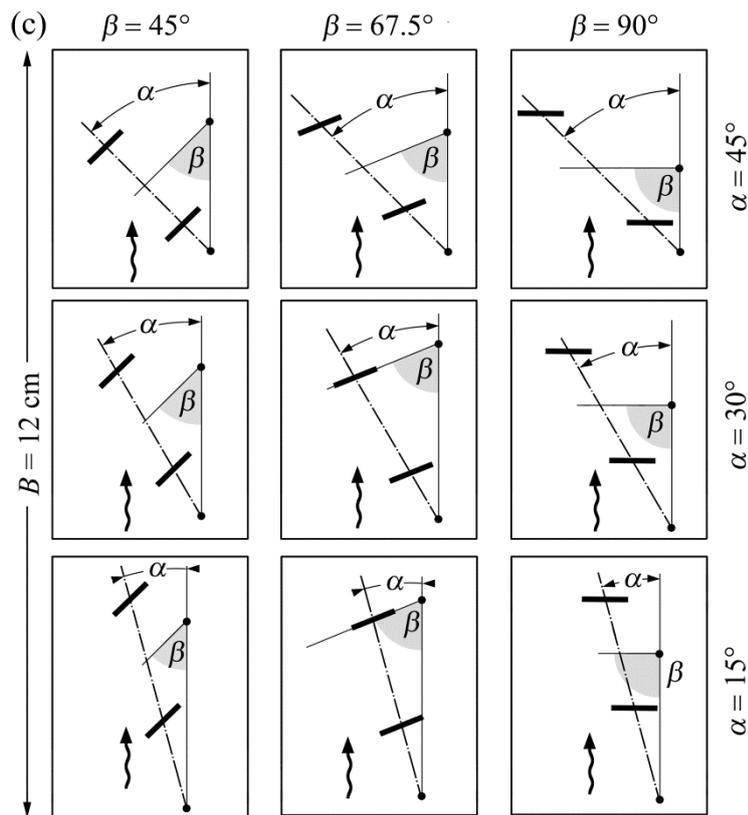


Abbildung 4.5 fortgeführt

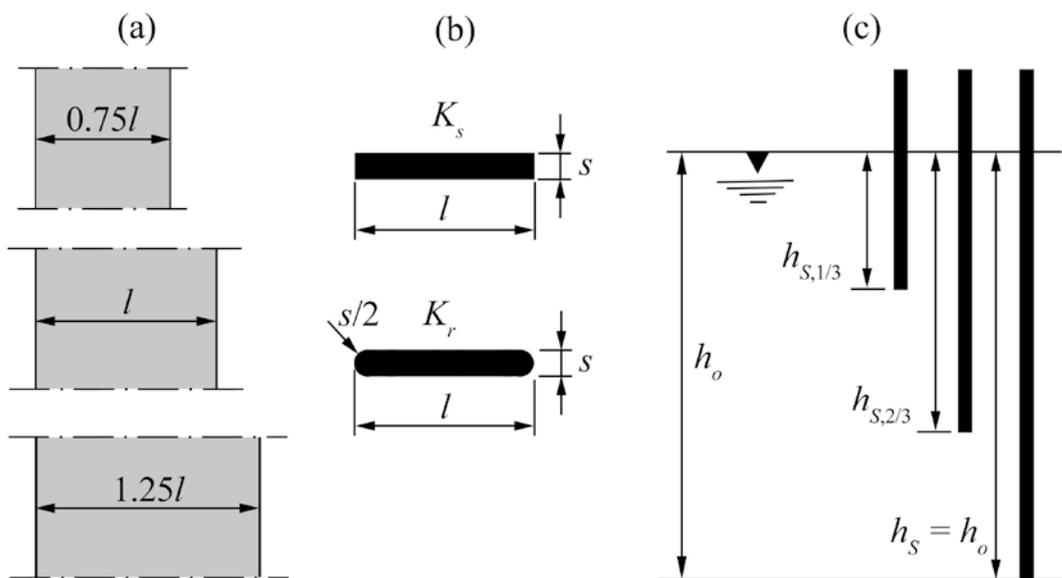


Abbildung 4.6 Sekundärparametervariation: (a) Stabtiefern  $l = 3.75$  cm,  $5$  cm,  $6.25$  cm (Naturmasse  $7.5$ ,  $10$ ,  $12.5$  cm); (b) Stabformen  $K_s =$  scharfkantig,  $K_r =$  rund; (c) Eintauchtiefen  $h_s = (1/3)h_o$ ,  $(2/3)h_o$ ,  $h_o$

#### 4.1.4 Bestimmung der Strömungsmuster

##### 4.1.4.1 Versuchsaufbau

Die Bestimmung der Strömungscharakteristika erfolgte durch berührungsfreie und zeitlich wie räumlich hochaufgelöste Vermessung horizontaler Geschwindigkeitsfelder mittels 2D *Particle Image Velocimetry* (PIV). Zu diesem Zweck wurde der in Abschnitt 4.1.3 beschriebene Versuchsstand erweitert um (Abbildung 4.7):

- Kommerzielles *Dantec Dynamics* 2D PIV-System mit seitlich angeordnetem Laser und senkrecht über dem Versuchsstand installierter CCD-Kamera (*charge-coupled device*) (Abschnitt 4.4.7)
- Rechenspezifische Acrylglas-Boote zur störungsfreien Aufnahme der Strömungsbilder (Abbildung 4.8)
- Rechenspezifische Kalibrierungseinbauten für Referenzaufnahmen zur Bildverzerrung und Längenskalierung (Abbildung 4.9).

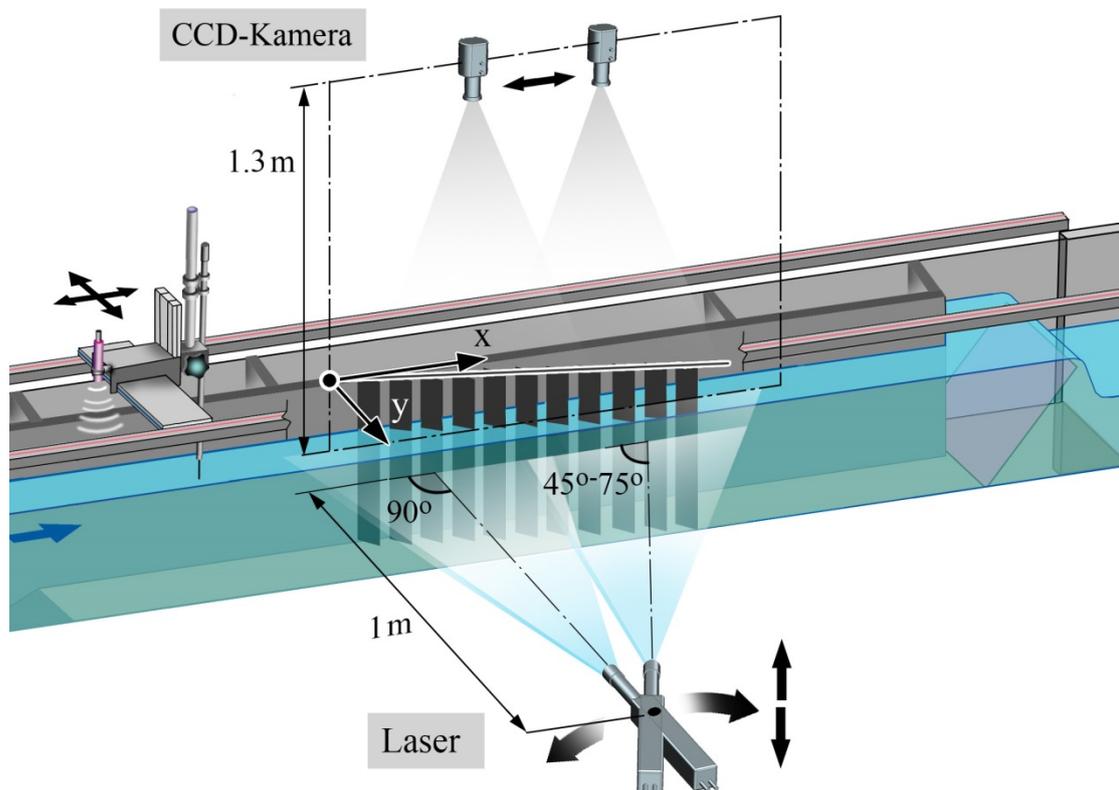


Abbildung 4.7 Konfiguration des Versuchsstandes zur Bestimmung der Strömungsmuster mittels PIV-System

Bauliche Grundkomponenten des PIV-Systemes sind ein Laser, dessen Strahl zu einer horizontal ausgerichteten Ebene aufgeweitet ist, und eine CCD-Kamera, die in schneller zeitlicher Abfolge, hoch aufgelöste Aufnahmen des beleuchteten Untersuchungsbereiches

(UB) aufzeichnet. Die Grösse des UB ist zum einen abhängig von der angestrebten Bildauflösung und zum anderen von den im Labor vorherrschenden Platzverhältnissen. Dies führte bei der vorliegenden Untersuchung zur Wahl rechenpezifischer UB mit entsprechender Positionierung beider Systemkomponenten. In stumpfem Winkel ( $\alpha = 45^\circ$ ) ausgerichtete Rechenvarianten wurden in der Grundposition untersucht, in der der Laser im rechten Winkel zur verglasten Versuchsstandwand und die CCD-Kamera mit der Kanalachse und dem Rechenkopf (Nullpunkt des Koordinatensystemes) ausgerichtet waren. Der UB deckte dabei die gesamte Rechenlänge und einen ebenso grossen Bereich des Ober- oder Unterwassers ab. Rechen mit spitzem Einbauwinkel ( $\alpha = 30$  resp.  $15^\circ$ ) besitzen max. eine ca. viermal grössere Einbaulänge. Dies machte die Erweiterung des Aufnahmebereiches und dessen Unterteilung in zwei UBs notwendig. Während die CCD-Kamera parallel entlang der Versuchsstandachse verschoben werden konnte, ermöglichten räumliche Beschränkungen am Versuchsstand keine Parallelverschiebung des Lasers. Um dennoch den UB am Rechenende belichten zu können, wurde eine drehbare Lagerung des Lasers vorgesehen. Abhängig von der untersuchten Rechenvariante erfolgte die Drehung des Lasers um seine vertikale Achse zwischen  $45^\circ$  bis  $75^\circ$ . Ferner war der Laser in der Vertikalen justierbar, was auch Messungen in unterschiedlichen Abflussebenen ermöglichte (vgl. Abschnitt 6.2.2).

Eine verzerrungsfreie und ungestörte Aufnahme des UB ist durch die freie Wasseroberfläche nicht möglich. Abgesehen von der selbst im unverbauten Versuchsstand durch Wandeinflüsse verursachten Wellenbildung, bedingen Leitrechen zusätzliche Störungen des Abflusses, die sich bei den im Rahmen der Versuche durchweg strömenden Abflussverhältnissen nach oberstrom fortpflanzen und zu regelmässigen Wellenmustern an der Wasseroberfläche führen. Aus diesem Grund wurde die Wasseroberfläche im UB durch Acrylglas-Boote abgedeckt (Abbildung 4.8). Für deren Bau wurden Acrylglasplatten mit einer Stärke von 5 mm verwendet. Oberstrom waren die Boote durch ein Viertelkreis-Element ausgerundet und mit zwei Fixpunkten versehen. Ein dritter Fixpunkt befand sich jeweils am unterstromigen Ende. Diese Dreipunktlagerung ermöglichte den exakt horizontalen Einbau und die Aufnahme des Eigengewichtes, sodass geringe Eintauchtiefen (ca. 2-5 mm) und eine entsprechend marginale Einschnürung der Strömung zwischen Bodenplatte und Acrylglas-Boot gewährleistet wurden.

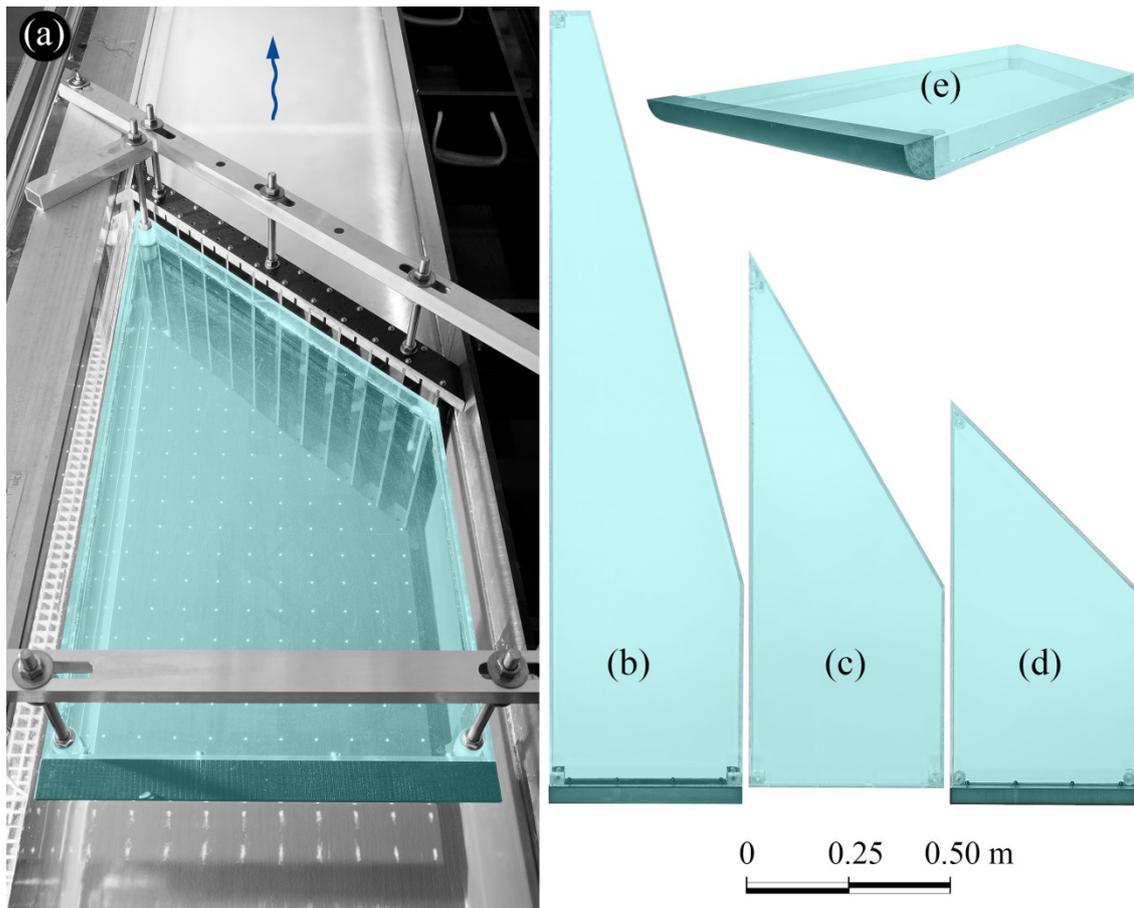


Abbildung 4.8 (a) Modellsituation mit oberstrom des Rechens angeordnetem Acrylglas-Boot; Bootvarianten zur Untersuchung der Rechenwinkel  $\alpha =$  (b)  $15^\circ$ , (c)  $30^\circ$ , (d)  $45^\circ$ ; (e) Perspektive mit hydraulisch günstig ausgeformter Bugseite

Für die Kalibrierung der Aufnahmen, dies beinhaltet sowohl die allfällige Entzerrung in Randbereichen als auch die Festlegung des Längenmassstabes in Abhängigkeit von der Aufnahmeebene, wurden schwarze PVC-Platten mit regelmässig angeordneten Punktfräsungen verwendet. Wiederum wurden für jeden untersuchten Rechenwinkel spezifische Einbauten gefertigt, die mit einer rechteckigen Erweiterungsplatte in das Ober- resp. Unterwasser verlängert werden konnten. Jede Punktfräsung hatte einen Durchmesser von 4 mm und besass einen orthogonalen Abstand zum benachbarten Punkt von 50 mm. Die Fräsungen wurden mittels CNC-Maschinen ca. 2 mm tief eingelassen, sodass der aus weissem PVC bestehende Kern der Platten freigelegt war. Das dabei entstehende, quadratische Punktmuster besitzt eine sehr hohe Masstreue mit Längentoleranzen unter 0.01 mm pro laufendem Meter (Abbildung 4.9).

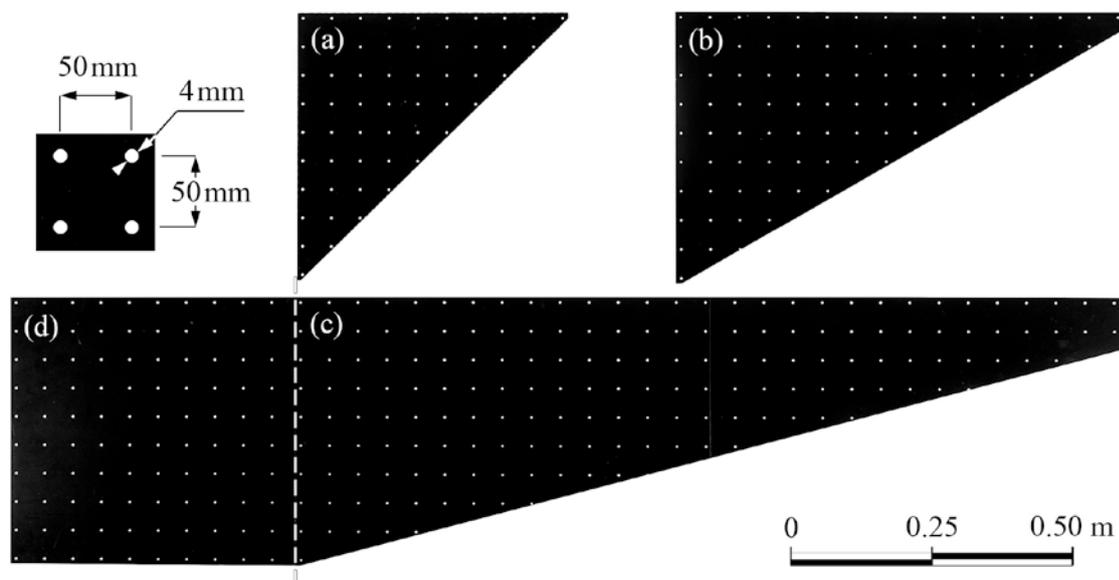


Abbildung 4.9 Kalibrierungsplatten für Rechenwinkel  $\alpha =$  (a)  $45^\circ$ , (b)  $30^\circ$ , (c)  $15^\circ$  und (d) rechteckige Erweiterungsplatte

#### 4.1.4.2 Parameterspektrum

Sämtliche PIV-Versuche fanden mit den im Massstab  $\lambda = 2$  skalierten Recheneinbauten und mit einer Kanalbreite  $W = 0.5$  m und einer Abflusstiefe  $h_o = 0.4$  m statt. Trotz des mit den PIV-Untersuchungen verbundenen beträchtlichen Zeitaufwandes wurden die Strömungsfelder für die Hauptparameter  $\alpha = 15^\circ, 30^\circ$  und  $45^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $90^\circ$  und  $\sigma = 017$  und  $008$  bei unterschiedlichen Fließgeschwindigkeiten und in zwei Messebenen bestimmt (vgl. Abschnitt 6.2.2). Auf eine Variation der Sekundärparameter wurde verzichtet. Die Parametervariation ist Tabelle 4.4 zu entnehmen.

Tabelle 4.4 Parametervariation der PIV-Versuche

Parameter	Modellmasse	Prototypmasse	Einheit
$U_o$	0.05 bis 0.3	0.07 bis 0.42	[m/s]
$h_o$	0.4	0.8	[m]
$W$	0.5	1.0	[m]
$\alpha$	15, 30, 45	15, 30, 45	[°]
$\beta$	45, 90	45, 90	[°]
$B$	0.03, 0.06	0.06, 0.12	[m]
$s$	0.005	0.01	[m]
$l$	0.05	0.1	[m]
$h_s$	0.4	0.8	[m]
$K$	scharfkantig	scharfkantig	[-]

#### 4.1.5 Modellähnlichkeit

Hydraulische Vorgänge sind zum einen durch ihre räumlichen und zeitlichen Randbedingungen und zum anderen vorrangig durch die Gravitationskraft als eine der vier fundamentalen Wechselwirkungen zwischen physikalischen Körpern bestimmt. Die Modellierung in physikalischen Modellen basiert deshalb darauf, Prototypverhältnisse im Modell physikalisch ähnlich nachzubilden (Ivicsics 1978). Zum Erreichen mechanischer und damit vollständiger Ähnlichkeit, müssen alle räumlichen Grössen (Geometrie), zeitabhängigen Prozesse (Kinematik) und auch die in der Strömung wirkenden Kräfte (Dynamik) zwischen Prototyp und Modell im gleichen Verhältnis stehen (Heller 2011). Die Herstellung geometrischer Ähnlichkeit ist in der Regel lediglich eine technische Herausforderung und in der vorliegenden Arbeit aufgrund der einfachen Leitrengeometrie exakt umsetzbar. Alle Rechenmasse werden entsprechend des Längensmassstabs  $\lambda$  mit

$$\lambda = \frac{\text{Prototypmass}}{\text{Modellmass}} \quad (4.1)$$

nachgebildet. Zusätzlich müssen zum Erfüllen der kinematischen Ähnlichkeit konstante Verhältnisse bei zeitabhängigen Prozessen wie z.B. zwischen Geschwindigkeit und Beschleunigung eingehalten werden. Schliesslich gilt es, die am hydraulischen Prozess massgebend beteiligten treibenden und verzögernden Kräfte, zu ihnen gehören u.a. Schwerkraft, Viskosität, Kapillarität, Elastizität, Staudruck, Wellenimpedanz und Trägheit, dynamisch ähnlich zu modellieren (Hughes 2005).

Prinzipiell ist es im hydraulischen Modellwesen bei der Verwendung von Wasser als Versuchsmedium nicht möglich, mechanische Ähnlichkeit zu erreichen (Spurk 1992). Fluideigenschaften wie Dichte, Oberflächenspannung, Viskosität und Elastizitätsmodul, aber auch die Erdbeschleunigung als treibende Kraft, bleiben bei Verwendung desselben Fluides auch im verkleinerten Modell gleich. Allerdings interessieren bei den meisten physikalischen Fragestellungen nicht sämtliche Strömungsphänomene und ihre korrespondierenden Kräfteverhältnisse gleichermassen. Vielmehr ist normalerweise ein spezifischer physikalischer Prozess nur von zwei Kräften dominant beeinflusst und es ist möglich, ihr Verhältnis ähnlich zu modellieren und die übrigen, weniger prävalenten Kräfte zu vernachlässigen. Der Strömungsprozess wird in diesem Fall auf Grundlage bestimmter Modellgesetze modelliert, die die Skalierungsfaktoren zur Umrechnung der im Modell ermittelten Messwerte auf Prototypwerte definieren. Es existiert eine Vielzahl von Modellgesetzen für die oben beschriebenen massgebenden Kräfte. Bei der

Wahl des geeigneten Kräftepaars ist im Zusammenhang mit allen hydraulischen Phänomenen, bei denen sich Wasser in Bewegung befindet, die Trägheitskraft stets eine der dominierenden Kräfte.

Die Schwerkraft als Grundlage aller natürlichen Strömungsprozesse findet im Froude'schen Ähnlichkeitsgesetz Eingang. Die entsprechende Froude-Zahl beschreibt das Verhältnis von Schwer- zu Trägheitskräften als

$$F = \frac{U}{\sqrt{g \cdot L}}, \quad (4.2)$$

mit der charakteristischen Strömungsgeschwindigkeit  $U$ , Erdbeschleunigung  $g$  und der charakteristischen Länge  $L$ , die für Gerinneströmung typischerweise durch die Abflusstiefe  $h$  oder den hydraulischen Radius  $R_h$  gegeben ist. Die Froude-Zahl ist eine grundlegende Grösse in der Hydraulik und ihre Interpretation als Verhältnis aus Abflussgeschwindigkeit und Flachwasserwellengeschwindigkeit charakterisiert strömende ( $F < 1$ ) und schiessende ( $F > 1$ ) Abflussverhältnisse.

Die Fluidviskosität ist die Basisgrösse des Reynolds'schen Ähnlichkeitsgesetzes, das als Reynolds-Zahl wiedergegeben wird durch

$$R = \frac{U \cdot L}{\nu}, \quad (4.3)$$

mit der kinematischen Viskosität von Wasser  $\nu = 1.002 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$  bei  $20^\circ\text{C}$ . Sie beschreibt das Verhältnis zwischen viskosen und Trägheitskräften und damit die Bewegungsform von Wasserteilchen in der Strömung. Mit grösserer Reynolds-Zahl  $R$  verlieren die viskosen Kräfte an Bedeutung. Fluidpartikel folgen nicht mehr strikt ihren gemittelten Stromlinien und es erfolgt der Übergang zur turbulenten Strömung. Für Rohrströmungen wird basierend auf dem Rohrdurchmesser üblicherweise ein Grenzwert von  $R \approx 2400$  als Übergang von laminarem zu turbulentem Abfluss ausgewiesen. Bei der Anwendung auf Freispiegelabflüsse in Rechteckgerinnen erfolgt die Berechnung von  $R$  auf Grundlage des hydraulischen Radius  $R_h = A/U$ , also dem Quotienten aus Strömungsquerschnitt  $A$  und benetztem Umfang  $U$ . Damit gilt aus der Rückrechnung des Grenzwertes von Rohrströmungen, dass bei  $R \geq 500$  eine turbulente Gerinneströmung existiert (Jirka und Lang 2004).

Die Durchströmung von Leitreechen stellt eine lokale Abflussstörung dar, die massgebend durch die Schwerkraft und die Viskosität beeinflusst ist. Letztere verliert an Bedeutung, wenn die Turbulenz im Fluid hoch genug ist und damit viskose Effekte ver-

nachlässigt werden können. In der vorliegenden Arbeit werden Strömungen mit  $6 \times 10^4 \leq R \leq 4 \times 10^5$  untersucht, die damit deutlich über dem oben für Rohrströmungen angegebenen Grenzwert für laminare Strömungsvorgänge liegen. Aus diesem Grund wird die Schwerkraft als die massgebende Kraft bei der Energieumwandlung an Leitreechen erachtet und entsprechend das Froude'sche Ähnlichkeitsgesetz angewendet. Die resultierenden Skalierungsfaktoren sind in Tabelle 4.5 gelistet.

Tabelle 4.5 Skalierungsfaktoren nach Froude'scher Ähnlichkeit

Grösse	Skalierungsfaktor	
Länge [m]	$\lambda$	1:2
Fläche [m <sup>2</sup> ]	$\lambda^2$	1:4
Zeit [s]	$\lambda^{1/2}$	1:1.4
Geschwindigkeit [m/s]	$\lambda^{1/2}$	1:1.4
Abfluss [m <sup>3</sup> /s]	$\lambda^{5/2}$	1:5.7

Wie aus den Skalierungsfaktoren hervorgeht, nimmt bei der Modellierung nach Froude die Strömungsgeschwindigkeit unterproportional mit  $\lambda^{1/2}$  ab, während die Fliesstiefe linear mit  $\lambda$  skaliert wird. Dies führt im verkleinerten Modell zu einer Erhöhung der Fliessgeschwindigkeitsgradienten und in der Folge zur Zunahme des Einflusses der Fluidviskosität, die die Energieumwandlung an Leitreechen beeinflussen kann. Dass Zähigkeitskräfte den Strömungswiderstand beeinflussen können, sei zudem im Umkehrschluss des d'Alembertschen Paradoxons demonstriert. Danach rufen ideale Flüssigkeiten, die über innere Reibungslosigkeit verfügen, keinen Strömungswiderstand hervor. Für die Übertragung von Messergebnissen auf den Prototyp müssten demnach die Reynolds-Zahlen in beiden Systemen ähnliche Werte besitzen. Ferner zeigen Untersuchungen von Hsieh (1964), dass die freie Wasseroberfläche durchsetzende Körper einen Wellenwiderstand hervorrufen, der von der Froude-Zahl abhängig ist (Abbildung 4.10). Untersuchungsgegenstand waren kreiszylindrische Stabgitter mit unterschiedlichen Stababständen und Wassertiefen. Hsieh konnte nachweisen, dass der Wellenwiderstand bei  $F = 0.5$  einen Höchstwert erreicht und ausserdem vom Verhältnis des Stabdurchmessers zur Wassertiefe abhängt. Dieser Umstand ist im Hinblick auf die Untersuchung im Modell von besonderer Bedeutung, da die Abflusstiefe im Versuchskanal deutlich geringer als am Prototyp ist. In einer Untersuchung an schräg angeströmten Rechengittern durch Zimmermann (1969) stellte dieser ebenfalls fest, dass der Gesamtwiderstand vom Wellenwiderstand beeinflusst wird. Er fand aber einen Grenzwert für das Verhält-

nis zwischen der Abflusstiefe und der Rechenstabdicke von  $h_o/s > 60$ , ab welchem das Widerstandsverhalten von der Froude-Zahl unbeeinflusst bleibt.

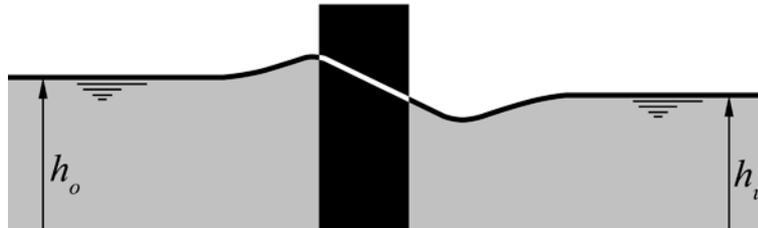


Abbildung 4.10 Wellenbildung vor einem Kreiszyylinder

Um die korrekte Übertragung des Widerstandsverhaltens von Leitreechen im Modell auf den Prototyp zu garantieren, müssen Modelleffekte entweder ausgeschlossen oder quantifiziert werden. Eine Quantifizierung ist allerdings aufgrund der begrenzten Datenlage mit Unsicherheiten verbunden. Anstelle dessen wurden durch Vergleichsmessungen im Prototypmassstab, Variationen des Modellausschnittes und in einer Modellfamilie zum Einfluss der Abflusstiefe die Froude- und Reynolds-Zahlen Bereiche ermittelt, für die Modelleffekte bei der vorliegenden Untersuchung eine vernachlässigbare Rolle spielen (Abschnitt 5.6).

#### 4.1.6 Modellrauheit

Die Bestimmung der hydraulischen Verluste am Leitreechen basiert auf der Auswertung der Wassertiefendifferenzen ober- und unterstrom der Rechen. Sie sind eine Folge der beim Durchströmen des Versuchsstandes auftretenden lokalen Verluste am Rechen und der stetig durch die Reibung zwischen dem Fluid und der Kanalumrandung über die Fließdistanz entstehenden Verluste. Letztere kontinuierliche Verluste sind das Ergebnis des direkten Wechselspieles zwischen dem Fließwiderstand am benetzten Gerinneumfang und dem turbulenten Impulsaustausch in der Strömung. Ihr Anteil am Gesamtverlust muss bekannt sein, um die lokalen Verluste von Leitreechen isoliert darzustellen. In diesem Abschnitt werden die hydraulischen Grundlagen zur Bestimmung des kontinuierlichen Energieverlustes im Versuchsstand erläutert und eine Einschätzung der Strömungsverhältnisse formuliert.

Kontinuierliche Verluste sind unmittelbar von den Oberflächeneigenschaften der Gerinnesohle und der Gerinneumwandung abhängig. Grundsätzlich werden zwei Strömungsbereiche in der turbulenten Strömung unterschieden. Im hydraulisch glatten Bereich

beeinflusst die Fluidviskosität wesentlich die Strömungseigenschaften, wohingegen im hydraulisch rauen Bereich der Wandeinfluss in Funktion der Oberflächenrauheit dominiert. Der Übergang zwischen beiden Strömungsbereichen erfolgt nicht schlagartig. Vielmehr existiert ein ausgeprägter Übergangsbereich, in dem sowohl die Fluidviskosität als auch die Gerinnerauheit auf die Energieverluste Einfluss nehmen. Grafisch veranschaulicht sind diese Wechselwirkungen im Moody-Diagramm (Abbildung 4.11).

Die oben erläuterten Zusammenhänge werden in der Darcy-Weisbach-Gleichung wiedergegeben, die die Grundlage für die Berechnung der Energieverluste in turbulenten Gerinneströmungen ist. Sie lautet

$$\Delta h = I_e \cdot L = \left( \lambda \cdot \frac{1}{4R_h} \cdot \frac{U^2}{2g} \right) \cdot L \quad (4.4)$$

mit dem Energiehöhenverlust  $\Delta h$ , der Neigung der Energielinie  $I_e$ , dem Reibungsbeiwert  $\lambda$ , der Fliesslänge  $L$ , dem hydraulischen Radius  $R_h$ , der mittleren Fliessgeschwindigkeit  $U$  und der Erdbeschleunigung  $g$ . Einzige Unbekannte bei der rechnerischen Ermittlung der kontinuierlichen Verluste im Versuchsstand ist der Reibungsbeiwert  $\lambda$ . Dieser wiederum ist eine Funktion des Strömungszustandes, der Oberflächenbeschaffenheit des Gerinnes und der Gerinnegeometrie, die durch die Reynolds-Zahl  $R = (v \cdot 4R_h)/\nu$ , die äquivalente Sandrauheit  $k_s$  resp. den hydraulischen Radius  $R_h$  dargestellt sind.

Für die Ermittlung von  $\lambda$  existieren sowohl explizite Gleichungen als auch die grafische Methode mit Hilfe des Moody-Diagrammes. Für die explizite Lösung muss neben den bekannten Grössen  $R$  und  $R_h$  eine Abschätzung der unbekannt Grössen, nämlich des vorherrschenden Strömungsbereiches (hydraulisch glatt, rau oder Übergangsbereich) und der der Gerinneoberflächenbeschaffenheit entsprechenden äquivalenten Sandrauheit vorgenommen werden. Für die grafische Methode ist nur die Oberflächenbeschaffenheit abzuschätzen.

In der Natur treten überwiegend hydraulisch raue Strömungsverhältnisse auf, da sowohl  $R$  als auch  $k_s$  verhältnismässig grosse Werte besitzen. Die Kategorisierung der Versuchsstandverhältnisse ist demgegenüber nicht ohne weiteres möglich. Es ist hier damit zu rechnen, dass eine Verschiebung in den Übergangsbereich erfolgt, da die Gerinneumwandlung des Versuchsstandes aus glatten Materialien besteht. Für die Glaswand des Observationsbereiches werden Standardwerte der äquivalenten Sandrauigkeit von

0 – 0.003 mm, für die glatten Stahlelemente von 0.01 – 0.1 mm und für die PVC-Einbauten von 0.003 mm angesetzt (Montes 1998; Reeve *et al.* 2004; Bollrich 2013).

Die Unsicherheiten bei der Abschätzung des Strömungsbereiches und der Oberflächenrauheit machen eine Überprüfung der im Versuchsstand auftretenden Strömungsverhältnisse notwendig, um lokale und kontinuierliche Verluste voneinander zu trennen. Die Überprüfung erfolgt in zwei Schritten:

1. Experimentelle Ermittlung des Energiehöhenverlustes im Versuchskanal ohne Einbauten
2. Grafische Ermittlung des  $k_s$ -Werts der Versuchsrinne und vergleichende Betrachtung mit typischen Literaturangaben

Im ersten Schritt werden die Wassertiefen und korrespondierenden Fließgeschwindigkeiten am Modelleinlauf ( $h_o$  und  $U_o$ ) und –auslauf ( $h_u$  und  $U_u$ ) im unverbauten Gerinne für sämtliche Fließgeschwindigkeiten und Abflusstiefen ermittelt, die auch den Versuchen mit Leitreechen zu Grunde liegen. Danach wird der Energiehöhenverlust  $\Delta H$  berechnet nach

$$\Delta H = \left[ h_o + \frac{U_o^2}{2g} \right] - \left[ h_u + \frac{U_u^2}{2g} \right] \quad (4.5)$$

Mit dem nun bekannten  $\Delta H$  wird nach Umstellung der Gl. (4.4)  $\lambda$  berechnet zu

$$\lambda = \Delta H \cdot \frac{4R_h}{L} \cdot \frac{2g}{U^2} \quad (4.6)$$

Die so in der Versuchsrinne ermittelten  $\lambda$ -Werte liegen zwischen 0.016 – 0.02. Sie werden den korrespondierenden Reynolds-Zahlen im Moody-Diagramm zugewiesen (Abbildung 4.11). Die grafische Auswertung ergibt schliesslich einen  $k_s$ -Wertebereich von 0.1 – 0.3 mm. Dieser liegt erwartungsgemäss höher als die oben genannten Standardwerte, berücksichtigt aber „verschmierte“ Rauheitselemente wie Stösse und Fugen und die Alterung der Oberflächen und liegt damit in einer plausiblen Grössenordnung.

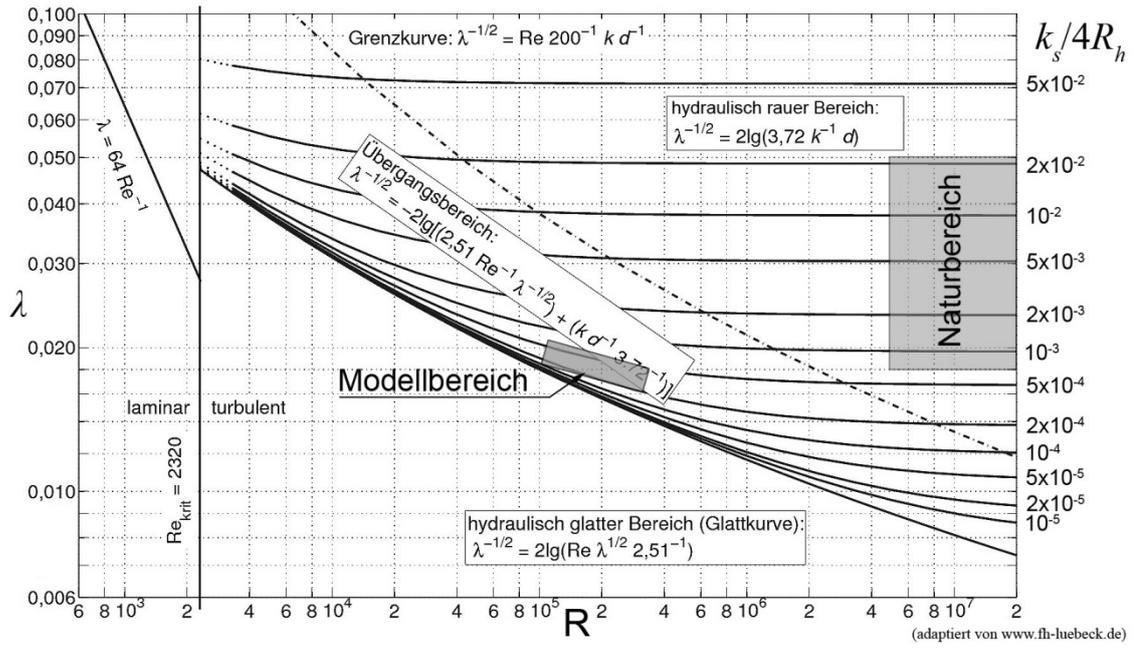


Abbildung 4.11 Moody-Diagramm mit Lage der Rauheitsbereiche in der Natur und im Versuchstand

## 4.2 Ethohydraulisches Modell zur Fischleiteffizienz

### 4.2.1 Einleitung und Zielstellung

Die Ethohydraulik ist ein junges Fachgebiet, das sich der Untersuchung der aquatischen Fauna im Wechselspiel mit wasserbaulichen Anlagen unter Laborbedingungen widmet. Dabei werden parallel Aspekte der Ethologie (Verhaltensforschung) und der Hydraulik (Strömungslehre) analysiert; ein Umstand, der zur Namensgebung des Fachgebietes führte. Ziel ethohydraulischer Forschung ist nach Lehmann (2012) die Untersuchung der Reaktionen z.B. von Fischen auf wasserbauliche Anlagen und die durch sie erzeugten hydraulischen Situationen unter definierten Laborbedingungen. Dies erfordert die interdisziplinäre Zusammenarbeit von Biologen und Wasserbauingenieuren sowohl bei der Planung und der Durchführung als auch bei der Auswertung eines Projektes. Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit präsentierten Ergebnisse zu den ethohydraulischen Versuchen sind entsprechend auch das Resultat aus der Zusammenarbeit der Forschungspartner Eawag und VAW. Während die Modellplanung und der Modellbau sowie die hydraulischen Versuche zur Vermessung der Geschwindigkeitsfelder im Rahmen der vorliegenden Dissertation stattfanden, wurden die fischbiologischen Untersuchungen, die Hälterung und auch der Fang der Testfische von Biologen der Eawag betreut und durchgeführt.

Ziel der Untersuchungen war es, das Verhalten typischer einheimischer Fischarten an einer Auswahl vielversprechender Leitreechenkonfigurationen zu erforschen und in Relation zu deren hydraulischer Signatur zu interpretieren. Die Vorauswahl der getesteten Leitreechen erfolgte einerseits anhand der Ergebnisse der Detailmodellversuche, wonach Konfigurationen, die unzumutbare Fallhöhenverluste verursachen, aus dem Testfeld ausgeschlossen wurden. Zum anderen basiert die Auswahl auf Resultaten vorangegangener Forschungsarbeiten mit anderen Fischarten und den dabei erfolgreich getesteten Rechenvarianten (Bates und Vinsonhaler 1957; Stira und Robinson 1997; Taft 2000; Kynard und Horgan 2001; Amaral *et al.* 2003; Scruton *et al.* 2003; Travade und Larinier 2007).

In zwei Versuchsblöcken wurden danach die folgenden Zielstellungen bearbeitet:

1. Bestimmung der Leiteffizienz und Beschreibung typischer Verhaltensmuster einheimischer Zielfischarten
2. Vermessung der Geschwindigkeitsfelder oberstrom der Leitreechen

Insbesondere der erste Versuchsblock stellt hohe Anforderungen an die Modellauslegung und –gestaltung, sollen doch die Testfische möglichst prototypähnliche geometrische und hydraulische Situationen im Modell vorfinden. Dabei gelten die gleichen versuchstechnischen Beschränkungen, die bereits im Abschnitt 4.1 diskutiert wurden. Die vollständige, geometrisch identische Nachbildung eines Leitrechenaufbaues in Naturmassen und die Reproduktion übereinstimmender hydraulischer Verhältnisse sind im Modell nicht möglich. Nach Adam und Lehmann (2011) ist aus diesem Grund in der ersten Phase ethohydraulischer Projekte, dem sogenannten Präprozess, die Frage zu klären, ob die relevanten hydraulischen Situationen in einem Ausschnittmodell abgebildet werden können und ob eine geometrische Skalierung zulässig ist. Vor diesem Hintergrund wurden bestehende Versuchsaufbauten zur Lebtierbeobachtung in Nordamerika (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001) und Europa (Lehmann und Nestmann 2007) besichtigt und im Rahmen eines Erfahrungsaustausches die Fragestellungen zur Modellplanung diskutiert. Im Ergebnis entschied sich die Forschergruppe für die Modellierung der Natursituation als Ausschnittmodell mit geometrisch identischer Nachbildung der Rechendimensionen, also mit dem Massstabsfaktor  $\lambda = 1$ .

#### 4.2.2 Versuchsstand

Da der ethohydraulische Versuchsstand für die Durchführung von Fischversuchen an Leitrechen im Massstab 1:1 konzipiert ist, ergeben sich in Bezug auf die Modellabmessungen und auch die Modellwasserversorgung die folgenden, beachtlichen Spezifikationen:

- Modellaussenmasse: Länge ca. 30 m, Breite 1.8 m und Höhe 1.4 m
- Abflussquerschnitt: Breite 1.5 m, Abflusstiefe 0.9 m
- Zufluss: stufenlos regelbar zwischen 0 bis 1200 l/s
- Resultierende mittlere Fliessgeschwindigkeiten bis 0.9 m/s

Abbildung 4.12 veranschaulicht in einer Prinzipskizze den Aufbau des Modelles mit den wichtigsten Konstruktionselementen und der messtechnischen Instrumentierung. Diese sind folgend umfassend beschrieben und in Abbildung 4.13 fotografisch dokumentiert.

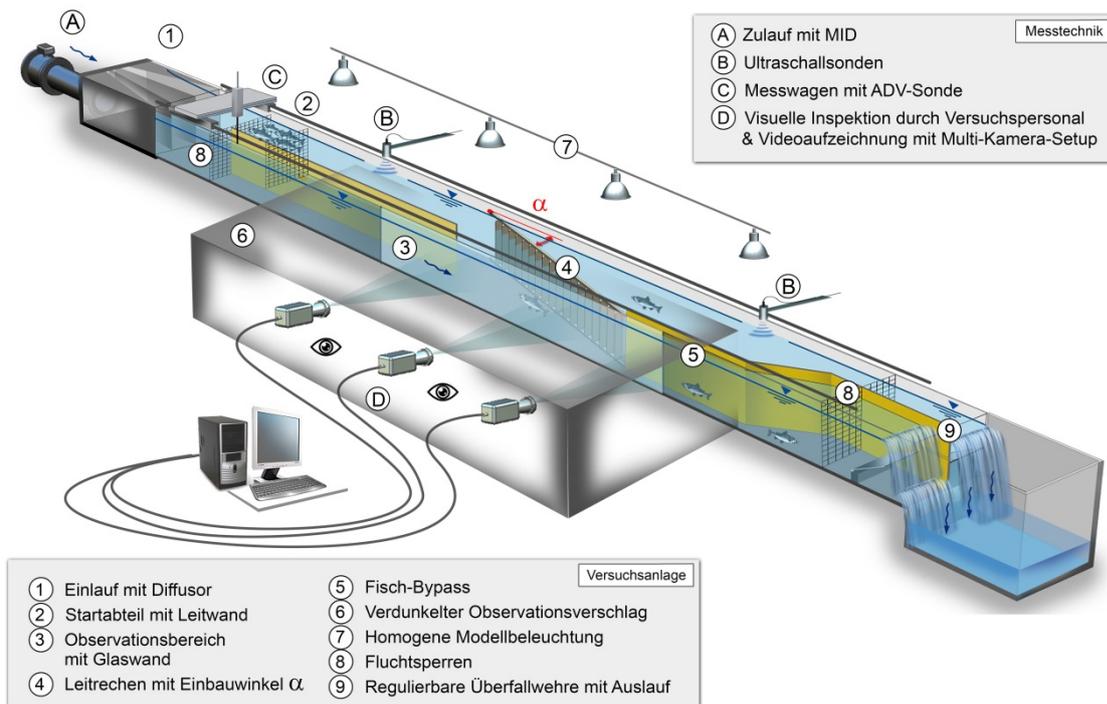


Abbildung 4.12 Prinzipskizze des ethohydraulischen Versuchsstandes mit Bezeichnung der Modellkomponenten und der verwendeten Messtechnik

Das Versuchsgerinne besitzt einen rechteckigen Abflussquerschnitt, der durch Mauerwände eingefasst ist. Diese und die Gerinnesohle sind mit Mörtel gleichmässig abgezogen, sodass sich eine einheitliche Oberflächenstruktur und -erscheinung einstellt. Der verwendete Mörtelüberzug besitzt einen mittleren Korndurchmesser von 2 mm. Über die Zuleitung aus rostfreien Stahlrohren mit Innendurchmessern zwischen 0.4 - 0.5 m wird das Wasser aus einem Hochbehälter in das Modell geleitet. Die Zuleitung verfügt zur Regulierung des Durchflusses über einen Plattenschieber. Ihm vorgelagert ist ein MID verbaut, der den Abfluss stetig misst. Der Hochbehälter selbst wird durch Pumpen mit einem Fördervermögen  $\leq 1.3 \text{ m}^3/\text{s}$  versorgt und besitzt einen „unendlichen Überlauf“. Dies ermöglicht die Entkopplung der zeitlich mit der Netzstromstärke schwankenden Pumpenförderleistung vom Modellabfluss. Das Betriebsregime sieht dabei vor, dass geringfügig mehr Wasser in den Hochbehälter gepumpt wird, als Kapazität am Modell notwendig ist. Das überschüssige Wasser wird über den Hochbehälterüberlauf direkt in den Pumpensumpf zurückgeführt. Da der Überlauf aber in Schleifen gelegt und damit sehr lang ist, wird dafür nur eine sehr geringe Überfallhöhe von max. 2 mm benötigt. Verändert sich nun der Pumpendurchfluss führt dies zu einer nur marginalen Beeinflussung der Überfallhöhe und damit auch zu einer vernachlässigbaren Beeinflussung der an der Zuleitung anstehenden Druckhöhe. Der Durchfluss im Modell ist deshalb bei identischer Schieberöffnung immer konstant.



Abbildung 4.13 Gesamtsituation des ethohydraulischen Versuchsstandes mit Detailausschnitten der wichtigsten Modellkomponenten

Die Bestimmung der mittleren Fließgeschwindigkeit in der vom Leitrechen ungestörten Zuströmung ist mittels des bekannten Durchflusses und der messbaren WSL durch

Lösung der Kontinuitätsgleichung möglich. Am Leitrechen selbst werden präzisere Angaben benötigt. Zu diesem Zweck verfügt das Modell über einen Messwagen, der mit einer Ultraschall-Sonde zur Bestimmung der lokalen WSL und einer Aufnahme für ein oder zwei ADV-Sonden zur punktuellen Messung der Fließgeschwindigkeiten ausgestattet ist. Er verfügt weiter über ein Positioniersystem, das die jeweilige Messposition in der Horizontalebene mit einer Genauigkeit von 0.2 mm abgibt. Zusätzliche, fest installierte Ultraschall-Sonden sind im Einlaufbereich unterstrom des Diffusors und am Bypass-Einlauf installiert, um kontinuierliche Messungen der WSL über ganze Versuchszeiträume vorzunehmen.

Im Zusammenhang mit dem tierversuchsspezifischen Fokus der Versuche wurden bestimmte Komponenten des Modelles im Vergleich zu klassischen physikalischen Wasserbaumodellen angepasst oder gänzlich neu konzipiert.

So wurde der Einlauf in Diffusor-Bauweise ausgeführt, um einen ausreichend langen und homogen durchströmten Oberwasserbereich vor dem zu testenden Leitrechen zu generieren. Diesen benötigen Fische, um ein naturnahes Schwimmverhalten auszuprägen. Zur Entwicklung einer homogenen Strömungsverteilung ist bei konventioneller Ausbildung des Gerinneeinlaufes mit Lochblechen und Beruhigungsmatten eine grosse Vorlaufstrecke notwendig und es besteht bei hohen Abflüssen das Risiko, grosse Mengen kleiner Luftblasen in den Wasserabfluss einzumischen. Mittels Diffusor kann die Vorlaufstrecke deutlich verkürzt und eine ökonomische Dimensionierung des Modelles erreicht werden. Er besteht aus im Verzug gemauerten Seitenwänden und strömungsführenden Leitblechen. Diese sorgen dafür, dass es zu einer gleichmässigen und ablösungsfreien Aufteilung der Strömung im Übergang von der Rohrströmung des Zulaufes auf den rechteckigen Gerinnequerschnitt über eine kurze Fließstrecke kommt. Die damit erreichte, freie Schwimmstrecke zwischen Diffusorauslauf und Rechen besitzt bei einem Rechenwinkel von  $\alpha = 15^\circ$  eine Länge  $>10$  m und nimmt bei  $\alpha = 30^\circ$  auf 12.8 m zu.

Völlig frei sind die Versuchsfische bei ihrer Wahl des Schwimmweges allerdings nicht. Um für jeden Fisch sicherzustellen, dass die Passage der Testkonfiguration am Kopf des Leitrechens auf der dem Bypass abgewandten Gerinneseite beginnt, sind ein Startabteil und eine Fischleitwand auf der orografisch rechten Modellseite angeordnet. Das 0.5 m breite und 1 m lange Startabteil befindet sich ca. 1 m unterstrom des Diffusors. Es trennt einen gerinneparallelen Abflusskorridor durch senkrecht angeordnete, 3 cm dicke Holzplatten vom Hauptabflussquerschnitt ab und kann beidseitig durch Absperrgitter für

Fische unpassierbar gemacht werden, ohne den Durchfluss massgebend zu beeinflussen. Im Startabteil erfolgt vor dem Versuchsbeginn die Adaption der Fische an die jeweiligen Strömungsverhältnisse. In seiner Verlängerung befindet sich eine Leitwand, die die Fische bis kurz (1.5 m) vor den Kopf des Leitrechens führt.

Die Rechenstäbe der Leitrechen bestehen aus Aluminiumflachprofilen mit einer Breite von 1 cm, einer Tiefe von 10 cm und einer Höhe von 115 cm. Die Rechenstäbe besitzen abgerundete Kanten, um die Verletzungsgefahr bei einer möglichen Durchquerung zu minimieren. Da es sich um ein Ausschnittmodell handelt, wurde auf Querverstrebungen zwischen den Rechenstäben verzichtet. Diese sind über der Wasseroberfläche durch ein dreiwertiges und am Gerinneboden durch ein einwertiges Auflager gehalten. Beide Stabaufleger sind modular ausgebildet und erlauben die speditive Modifikation des Hauptanströmungswinkels, der Rechenstabausrichtung und des Rechenstababstandes (vgl. Abbildung 4.15).

In dem Modellabschnitt, in dem die Leitrechen installiert werden, ist die Modellaussenmauer über eine Länge von 9 m durch eine gläserne, durch Stahlrahmen gefasste Aussenwand unterbrochen. Dieser Observationsbereich erlaubt bei einer maximalen Länge des Fischleitrechens von 4.9 m (Konfigurationen mit  $15^\circ$  Rechenwinkel) also zusätzlich die Auswertung des Fischverhaltens sowohl oberstrom des Leitrechens als auch im Bypass. Um Störungen durch äussere Einflüsse auszuschliessen, ist der Observationsbereich ausserhalb des Modelles mit einem verdunkelten Verschlag umbaut. In diesem hält sich das Versuchspersonal auf und dokumentiert die Testergebnisse. Ferner befinden sich hier die Videokameras zur Aufnahme der Versuche.

Am Rechenfuss wird das Gerinne durch eine 0.1 m breite Mauer in den Unterwasserbereich des Rechens und den Bypass-Bereich getrennt. Der Einlauf des 0.2 m breiten und über die gesamte Abflusstiefe offenen Bypasses schliesst dort unmittelbar an das Ende des Leitrechens an. Er verfügt am Modellauslauf über eine stufenlos regulierbare Überfallklappe zur Durchfluss- und Wasserspiegellagensteuerung.

Zur Regulierung des Hauptgerinnes befindet sich eine zweite, ebenfalls stufenlos einstellbare Überfallklappe am Modellauslauf. Es ist damit möglich, unterschiedliche Abfluss- und Geschwindigkeitsverhältnisse in beiden Teilgerinnen einzustellen.

Das Modell verfügt ferner über diverse fest installierte und mobile Fischschutz- und Handhabungsgitter. Diese verhindern zum einen am Ein- und Auslauf, dass Testfische den Versuchsparameter verlassen, zum anderen sind sie notwendig, um Teilbereiche des Gerinnes nach Versuchsabschluss abzusperren und ein zügiges und damit stressarmes

Wiedereinfangen der Fische zu gewährleisten.

Schliesslich belegten Vorversuche die Notwendigkeit einer gleichmässigen und vor allem zeitlich konstanten Ausleuchtung des Versuchssperimeters. Sie wurde durch die Anordnung leistungsstarker Strahler über die gesamte Modelllänge sichergestellt. Somit konnten vergleichbare Versuchsverhältnisse für alle Testzeiträume realisiert und das unerwünschte, mit der Tageszeit variierende Auftreten von Schattenbildungen verhindert werden.

### 4.2.3 Getestete Fischarten

Bei den getesteten Fischen handelte es sich ausschliesslich um wild lebende Exemplare. Diese wurden mittels Elektrobefischung in regelmässigen Befischungskampagnen den Schweizer Flüssen Sure, Birs und Thur und dem Mülitalbach entnommen und nach erfolgter Beprobung in das Entnahmegewässer zurückgebracht.

Als Fischarten mit zentraler Bedeutung für die vorliegende Untersuchung wurden zum Projektbeginn Barbe (*Barbus barbus*), Äsche (*Thymallus thymallus*) und Schneider (*Alburnoides bipunctatus*) definiert. Barben und Äschen kennzeichnen durch ihr Auftreten typische Gewässerregionen der Schweizer Mittellandflüsse. Sie gelten als Zielfischarten, an deren Auftretensvielfalt der Gewässerzustand beurteilt werden kann. Bei beiden Fischarten handelt es sich um rheophile, also strömungsliebende Fische. Während die Barbe als vorwiegend sohlennah orientiert eingestuft wird, ist die Präferenz von Äschen in Bezug auf den Gewässerhorizont weitgehend unerforscht. Barben gelten in der Schweiz als potenziell gefährdet, Äschen dagegen sind bereits als gefährdete Fischart eingestuft. Die dritte Fischart, der Schneider, wurde gewählt, um eine ebenfalls rheophile Kleinfischart in die Untersuchung aufzunehmen. Ihr Verhalten interessierte insbesondere vor dem Hintergrund der im Verhältnis zu ihrer Körpergrösse weiten Stababstände. Auch der Schneider besitzt in der Schweiz den Status des gefährdeten Fisches.

Die positiven Ergebnisse der ersten Versuchsreihen mit den oben genannten Fischarten legten nahe, die Ausdehnung des untersuchten Artenspektrums nicht in ein Folgeprojekt zu verschieben, sondern bereits im Rahmen der vorliegenden Arbeit vorzunehmen. Ziel dieses Vorgehens war es, eine breitere Datenbasis zu schaffen, auf deren Grundlage das Potential von Leitrechen auch für den Einsatz an Hochrheinkraftwerken abgeschätzt werden kann. Dort besitzt auf deutscher Seite der Schutz des Aales hohe Priorität. Ferner sorgt der stetige Rückgang der Jahresfangzahlen bei Bachforellen in der Schweiz

seit einiger Zeit schon für Diskussionen. In der Konsequenz wurden beide Arten für zusätzliche Untersuchungen ausgewählt. Die Bachforelle (*Salmo trutta fario*) gliedert sich dabei in die Reihe der rheophilen Fischarten ein. Sie gilt als potenziell gefährdet. Der Aal (*Anguilla anguilla*) ist demgegenüber strömungsindifferent (eurytop) und sein Bestand wird als gefährdet eingestuft. Für eine ausführliche Beschreibung der getesteten Fischarten wird auf den bereits erwähnten Abschlussbericht der Eawag verwiesen, in dem die fischbiologischen Grundlagen der ethohydraulischen Untersuchung detailliert behandelt werden (Flügel *et al.* 2015).

#### 4.2.3.1 Grössenspektrum

Im Fokus der vorliegenden Arbeit befindet sich die quantitative und deskriptive Darstellung des Fischverhaltens und dessen Kopplung an die hydraulische Situation an der Verhaltensbarriere. Vor diesem Hintergrund ist das in Tabelle 4.6 präsentierte Grössenspektrum der getesteten Fische von Bedeutung, da es deren Einordnung im Verhältnis zum lichten Stababstand ermöglicht und die Beurteilung der physischen Durchlässigkeit erlaubt. Es soll sichergestellt werden, dass im Rahmen der Untersuchung die Leiteffizienz das Resultat der verhaltensbiologischen Wirkung und nicht einer physischen Exklusion ist.

Auffällig ist, dass teilweise deutliche Unterschiede zwischen der minimalen und maximalen Fischlänge existieren. Dies ist auf die wechselnden Bedingungen während der Befischungskampagnen zurückzuführen. Für die Kleinfischart „Schneider“ und kleine Individuen der anderen, getesteten Arten ist eine explizite Überprüfung der Durchlässigkeit dabei unnötig. Sie können problemlos die Rechenstabzwischenräume passieren. Für die grössten und durchschnittlich grossen Exemplare wird an dieser Stelle eine Überprüfung anhand des Durchlässigkeitsindex durchgeführt (Ebel 2013).

Tabelle 4.6      Untersuchte Fischarten: Anzahl und Grössenspektrum

Art	Anzahl	min. Länge [cm]	max. Länge [cm]	Ø-Länge [cm]
Aal	34	42	88	67.6
Äsche	22	29	37	32.7
Bachforelle	51	15	28	19.5
Barbe	174	10.5	51	21.2
Schneider	126	8.5	15	11.4
Gesamt	407			

Der dimensionslose Durchlässigkeitsindex  $D$  für Rechen mit vertikal ausgerichteten Stäben ist nach Gleichung 4.7 definiert zu

$$D = \frac{s_{\text{vertikal}}}{b_{\text{Fisch,relat}} \cdot TL} \quad (4.7)$$

mit dem lichten Stababstand  $s_{\text{vertikal}}$ , der relativen Fischkörperbreite  $b_{\text{Fisch,relat}}$  und der Totallänge des Fisches  $TL$ . Die relative Fischkörperbreite errechnet sich dabei als das Verhältnis aus maximaler Fischkörperbreite und Totallänge zu  $b_{\text{Fisch,relat}} = b_{\text{Fisch,max}}/TL$ . Ergibt das Ergebnis der Berechnung Werte von  $D > 1$ , unterschreiten die Körperdimensionen des Fisches den lichten Rechenstababstand und der Rechen kann als physisch durchlässig eingestuft werden. Die zur Berechnung notwendigen Werte für  $b_{\text{Fisch,relat}}$  wurden Ebel (2013) entnommen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.7 dargestellt und lassen erkennen, dass  $D$  lediglich bei den grössten Barben den Grenzwert unterschreitet und für sie damit eine physisch undurchlässige Barriere besteht. Für alle anderen Arten und auch für die mittlere Barbenlänge ist  $D > 1$ ; die getesteten Rechenvarianten sind also physisch durchlässig.

Tabelle 4.7 Durchlässigkeitsindex  $D$  für die grössten und durchschnittlich grosse Individuen der getesteten Fischarten bezogen auf den kleinsten untersuchten lichten Stababstand  $b = 5$  cm, bei  $D > 1$  ist ein Rechen physisch durchlässig

Art	$TL_{\text{max}}$ [cm]	$TL_{\emptyset}$ [cm]	$b_{\text{Fisch,relat}}$ [-]	$D_{\text{max}}$ [-]	$D_{\emptyset}$ [-]
Aal	88	67.6	0.03	1.89	2.47
Äsche	37	32.7	0.1	1.35	1.53
Bachforelle	28	19.5	0.1	1.79	2.56
Barbe	51	21.2	0.11	0.89	2.14

#### 4.2.3.2 Schwimmgeschwindigkeit

Die vorwärts gerichtete Bewegung von Fischen basiert auf der lateralen Auslenkung des Fischkörpers, durch die Druck- und Geschwindigkeitsgradienten verursacht werden, welche schliesslich im Vortrieb des Fisches resultieren. Unterschiedliche Fischarten weisen dabei teilweise deutlich differenzierte Bewegungscharakteristika auf, die in der Regel an ihre Körperform gekoppelt sind (Wardle *et al.* 1995; Liao 2007; Pavlov und Skorobogatov 2009; Pavlov *et al.* 2011; Silva *et al.* 2012).

Ebel (2013) charakterisiert zwei massgebende Klassen der lateralen Körperauslenkung. Bei der überwiegenden Anzahl der Fischarten konzentriert sich die Körperauslenkung auf den hinteren Rumpfbereich während bei anderen, meist länglich geformten Arten eine undulierende Auslenkung des gesamten Körpers beobachtet wird. Der ersten Klas-

se gehören die in den Versuchen eingesetzten Arten Äsche, Bachforelle, Barbe und Schneider an. Ein typischer Vertreter der zweiten Klasse ist der ebenfalls getestete Aal. Der Bewegungstypus wirkt sich massgebend auf die Schwimmleistung und die resultierende Schwimgeschwindigkeit aus. Zusätzlich beeinflussen weitere Parameter die durch Fische erzielbare Schwimgeschwindigkeit  $u_F$ . Zu den wichtigsten zählen die Totallänge des Fisches  $TL$ , die Temperatur  $T$  des umgebenden Wassers und die Zeitdauer  $t$ , während derer eine bestimmte Schwimgeschwindigkeit aufrechterhalten werden soll.

Die Kenntnis der durch die Testindividuen erreichbaren Schwimgeschwindigkeit bildet eine wichtige Grundlage bei der Beurteilung der Ergebnisse der ethohydraulischen Modellversuche. Sie ermöglicht im Zusammenspiel mit der Vermessung der Strömungsgeschwindigkeiten eine Einordnung des Fischverhaltens nicht nur im Hinblick auf die Wahrnehmung der Leitreechenstrukturen, sondern auch unter welchen physischen Anforderungen diese Reaktionen erfolgen.

Vor diesem Hintergrund werden im Anschluss gängige Modelle zur Berechnung der Fischschwimgeschwindigkeiten auf die getesteten Arten angewandt und die Ergebnisse dargestellt. Grundsätzlich werden drei Schwimmlevel unterschieden (Pavlov 1989; Ebel 2013):

1. Sprintgeschwindigkeit  $u_{F,S}$ , die ein Fisch über einen Zeitraum von  $\leq 20$  s erreichen kann. Bei dieser Belastung erfolgt der muskuläre Energieumsatz anaerob unter Einsatz der weissen Muskulatur.
2. Gesteigerte Schwimgeschwindigkeit  $u_{F,G}$ ; sie kann zwischen 20s bis 200 min aufrechterhalten werden. Rote und weisse Muskulatur sind beteiligt und der Energieumsatz erfolgt unter aeroben und anaeroben Bedingungen.
3. Dauergeschwindigkeit  $u_{F,D}$ , die quasi ermüdungsfrei über sehr lange Zeiträume möglich ist ( $\geq 200$  min).

Zur Abschätzung der den verschiedenen Schwimmlevel zugeordneten Schwimgeschwindigkeiten werden die allgemeinen und artunspezifischen Modelle nach Videler (1993), Wolter und Arlinghaus (2003) und Ebel (2013) angewendet und im Folgenden als M1, M2 und M3 bezeichnet. Aufgrund des stark abweichenden Schwimmstils führen diese Modelle aber zu fehlerhaften Ergebnissen bei der Berechnung der Schwimgeschwindigkeiten bei Aalen. Aus diesem Grund erfolgt für diese Art eine separate Betrachtung anhand des artspezifischen Aal-Modells nach

Ebel (2013), folgend als M4 bezeichnet. Tabelle 4.8 gibt einen Überblick über die Ergebnisse der Berechnungen von  $u_F$  für alle Schwimmlevel und getesteten Arten und jeweils für die Individuen mit der geringsten und der grössten totalen Körperlänge ( $TL_{min}$  und  $TL_{max}$ ). Die Ergebnisse weisen weitgehend gute Übereinstimmungen im Vergleich der verschiedenen Modelle aus. Beispielhaft sind in Abbildung 4.14 die Schwimmgeschwindigkeitsbereiche  $u_{F,G}$  und  $u_{F,S}$  nach den Modellen M3 und M4 grafisch dargestellt. Sie verdeutlichen die grosse Bandbreite der für verschiedene Fischarten und -grössen realisierbaren Schwimmgeschwindigkeiten. Während diese bei den rheophilen Arten lediglich in Funktion von  $TL$  errechnet wird, fliessen beim Aal zusätzlich auch die Schwimmdauer<sup>1</sup> und die Umgebungstemperaturen<sup>2</sup> ein.

Tabelle 4.8 Schwimmlevel und Schwimmgeschwindigkeiten  $u_F$  der getesteten Fischarten: jeweils für die kleinsten ( $TL_{min}$ ) und grössten ( $TL_{max}$ ) Individuen

Schwimmlevel Modell	Schwimmgeschwindigkeiten $u_F$ [m/s]															
	Sprintgeschwindigkeit						gesteigerte Geschwindigkeit						Dauergeschwindigkeit			
	M1		M2		M3		M1		M2		M3		M1		M3	
Bezugs- $TL$	min	max	min	max	min	max	min	max	min	max	min	max	min	max	min	max
Äsche	2.55	3.14	2.47	2.99	2.29	2.66	1.31	1.50	1.34	1.60	1.31	1.58	0.85	1.04	0.89	1.01
Bachforelle	1.51	2.47	1.47	2.40	1.52	2.24	0.97	1.28	0.81	1.30	0.80	1.28	0.51	0.82	0.63	0.87
Barbe	1.18	4.17	1.11	3.86	1.21	3.25	0.86	1.83	0.62	2.04	0.61	2.01	0.40	1.37	0.52	1.19
Schneider	1.03	1.51	0.94	1.47	1.06	1.52	0.81	0.97	0.53	0.81	0.52	0.80	0.35	0.51	0.47	0.63
Modell	M4						M4						M4			
Bezugs- $TL$	min		max		min		max		min		max		min		max	
Aal	1.09		1.66		0.60		0.91		0.47		0.71					

<sup>1</sup> Sie wurde für  $u_{F,G}$  zu 30 min, also der Versuchsdauer, und für  $u_{F,S}$  zu 20 s angenommen.

<sup>2</sup> Es wurde das empirische Modell für Wassertemperaturen  $> 10$  °C angewendet.

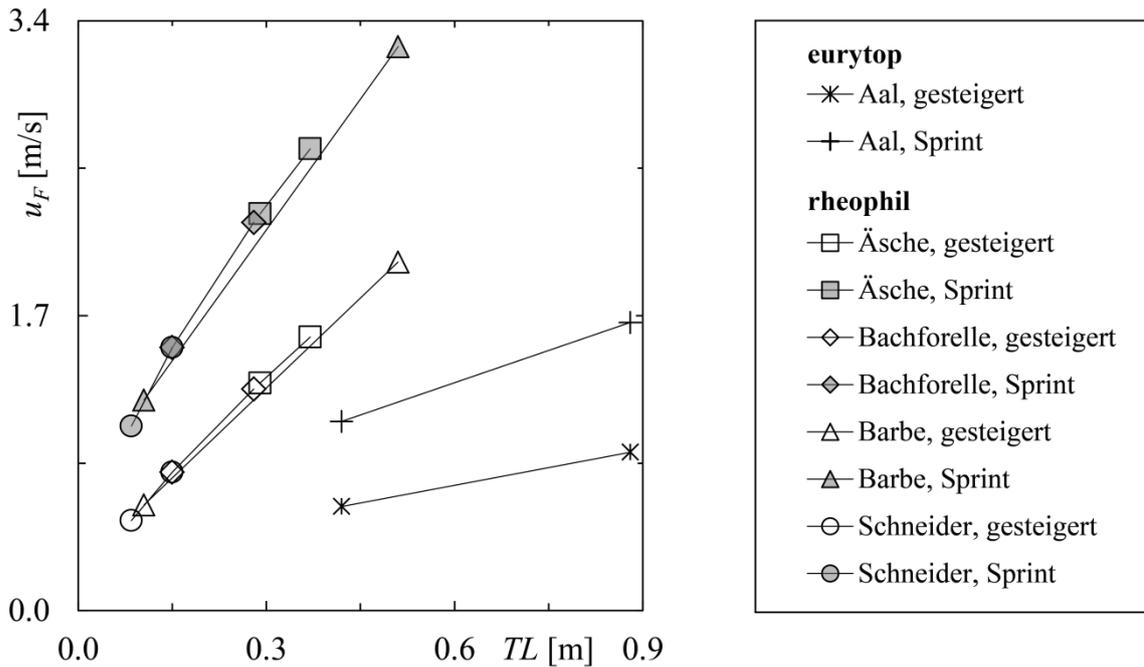


Abbildung 4.14 Gesteigerte bzw. kritische Schwimmgeschwindigkeit  $u_{F,G}$  und Sprintgeschwindigkeit  $u_{F,S}$  in Funktion der totalen Körperlänge  $TL$

#### 4.2.4 Rechenkonfigurationen und untersuchte Lastfälle

Zur Beschreibung der geometrischen und hydraulischen Parameter der Lastfälle und Rechenkonfigurationen wird die im vorhergehenden Abschnitt 4.1 eingeführte und dort in Abbildung 4.4 definierte Notation verwendet. Um das vergleichende Studium des Partnerberichtes der Eawag (Flügel *et al.* 2015) zu erleichtern, erfolgt die Benennung der Lastfälle analog in expliziter Form nach Tabelle 4.9. Dabei werden durch Freizeichen getrennt der Rechenwinkel  $\alpha$ , der Stabwinkel  $\beta$ , der lichte Stababstand  $b$ , die mittlere Zuflussgeschwindigkeit  $U_o$  und durch den Zusatz SL das Vorhandensein einer Sohlleitwand angegeben und damit der Lastfall eindeutig definiert.

Die Durchführung ethohydraulischer Versuche ist mit erheblichem Zeitaufwand verbunden. Aus diesem Grund war es notwendig, das Parameterspektrum durch eine Vorauswahl auf den für die praktische Anwendung relevanten Bereich zu beschränken. Ferner wurde das Testprogramm im Projektverlauf parallel dem Erkenntniszuwachs angepasst. Die folgenden geometrischen Grundkonfigurationen sind das Resultat dieses kontinuierlichen Prozesses:

- *Louver*-Konfigurationen ( $\beta = 90^\circ$ )  
*Louver* verursachen hohe hydraulische Verluste, die aber mit der Verkleinerung des Rechenwinkels abnehmen (Abschnitte 5.7 & 8.5). Sie sind für den Einsatz in

direkter Kraftwerksnähe deshalb nicht prädestiniert. Allerdings ist die fischleitende Wirkung und Effizienz dieser Konfiguration sowohl im Labor als auch im Prototyp grundlegend erforscht und nachgewiesen (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001; Amaral *et al.* 2003; EPRI 2006). Für die Zielfischarten dieser Untersuchung existieren hingegen, abgesehen vom Aal (Adam *et al.* 1999), noch keine Erkenntnisse. Aus diesem Grund wurden trotz ihrer offensichtlichen hydraulischen Nachteile *Louver*-Konfigurationen mit lichten Stababständen von  $b = 5$  cm und 11 cm und mit einem spitzen Rechenwinkel von  $\alpha = 15^\circ$  in das Testprogramm aufgenommen.

- *Bar Rack*-Konfigurationen ( $\beta = 45^\circ$ )

*Bar Racks*, insbesondere die modifizierten Varianten dieser Untersuchung (vgl. Abschnitt 2.6), besitzen aufgrund kleinerer Stabwinkel hydraulisch günstigere Eigenschaften (Abschnitt 5.7 und 8.5). Ferner wiesen Laboruntersuchungen keine wesentlichen Unterschiede im Hinblick auf ihre Leiteffizienz im Vergleich zu *Louvers* aus (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001). Sie sind aus diesem Grund besonders interessant, da sie sowohl ökonomische Interessen der Wasserkraftproduktion als auch die des Fischschutzes bedienen. *Bar Racks* wurden deshalb in einem weiteren Parameterspektrum getestet, das die Rechenwinkel  $\alpha = 15^\circ$  und  $30^\circ$  und die lichten Stababstände  $b = 5$  cm und 11 cm beinhaltet.

- Kontroll-Konfiguration ( $\beta = 0^\circ$ )

Bei der Kontroll-Konfiguration handelt es sich um einen schräg angeordneten Rechen, dessen Rechenstäbe aber parallel zur Anströmung ausgerichtet sind, also einen Rechenwinkel von  $\beta = 0^\circ$  besitzen. Dieser Rechen verursacht dementsprechend eine deutlich geringere Störung des Abflusses (Raynal *et al.* 2014). Ziel dieser Anordnung ist es, in Erweiterung der Versuche von Bates und Vinsonhaler (1957) zu überprüfen, inwieweit die von Leitrechen verursachten Strömungsbeeinflussungen zur Leitung von Fischen führen, oder ob auch weniger stark ausgeprägte hydraulische Signaturen eine befriedigende Wirkung zeigen. Die getestete Kontroll-Konfiguration besaß den Rechenwinkel  $\alpha = 30^\circ$  und den lichten Stababstand  $b = 5$  cm.

- Konfigurationen mit Sohlleitwand (vgl. Abbildung 4.15)

Die Anordnung einer Sohlleitwand verbessert für eine breite Anzahl an Spezies die Leiteffizienz von Leitrechen (Ebel 2013). Insbesondere bodennah orientiert

abschwimmende Fische profitieren danach von einer solchen Modifikation. Aus diesem Grund wurden zusätzlich *Bar Rack*-Konfigurationen mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $30^\circ$  und  $b = 5$  cm nach Installation einer Sohlleitwand getestet. Die Sohlleitwand besass eine Höhe von 0.1 m und wurde direkt vor den Rechenstäben auf der Gerinnesohle positioniert.

Die im Abschnitt 4.1.3 als Sekundärparameter definierten geometrischen Einflussgrößen blieben im Rahmen der ethohydraulischen Versuche unverändert. Das heisst, es wurden immer Rechenstäbe mit der Stabtiefe  $l = 0.1$  m, der Stabdicke  $s = 0.01$  m und rechteckiger Stabform eingesetzt. Auch die Eintauchtiefe  $h_s$  erstreckte sich bei allen Versuchen über die gesamte Abflusstiefe.

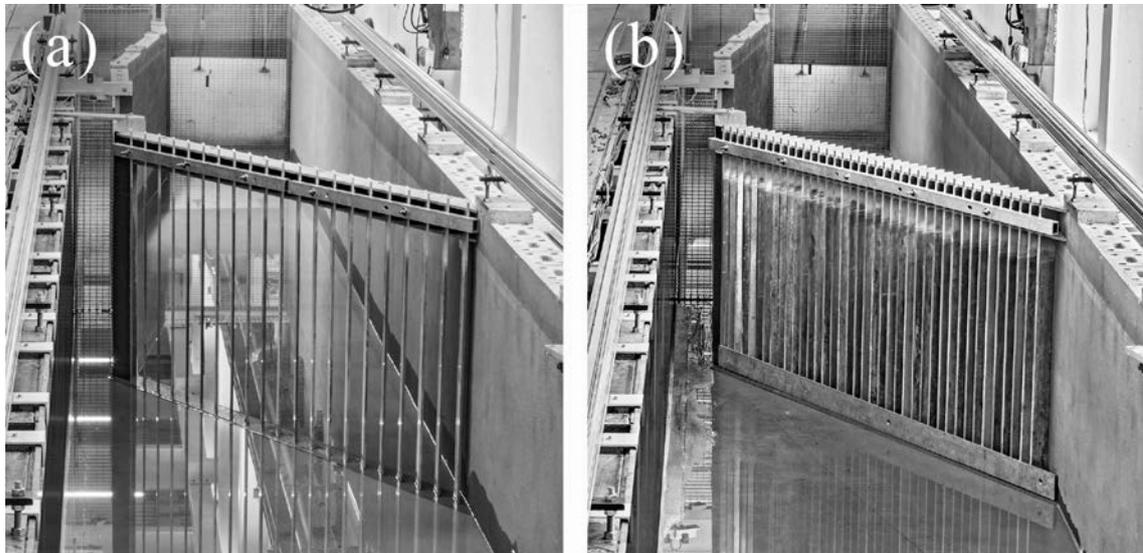


Abbildung 4.15 Beispiele der baulichen Ausbildung der Modellrechen: (a) *Kontroll*-Variante mit  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 0^\circ$  und  $\sigma = 0.17$  ( $b = 5$  cm); (b) *Bar-Rack*-Variante mit  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$  ( $b = 5$  cm) mit 10 cm hoher Sohlleitwand

Die Variation der hydraulischen Eingangsparameter umfasste bei einer einheitlichen Abflusstiefe in der ungestörten Zuströmung von  $h_o = 0.9$  m die mittleren Fließgeschwindigkeiten  $U_o = 0.3$  m/s, 0.6 m/s und 0.8 m/s. Damit wird ein für Mittellandflüsse typisches Spektrum abgedeckt, welches auch in guter Übereinstimmung mit den im Kraftwerksmodell ermittelten Fließgeschwindigkeiten steht (Abschnitt 8.4). Es sei aber bemerkt, dass in der Zuströmung einer Anzahl von Kraftwerken über das hier getestete Spektrum hinausgehende Fließgeschwindigkeiten auftreten. Diesem Umstand sollte in Folgeforschungsarbeiten Rechnung getragen werden.

Tabelle 4.9 umfasst alle getesteten Lastfälle und spezifiziert die jeweilige Parameterwahl.

Tabelle 4.9 Lastfälle und Rechenkonfigurationen der ethohydraulischen Untersuchung

Lastfall	Rechen- winkel $\alpha$ [°]	Stab- winkel $\beta$ [°]	lichter Stababstand $b$ [cm]	mittlere Ge- schwindigkeit $U_o$ [m/s]	Sohl- leitwand SL
15° 90° 5cm 0.3m/s	15	90	5	0.3	
15° 90° 5cm 0.6m/s	15	90	5	0.6	
15° 90° 11cm 0.3m/s	15	90	11	0.3	
15° 90° 11cm 0.6m/s	15	90	11	0.6	
15° 45° 5cm 0.3m/s	15	45	5	0.3	
15° 45° 5cm 0.6m/s	15	45	5	0.6	
15° 45° 11cm 0.3m/s	15	45	11	0.3	
15° 45° 11cm 0.6m/s	15	45	11	0.6	
15° 45° 5cm 0.8m/s	15	45	5	0.8	
15° 45° 5cm 0.6m/s SL	15	45	5	0.6	SL
30° 45° 5cm 0.3m/s	30	45	5	0.3	
30° 45° 5cm 0.6m/s	30	45	5	0.6	
30° 45° 5cm 0.6m/s SL	30	45	5	0.6	SL
30° 0° 5cm 0.6m/s	30	0	5	0.6	

#### 4.2.5 Modellkoordinatensystem, Ergebnisparameter und Messquerschnitte

Im zweiten Untersuchungsblock wurde an jeder vorgängig im ethohydraulischen Experiment untersuchten Rechenkonfiguration das Geschwindigkeitsfeld oberstrom des Leitrechens bei einer mittleren Fliessgeschwindigkeit im Zulauf  $U_o = 0.6$  m/s vermessen.

Der Ursprung des Modellkoordinatensystems wurde für jede Rechenkonfiguration, analog zum Vorgehen bei der Darstellung der PIV-Resultate (Abbildung 6.3), am Rechenkopf definiert (Abbildung 4.16). Abszisse und Ordinate geben darin die Ebenenkoordinaten relativ zur Abflusstiefe  $h_o$  an. Entsprechend sind gleichfalls die mittlere Bewegungskomponente in longitudinaler Richtung mit  $U$  und die in transversaler Richtung mit  $V$  bezeichnet.

Anders als beim PIV-Verfahren werden durch die Anwendung von ADV-Sonden punktuell Geschwindigkeitskomponenten in kleinen Abflussvolumen bestimmt. Die räumliche Auflösung der erhaltenen 3D-Informationen der Bewegungsgrößen ist dabei nur von der Dichte des Messrasters abhängig, könnte also theoretisch lückenlos sein. Selbst mit automatisierten Messanordnungen ist der zeitliche Aufwand dafür allerdings immens. Es ist vielmehr sinnvoll, im Vorfeld ein Messraster festzulegen, welches alle relevanten Positionen im zu untersuchenden Modellbereich abdeckt, und zwischen diesen Positionen zu interpolieren. Abbildung 4.16 zeigt und definiert die in der Hori-

zontalebene verwendeten Messraster für Leitreechen mit (a)  $\alpha = 30^\circ$  und (b)  $\alpha = 15^\circ$ . Die Bestimmung der Geschwindigkeitsgrößen anhand dieses Messrasters erfolgte in drei Vertikalpositionen relativ zur Abflusstiefe:  $z_1/h_o = 0.5$ ,  $z_2/h_o = 0.125$  und  $z_3/h_o = 0.055$  (mit  $z = 0$  an der Gerinnesohle). Die Datenerfassung erfolgte in jedem Punkt über einen Zeitraum von 2 min und bei einer Messfrequenz von 25Hz.

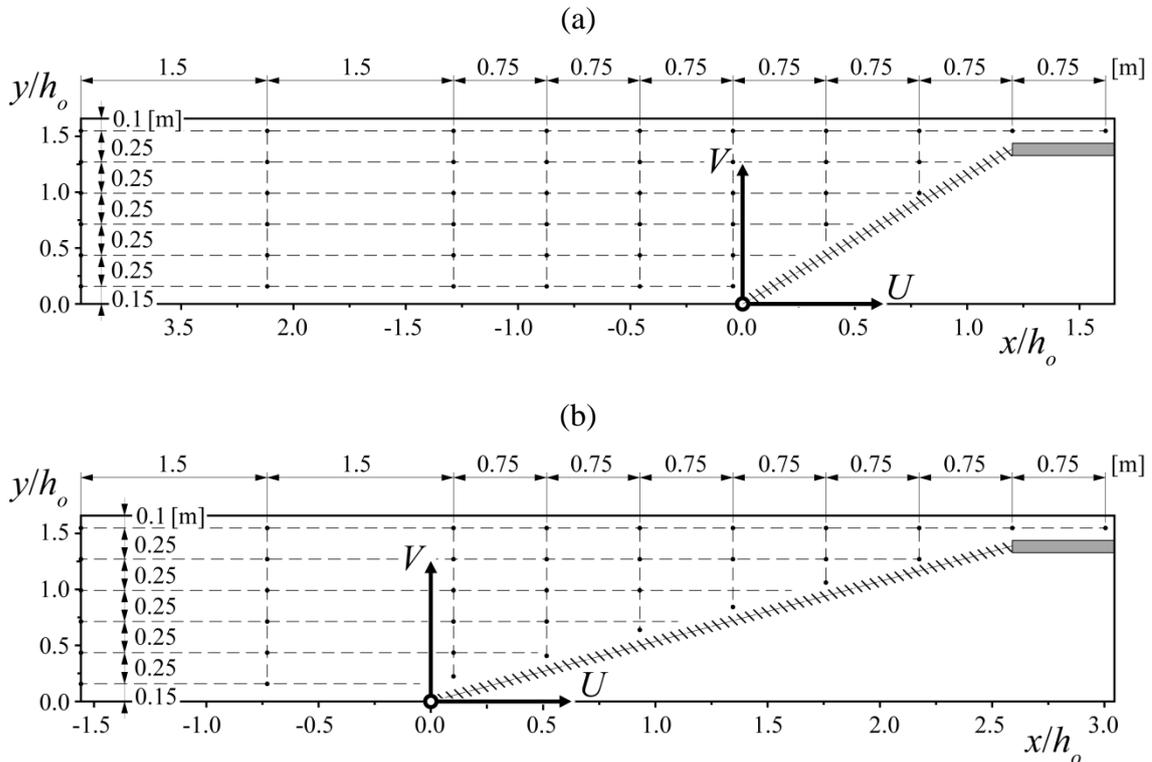


Abbildung 4.16 Messraster zur Ermittlung der Fließgeschwindigkeiten in der Horizontalebene für Rechenkonfigurationen mit (a)  $\alpha = 30^\circ$  und (b)  $\alpha = 15^\circ$

### 4.3 Gesamtmodell zur Kraftwerksanströmung

#### 4.3.1 Einleitung und Zielstellung

Der Einsatz von Leitreechensystemen an mitteleuropäischen Flusskraftwerken setzt voraus, dass diese Systeme in die bestehende Anlagenlandschaft integriert werden können. Das heisst, es müssen neben der fischbiologischen Wirksamkeit vor allem auch die Betriebssicherheit z.B. im Hochwasserfall und die möglichst geringe Beeinflussung der Energieproduktion nachgewiesen werden. Wie die teils Jahrzehnte andauernden Optimierungsarbeiten an den Pionier-Fischschutzanlagen nordamerikanischer Flüsse aufzeigen, ist die Einhaltung der oben genannten Voraussetzungen bereits für ein einzelnes Kraftwerk schwierig (Cada 2001; EPRI 2002; Boubée und Haro 2003; Bonneville Power Administration 2010; Castro-Santos und Haro 2010). Ungleich ambi-

tionierter und innerhalb des vorliegenden Projektes nicht umsetzbar ist die Aufgabe, solche Nachweise spezifisch für ein breites Spektrum von Kraftwerkstypen zu führen. Grund dafür ist ihre Diversität sowohl im Hinblick auf die bauliche Ausbildung und die hydromorphologischen Verhältnisse als auch auf die fischbiologischen Schutzziele.

Vor diesem Hintergrund wurden die wichtigsten Kenndaten von 28 VAR-Mitgliedskraftwerken erfasst. Im Rahmen dieser Erhebung erfolgte die Kategorisierung der hydrologischen, hydraulischen und baulichen Spezifikationen und in der Folge die Identifizierung des für die meisten Anlagen stellvertretenden, typischen Kraftwerktyps. Eine für die Mittellandflüsse repräsentative Anlage besteht demnach aus einem in Blockbauweise ausgeführten Kraftwerk, dessen Krafthaus in Verlängerung des Wehres orientiert ist, über Turbinen des Kaplan-Typs verfügt und Fallhöhen von  $\leq 10$  m aufweist. Eine solche Anlage wurde in einem physikalischen Modell im Massstab  $\lambda = 35$  an der VAW nachgebildet und im Rahmen einer allgemeinen Machbarkeitsstudie der Einfluss von Fischleitreechen auf den Kraftwerksbetrieb mit folgenden Schwerpunkten untersucht:

1. Bestimmung der grossräumigen Kraftwerksanströmung und der Strömungsverhältnisse am Turbineneinlauf für relevante Leitreechenkonfigurationen
2. Beschreibung des Verhaltens bei Schwemmholzaufkommen
3. Identifizierung hydraulischer und fischbiologischer Schlüsselstellen

Zur Planung des physikalischen Modelles diente als Vorlage das Kraftwerk Ruppoldingen, da es in weiten Teilen die vorgängig besprochenen, typischen Randbedingungen aufweist. Das Block-Kraftwerk befindet sich an der Aare unterstrom des Flusskilometers 61+359.00 linksseitig im Nachlauf einer Rechtskurve in einem näherungsweise geraden Flussabschnitt. An der orografisch linken Uferseite befindet sich ein naturnahes Umgehungsgewässer für den Fischaufstieg.

Um die Allgemeingültigkeit der Ergebnisse der Modellversuche zu erweitern, wurde die Flussmorphologie im Zulauf angepasst. Den gekrümmten Verlauf des Gerinnes ersetzte bis Flusskilometer 61+567.04 eine gerade Zuströmung, wobei der mittlere Abflussquerschnitt an dieser Stelle erhalten blieb und durch ein achssymmetrisches Querschnittsprofil modelliert wurde. Abbildung 4.17 zeigt die originale Situation im Prototyp und die modifizierte Gerinneführung im hydraulischen Modell. Insgesamt bildet der Modellperimeter einen ca. 500 m langen Abschnitt des Gerinnes oberstrom des Kraftwerkes ab.

Das Unterwasser ist für die vorliegende Untersuchung von untergeordneter Bedeutung, sodass lediglich 55 m des Kraftwerksnachlaufes modelliert wurden.

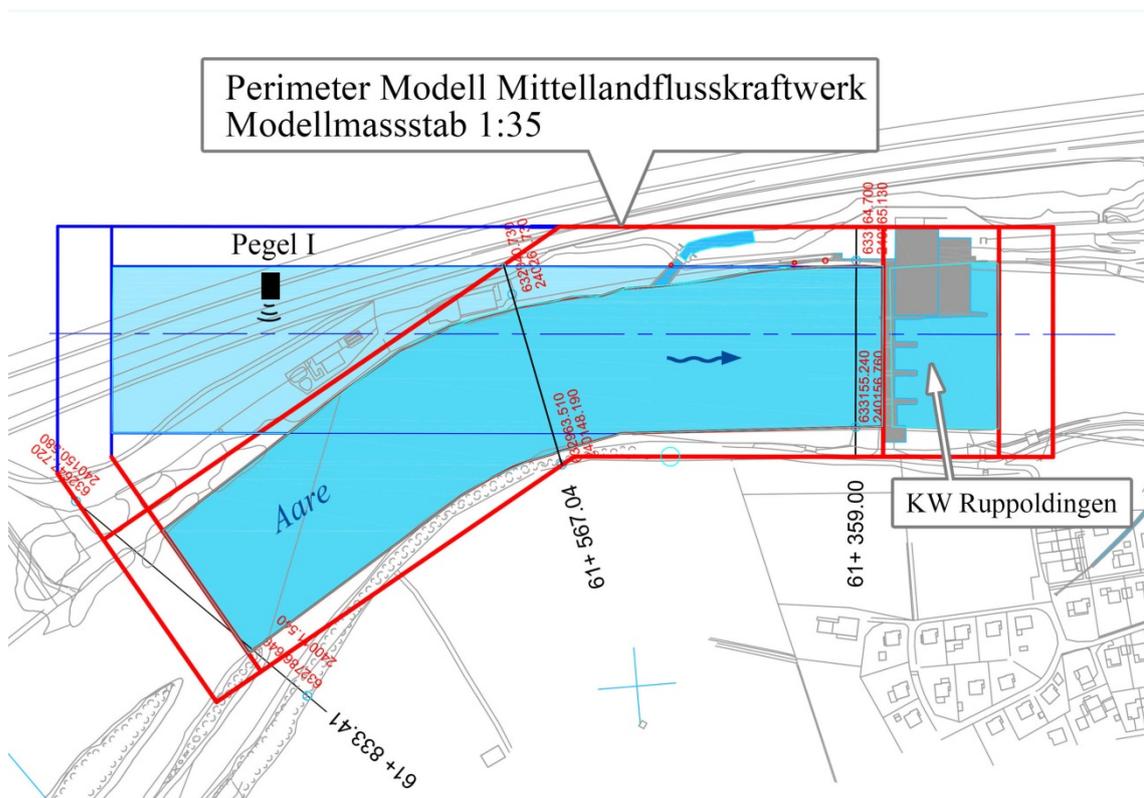


Abbildung 4.17 Modellperimeter und angepasste morphologische Verhältnisse oberstrom des Modellkraftwerkes (rot: Prototyp, blau: Modellsituation)

Das Kraftwerk Ruppoldingen besitzt keine baulichen Massnahmen für den Fischabstieg. Die wichtigsten Kenndaten des Kraftwerkes sind Tabelle 4.10 zu entnehmen.

Tabelle 4.10 Kenndaten des Kraftwerkes Ruppoldingen an der Aare

Kenndaten KW-Ruppoldingen	
Standort	Ruppoldingen SO, nördlich von Rothrist AG
Koordinaten	633198/240263
Betreiber	Alpiq Hydro Aare AG
Fluss	Aare
Turbinentyp	2 Kaplan-Rohrturbinen
Ausbauwassermenge $Q_A$	475 m <sup>3</sup> /s
Umgebungsgewässer $Q_U$	2-5 m <sup>3</sup> /s

## 4.3.2 Grundlagen

### 4.3.2.1 Hydrologie

Die jährlich zu erwartenden Wasserführungen und die Wiederkehrperioden der Hochwasser können für das KW Ruppoldingen direkt von der Pegelmessstelle Murgenthal (DB-Nr. 195) übernommen werden, da bis zur Anlage keine massgebenden Zuflüsse in die Aare vorhanden sind. Die entsprechenden Wasserspiegellagen beziehen sich im Modell auf Messungen bei Pegel I, also ca. 400 m oberstrom des Kraftwerkes. Tabelle 4.11 listet die projektrelevanten Daten auf.

Tabelle 4.11 Hydrologische Kenndaten und entsprechende Wasserspiegellagen der Aare am KW Ruppoldingen

	$Q$ [m <sup>3</sup> /s]	WSL bei Pegel I [m ü. M.]
$NQ$	122	397.2
$MQ$	287	398.4
$HQ_2$	717	398.4
$HQ_{10}$	934	398.4
$HQ_{100}$	1140	398.4

### 4.3.2.2 Topografie

Grundlage für die Modellierung des Modellgerinnes waren die Querprofile der Konzessionstrecke Murgenthal – KW Ruppoldingen mit der Gewiss-Adresse 61359 – 68258 zum Stand Juni 2009.

### 4.3.2.3 Schwemmholz

Die Abschätzung der zu untersuchenden Schwemmholzfracht und ihrer Holzanteile erfolgte auf Grundlage des Schlussberichtes zur Ereignisanalyse des Hochwassers 2005 (WSL 2010). In einem ersten Schritt wurden dazu die Jahresfrachten am KW Ruppoldingen zwischen 2007 und 2012 analysiert und auf das Jahr 2007 zurückgerechnet. Für das Hochwasser vom August 2007 wurde daraus eine Schwemmholzfracht von 200 t extrapoliert. Ausserdem liegt eine umfangreiche Fotodokumentation der Geschwemmselzusammensetzung dieses Ereignisses vor, die Baumstämme mit einer Länge von mehr als 10 m und einem Durchmesser grösser 0.5 m nachweist. Im nächsten Schritt wurden basierend auf dieser maximalen Schwemmholzgrösse die übrigen Holzklassenanteile wie in Tabelle 4.12 ausgewiesen berechnet.

Zur Simulation des Schwemmhholzes wurde im Modell trockenes Astholz verwendet und entsprechend der Massstabszahl  $\lambda = 35$  skaliert (Abbildung 4.18).

Tabelle 4.12 Schwemmholtzklassen und deren Volumenanteile

Klasse		A	B	C	D	F	H
Durchmesser	[m]	0.1	0.1 - 0.3	0.1 - 0.3	0.15 - 0.3	0.3 - 0.4	0.35 - 0.4
Länge	[m]	1.34	0.86 - 2.3	2.3 - 4.3	1.4 - 5.7	2.9 - 5.7	5.7 - 7.14
Volumen-Anteil	[-]	10	30	24	16	15	5



Abbildung 4.18 Schwemmholtzklassen im hydraulischen Modell, skaliert im Massstab 1:35

### 4.3.3 Versuchsstand

#### 4.3.3.1 Modellübersicht und Modellinstrumentierung

Abbildung 4.19 zeigt eine Prinzipskizze des physikalischen Modelles inklusive der eingesetzten Messtechnik. Das Modell ist 18.5 m lang und 4.7 m breit. Die Wasserversorgung erfolgt über eine Rohrleitung, die im Einlaufbecken (1) in einer perforierten Verteilleitung mündet. Durch Wabensteine wird der Abfluss aus dem Einlaufbecken gleichgerichtet und homogenisiert in das Oberwasser (2) des Modellkraftwerkes geleitet. Diesem vorgeschaltet sind die Testrechen, an deren Fuss sich die Bypass-Öffnungen (3) im Trennpfeiler zwischen dem Krafthaus und den Wehrfeldern anschliessen (5). Ferner befindet sich auf der orografisch linken Uferseite der Einlauf zum Umgehungsgerinne (4). Über das Unterwasser (6) erfolgt der Abfluss in den Rücklauf der Wasserversorgung.

Der Gesamtdurchfluss wird im Zulauf durch einen MID gemessen (A). Auf dessen Grundlage erfolgt die Berechnung der Teildurchflüsse. Zu diesem Zweck verfügen das

Umgehungsgerinne und die Turbinenausläufe über Messwehre. Am Umgehungsgerinne ist aufgrund des vergleichsweise geringen Abflusses ein Thomson-Wehr mit Dreiecksüberfall (D) installiert, während in jedem Turbinenauslauf ein scharfkantiges Rechteckwehr zum Einsatz kommt. Die Wasserentnahme am Bypass wird über eine Dotierpumpe geregelt. Der Durchfluss am Wehr entspricht schliesslich der Differenz aus Gesamt- und Teildurchflüssen und kann für jeden Lastfall bestimmt werden.

Das Modell verfügt weiterhin über zwei Messwagen, die den gesamten Modellperimeter abdecken. Am Messwagen I (B) ist eine Kamera zur Aufnahme der Strömungsvisualisierungen angebracht, während Messwagen II (C) mit zwei ADV- und einer Ultraschallsonde sowie einem Stechpegel ausgestattet ist. Somit ist die Erfassung der lokalen Wasserspiegellage und Fliessgeschwindigkeit an jedem Punkt im Modell möglich. Zusätzliche, fest installierte Ultraschallsonden (E) werden zur kontinuierlichen Erfassung und Kontrolle der Referenz-Wasserspiegellage über den Versuchszeitraum eingesetzt. Die Regulierung des Unterwassers durch einen stufenlos verstellbaren Überfall (F) ermöglicht die Simulation verschiedener Einstauverhältnisse unterstrom des Wehrkörpers.

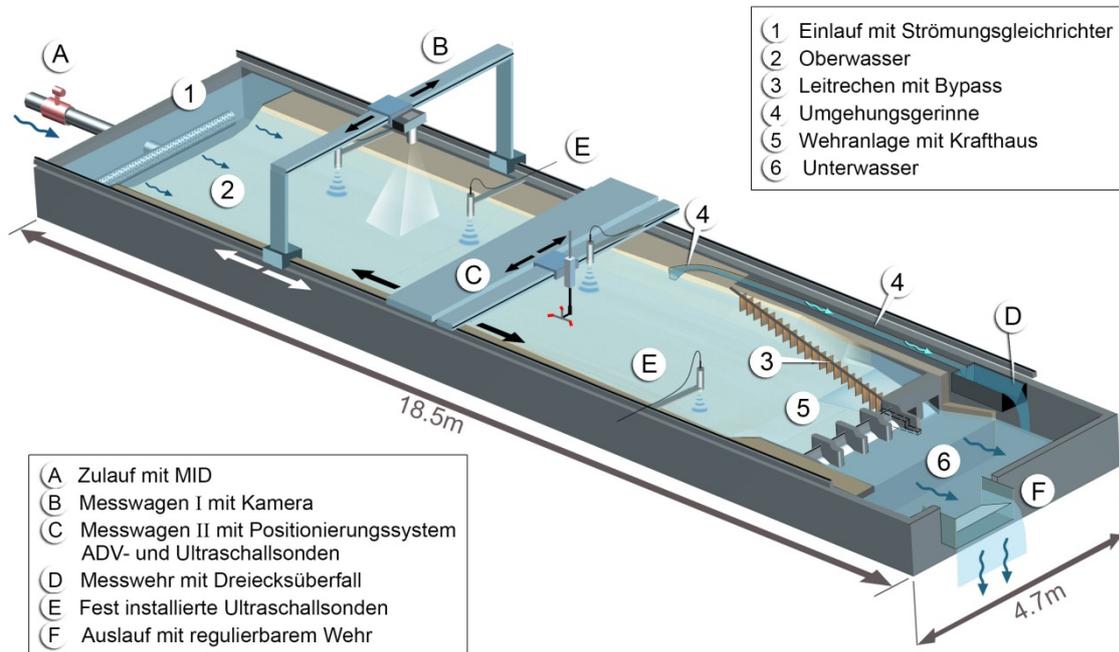


Abbildung 4.19 Prinzipskizze des Kraftwerksmodelles mit Angabe der Modellkomponenten und der verwendeten Messtechnik.

#### 4.3.3.2 Modellaufbau und konstruktive Details

Abbildung 4.20 dokumentiert die bauliche Ausbildung des Kraftwerksmodelles. Die Topografie des Hauptgerinnes inklusive der Einlauframpe zum Krafthaus wurde aus 12

Querprofilen konstruiert. Zwischen den einzelnen Profilen ist der Sohlenverlauf interpoliert und wird durch einen Mörtelüberzug nachgebildet. Um die mit dieser Bauweise verbundenen Unschärfen in Kraftwerksnähe zu mindern, ist die Anzahl der Querprofile in diesem Bereich erhöht. Dasselbe Konstruktionsprinzip wurde für die Fertigung des Umgehungsgerinnes verwendet, wobei hier 6 Querprofile die Sohlentopografie definieren.

Alle Anlageteile wurden demgegenüber in der mechanischen Werkstatt der Versuchsanstalt vorgefertigt. Die Kraftwerkskonturen und Turbineneinläufe sind aus PVC und Hartschaumstoff konstruiert und bilden bis zum Einlaufquerschnitt auf Höhe der Rohrturbinen die geometrischen Verhältnisse massstäblich ähnlich nach. Beide Kraftwerkseinläufe besitzen an den Dammbalkennuten einen Rechteckquerschnitt von  $15.4 \text{ m} \times 16.38 \text{ m}$  und verlaufen danach kontinuierlich verjüngt auf den quadratischen Abflussquerschnitt unmittelbar vor den Turbinen zu, der  $12 \text{ m} \times 12 \text{ m}$  misst. Die Rohrturbinen selbst sind nicht modelliert, der durch sie beanspruchte Abflussquerschnitt ist aber durch Hartschaumstoffeinbauten nachgebildet. Der Durchfluss beider Maschineneinheiten kann unabhängig voneinander und stufenlos durch rechteckige Überfallblenden am Kraftwerksauslauf reguliert werden. Die Wehrverschlüsse sind aus modellbautechnischen Gründen im Gegensatz zum Prototyp nicht als Segmentklappenschütze, sondern als unter- und überströmbare Rollschütze aus PVC ausgebildet. Die lichte Wehrverschlussbreite beträgt einheitlich  $14.5 \text{ m}$ .

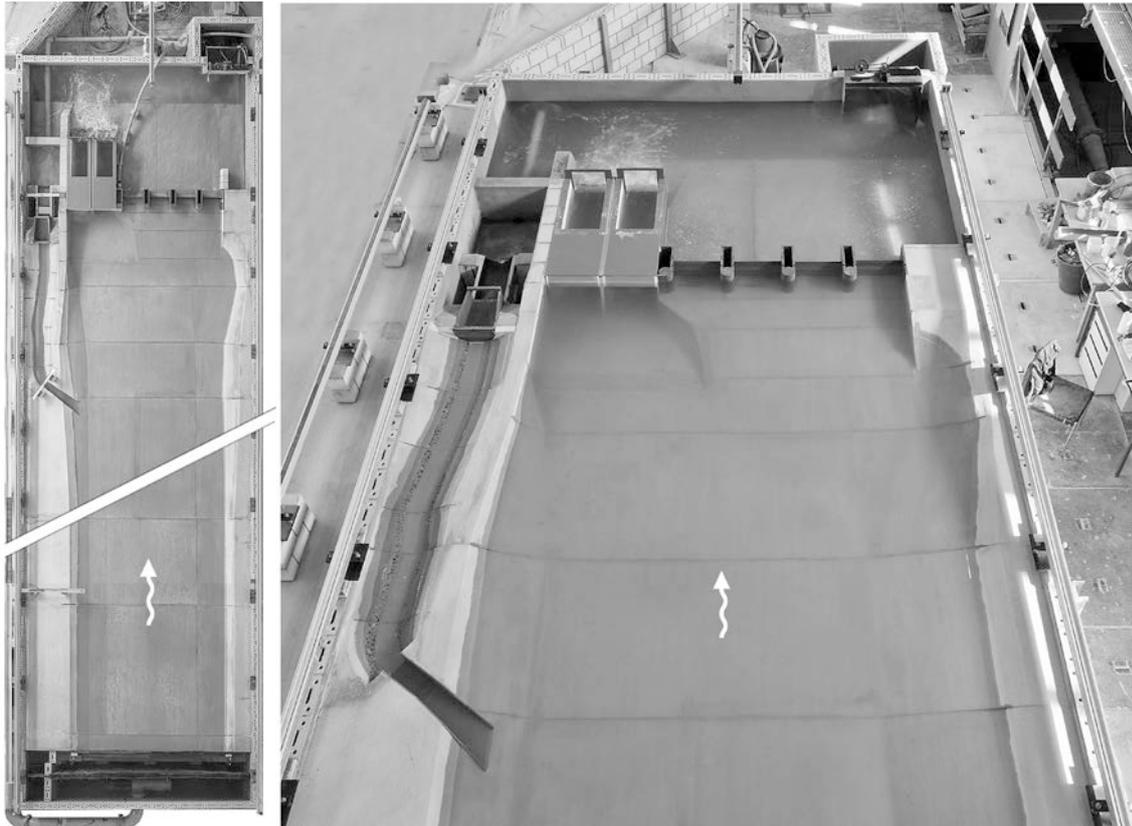


Abbildung 4.20 (a) Gesamtsituation des Kraftwerksmodelles, (b) Draufsicht des Kraftwerks- oberwassers mit linkseitigem, naturnahem Umgehungsgerinne

Die Details des Kraftwerkseinlaufes und des Umgehungsgerinnes sind in Abbildung 4.21 in der Situation und im Längsschnitt spezifiziert. Ca. 130 m oberstrom des Kraftwerkseinlaufes befindet sich das aus PVC konstruierte Einlaufbauwerk (6) zum Umgehungsgerinne. Jenes verläuft danach in paralleler Linienführung zum Hauptgerinne bis zum Messwehr (7) auf Höhe des Kraftwerkes (5). Der Kraftwerkseinlauf besitzt im Prototyp eine Gesamtbreite von 32 m. Die ihm vorgelagerte Einlauframpe (4) weist eine Neigung von  $14.5^\circ$  auf, sodass daraus zwischen der mittleren Sohle im Oberwasser und der Sohlenlage des Kraftwerkseinlaufes im Bereich der Dammbalkennut ein Höhenunterschied von ca. 10 m resultiert. Die Front des Trennpfeilers zwischen Krafthaus und Wehrfeld (3) verläuft in derselben Flucht wie der Kraftwerkseinlauf. Im Modell wurde er mit Bypass-Öffnungen modifiziert, die sich damit unmittelbar unterstrom der getesteten Leitreechen befinden. Diese sind dem Krafthaus direkt vorgelagert und wurden jeweils so angeordnet, dass der Rechenfuss mit dem Kraftwerkstrennpfeiler abschliesst und die Rechenachse, von diesem Fixpunkt ausgehend, um  $15^\circ$  oder  $30^\circ$  zur Hauptströmungsrichtung orientiert ist (Abbildung 4.21, Punkte 1 und 2). Im Prototyp besitzen die Rechen zwischen dem linkem Ufer und dem Trennpfeiler somit eine Länge von 118 m resp. 62 m.

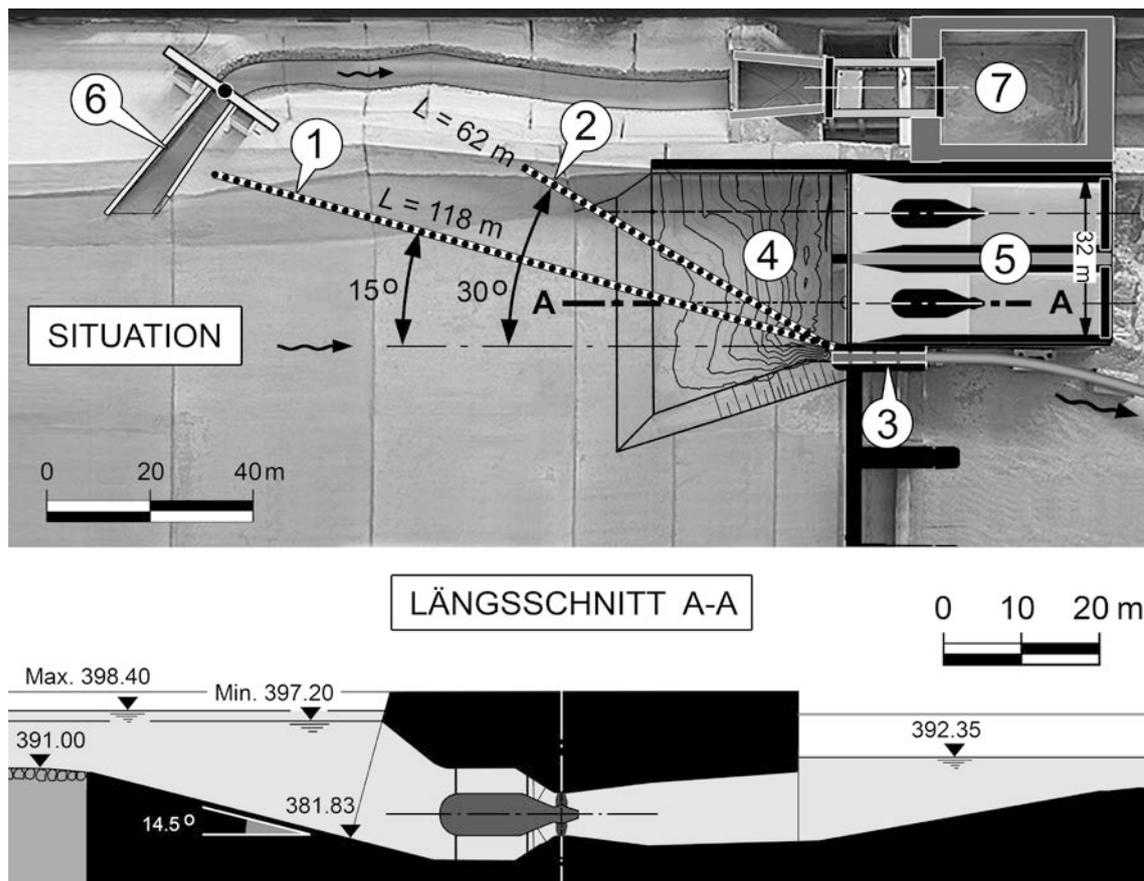


Abbildung 4.21 Situation und Längsschnitt des Krafthauses mit Einlauframpe und dem für die Untersuchung der Leitrechen relevanten Oberwasserbereich

Im Rahmen der Untersuchung wurden ausschliesslich Leitrechen getestet, die den Fischschutz über den gesamten Abflussquerschnitt gewährleisten. Entsprechend der entlang der Rechenführung veränderlichen Sohlenlage variiert deshalb analog die Rechentiefe. In Abbildung 4.22 ist der Rechenverlauf am Beispiel eines mit  $30^\circ$  zur Hauptströmungsrichtung ausgerichteten Rechens (1) ersichtlich. Aufgrund der direkten Positionierung vor den Kraftwerkeinläufen besitzt seine Querschnittsfläche eine abgestufte, annähernd dreieckige Form, wobei die Rechenstablänge bzw. Eintauchtiefe  $h_s$  vom Ufer über die Einlauframpe (4) bis zum Kraftwerkstrennpfeiler (3) stetig zunimmt. Um die Anpassung der Stablängen für verschiedene Rechenwinkel im Modell speditiv zu ermöglichen, wurde eine modulare Bauweise der Modellrechen gewählt. An einer die gesamte Rechenlänge überspannenden Trägerkonstruktion aus Aluminium-Rechteckprofilen ist die luftseitige Einspannung der Rechenstäbe befestigt. Sie besteht aus PVC-Trägern, die entsprechend der gewünschten Stabausrichtung und -abstände mit Schlitzfassungen versehen sind. Diese nehmen die Rechenstäbe auf, die durch rechteckige, scharfkantige Aluminium-Flachprofile nachgebildet sind und mit einer vorge-setzten Klemmschiene fixiert werden. Ihre Position in der Ebene kann somit fest einge-

stellt werden und es ist trotzdem möglich, die Rechenstablänge stufenlos zu verstellen. Details zur Skalierung und Dimensionierung der Modellrechen werden im Abschnitt 4.3.6 erläutert.

Die Position der Bypass-Einläufe (3) ist aus fischbiologischer Betrachtung vermutlich nicht optimal gewählt, sie war aber baulich im Modell nicht anders umsetzbar. Beide Einstiege sind im 5.25 m breiten Krafthaustrennpfeiler angeordnet und weisen runde Einlaufquerschnitte mit einem Durchmesser von 1 m auf. Die Oberkante des oberflächennahen Bypasses liegt auf der Kote 396.7 m ü. M. und damit 0.5 m unter dem minimalen Wasserspiegel, während der untere Bypass mit einer Achskote von 392.1 m ü. M. direkt über der mittleren Sohlenlage oberhalb des Wehres positioniert ist. Beide Bypässe befinden sich somit im oberen Drittel des Abflussquerschnittes relativ zur Höhe der Kraftwerkseinläufe (2). Bodennah im Bereich der Einlauframpe migrierende Fische wären bei dieser Anordnung gezwungen, die Einstiege im oberen Gewässerhorizont zu suchen. Es kann davon ausgegangen werden, dass dies zu einer signifikanten Abnahme der Leiteffizienz führen würde. Bereits hier wird ersichtlich, dass bei der Planung mechanischer Fischschutzeinrichtungen die baulichen und topografischen Details einer jeden Anlage von entscheidender Bedeutung sind und bereits in die frühe Konzeptfindungsphase eingebunden werden müssen. Vor dem Hintergrund der Untersuchungsschwerpunkte mit Fokus auf die hydraulischen und betrieblichen Aspekte ist die gewählte Bypass-Anordnung allerdings vertretbar, da lediglich die Dotierwassermenge von Bedeutung ist.

Der exakte Verlauf der Leitrechengemetrien ist in Abbildung 4.23 anhand der zur Rechenfläche orthogonalen Abwicklung der Sohlenlagen dargestellt. Im Bereich der Uferböschung nimmt die Rechenhöhe  $H$  kontinuierlich zu. Sie verläuft danach annähernd horizontal entlang der mittleren Sohlenlage des Gerinnes. Im Anschluss traversieren die Leitrechen den Bereich der Einlauframpe vor den Kraftwerkseinläufen, womit erneut eine stetige Zunahme von  $H$  verbunden ist. Die resultierenden Rechenabmessungen und die des bestehenden Einlaufrechens sind in Tabelle 4.13 gelistet.

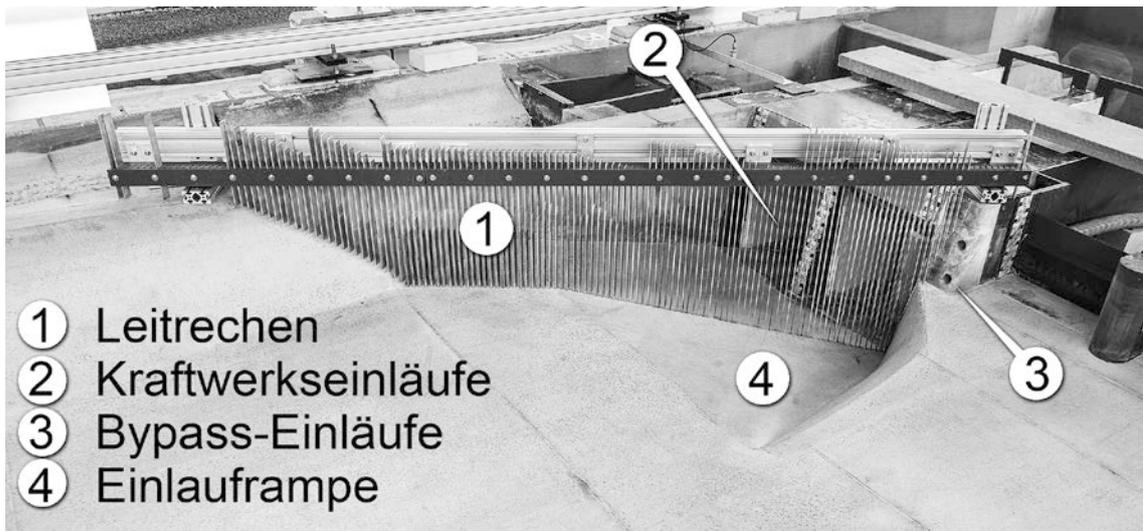


Abbildung 4.22 Detailansicht eines im Modell eingebauten Leitreehens mit  $\alpha = 30^\circ$

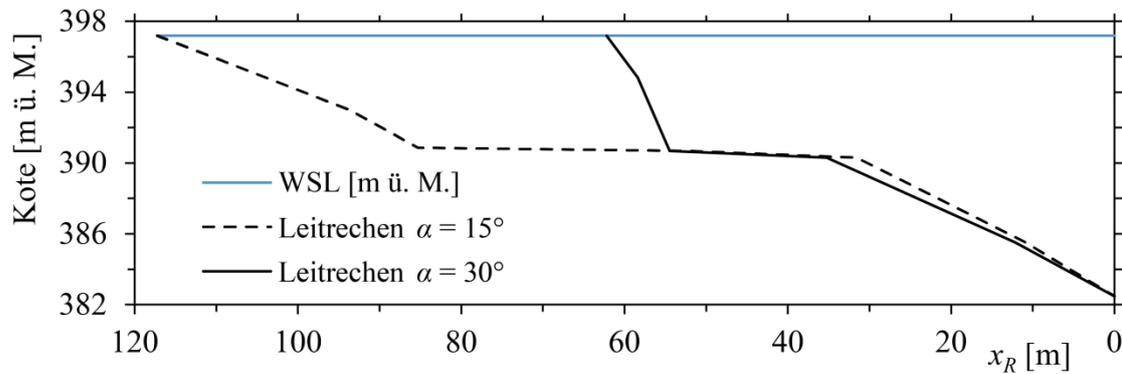


Abbildung 4.23 Verlauf der Sohlenlage entlang der orthogonal zur Rechenebene abgewinkelten Leitreehenlänge  $x_R$  für die Konfigurationen mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $\alpha = 30^\circ$

Tabelle 4.13 Geometrische Grundabmessungen des bestehenden Einlaufreehens und der getesteten Leitreehenkonfigurationen in Prototypmassen

Rechentyp	Länge $L$	Höhe $H$	benetzte Rechenfläche $A_R$
	[m]	[m]	[m <sup>2</sup> ]
bestehender Einlaufreehen	14.9	16.0	$2 \times 238.4 = 476.8$
Leitreehen mit $\alpha = 30^\circ$	62.0	variabel nach Abbildung 4.22	526.0
Leitreehen mit $\alpha = 15^\circ$	118.0	variabel nach Abbildung 4.22	684.0

### 4.3.3.3 Visualisierung der Strömung

Die Beurteilung der Strömungsverhältnisse erfolgte nicht nur durch die messtechnische Erfassung der Strömungsgeschwindigkeiten, sondern auch durch den Einsatz traditioneller Visualisierungsmethoden. Mittels Tracerfarbe können der räumliche Verlauf der Strömung und lokale Phänomene wie Ablösungen und Wirbelstrukturen anschaulich dargestellt werden. Die blaue Tracerfarbe wurde entweder lokal oder entlang von Injektionsbahnen zeitweise beigegeben, wodurch die Stromlinien im Nachlauf der Injektionsstellen sichtbar werden. Mittels kurz belichteter Fotoaufnahmen, die in schneller zeitlicher Abfolge erfasst wurden, können somit momentane Abflusszustände und ihre Entwicklung dokumentiert werden.

Zur Visualisierung der Oberflächenströmung wurden dem Abfluss Konfettiteilchen zugegeben. Bei langer Belichtungsdauer entstanden so fotografische Aufnahmen, die die grossräumigen Strukturen an der Oberfläche erkennen lassen.

### 4.3.4 Lastfälle und untersuchte Rechenkonfigurationen

Zur Untersuchung am Kraftwerksmodell kamen vier Leitreechenkonfigurationen, die in Bezug auf die Turbinenanströmung und das Verhalten bei Schwemmholaufkommen in unterschiedlichen Abflusssituationen getestet wurden. Die Versuche beinhalteten die Leitreechen mit den Rechenwinkeln  $\alpha = 15^\circ$  und  $30^\circ$  und den Stabwinkeln  $\beta = 45^\circ$  (modifiziertes *Bar Rack*) und  $90^\circ$  (*Louver*) bei einem einheitlichen Stababstand von 5 cm ( $\sigma = 0.17$ ). Die Wahl der jeweiligen Abfluss-Pegel-Beziehung richtete sich nach der potentiell ungünstigsten Variante. So wurde für die Analyse der Kraftwerksanströmung der niedrigste Konzessionswasserstand von 397.2 m ü. M. beim Ausbaudurchfluss  $Q_A = 475 \text{ m}^3/\text{s}$  untersucht, um die bei reinem Turbinenbetrieb höchsten Fliessgeschwindigkeiten am Leitreechen zu simulieren. Das natürliche Umgehungsgerinne wurde dabei zusätzlich mit  $Q_{UG} = 2 \text{ m}^3/\text{s}$  und der Bypass am Kraftwerkstrennpfeiler mit  $Q_{Bypass} = 9.5 \text{ m}^3/\text{s}$  dotiert. Für die Bypass-Dotierung wurde im Vorfeld ein Anteil von 2% des Ausbaudurchflusses abgeschätzt. Die Beurteilung des Schwemmholverhaltens erfolgte anhand der Hochwassersituation  $HQ_{100} = 1140 \text{ m}^3/\text{s}$  bei maximalem Konzessionspegel (398.4 m ü. M.). Es wurde für diesen Fall von der ungünstigsten Situation ausgegangen, in der die vier Segmentklappenschütze des Wehres jeweils soweit gezogen sind, dass der gesamte Abfluss durch deren Unterströmung abgeführt wird. Der Schwemmholztransport durch die Wehrkörper muss demnach auf demselben Wege erfolgen, wobei etwaige positive Effekte wie das direkte Ableiten über die Wehrklappen

vorsätzlich ausgeschlossen werden. Zudem wurde bei der Beurteilung des Schwemmholzverhaltens zwischen zwei Betriebsregimen unterschieden. Zum einen erfolgte der Abfluss sowohl durch das Krafthaus und das Wehr und zum andern wurden die Turbinen ausser Betrieb genommen und der gesamte Abfluss durch die Wehrfelder abgeführt. In beiden Situationen wird aufgrund des erhöhten Oberwasserpegels von einem Abfluss im Umgehungsgerinne von  $Q_{UG} = 5 \text{ m}^3/\text{s}$  ausgegangen. Ferner wird angenommen, dass die Bypässe im Trennpfeiler geschlossen sind ( $Q_{Bypass} = 0 \text{ m}^3/\text{s}$ ), da der Fischabstieg durch die Wehrfelder erfolgen kann, und so eine Verlegung der Einläufe mit Schwemmholz zu verhindern ist. Tabelle 4.14 listet die getesteten Lastfälle inklusive der Untersuchung des unverbauten Gerinnezustandes.

Tabelle 4.14 Lastfälle und Pegel-Abfluss-Beziehungen der physikalischen Modelluntersuchung zum Einfluss von Leitreechen auf den Kraftwerksbetrieb, BR = *Bar Rack*, L = *Louver*, SH = Schwemmholz

Lastfall	Kenngrösse	$Q_{Aare}$	$Q_A$	$Q_{Wehr}$	$Q_{UG}$	$Q_{Bypass}$	Pegel I [m ü. M.]	$\alpha$ [°]	$\beta$ [°]	SH
		[m <sup>3</sup> /s]								
O_01	$Q_A$	477	475	0	2	0	397.2	-	-	-
O_02	$HQ_{100}$	1140	475	660	5	0	398.4	-	-	ja
O_03	$HQ_{100}$	1140	0	1135	5	0	398.4	-	-	ja
L30_01	$Q_A$	486.5	475	0	2	9.5	397.2	30	90	-
L30_02	$HQ_{100}$	1140	475	660	5	0	398.4	30	90	ja
L30_03	$HQ_{100}$	1140	0	1135	5	0	398.4	30	90	ja
BR30_01	$Q_A$	486.5	475	0	2	9.5	397.2	30	45	-
BR30_02	$HQ_{100}$	1140	475	660	5	0	398.4	30	45	ja
BR30_03	$HQ_{100}$	1140	0	1135	5	0	398.4	30	45	ja
L15_01	$Q_A$	486.5	475	0	2	9.5	397.2	15	90	-
L15_02	$HQ_{100}$	1140	475	660	5	0	398.4	15	90	ja
L15_03	$HQ_{100}$	1140	0	1135	5	0	398.4	15	90	ja
BR15_01	$Q_A$	486.5	475	0	2	9.5	397.2	15	45	-
BR15_02	$HQ_{100}$	1140	475	660	5	0	398.4	15	45	ja
BR15_03	$HQ_{100}$	1140	0	1135	5	0	398.4	15	45	ja

#### 4.3.5 Modellkoordinatensystem, Ergebnisparameter und Messquerschnitte

Zur Definition der Punktkoordinaten in der Ebene wird ein Rechtssystem verwendet, dessen Ursprung im Kopf des Kraftwerksmittelpfeilers liegt (Abbildung 4.24). Die Abszisse ist in longitudinaler und die Ordinate in transversaler Richtung orientiert. Vertikalpositionen auf der Applikate sind durch ihre Kote relativ zur Meeresspiegelhöhe (m ü. M.) festgelegt.

Die Bestimmung der Teilabflussmengen im Umgehungsgerinne, den Maschinenhäusern, dem Fischabstiegs-Bypass und den Wehrfeldern wurde im Abschnitt 4.3.3 erläutert.

Zur Beschreibung der Geschwindigkeitsverteilung im Gerinne wurden 17 Messprofile P1 - P17 festgelegt, deren Positionen in Abbildung 4.24 definiert sind. Jedes Profil verläuft orthogonal zur Kraftwerksachse und überspannt die gesamte Gerinnebreite. Der longitudinale Abstand zwischen den Profilen beträgt im Oberwasser des Einlaufes zum Umgehungsgerinne max. 95 m und min. 50 m (P1 – 5). Im Bereich unterstrom des Einlaufes zum Umgehungsgerinne wurden die Messabstände kleiner gewählt, da eine höhere räumliche Auflösung des Strömungsfeldes notwendig ist, um die heterogenen Abflussverhältnisse einerseits im Nahbereich der hier angeordneten Leitrechen und andererseits die global zum Krafthaus hin eindrehende Strömung explizit zu analysieren. Der Abstand der Messprofile verringert sich zwischen P6 - 17 stetig von 35 m auf 3.5 m.

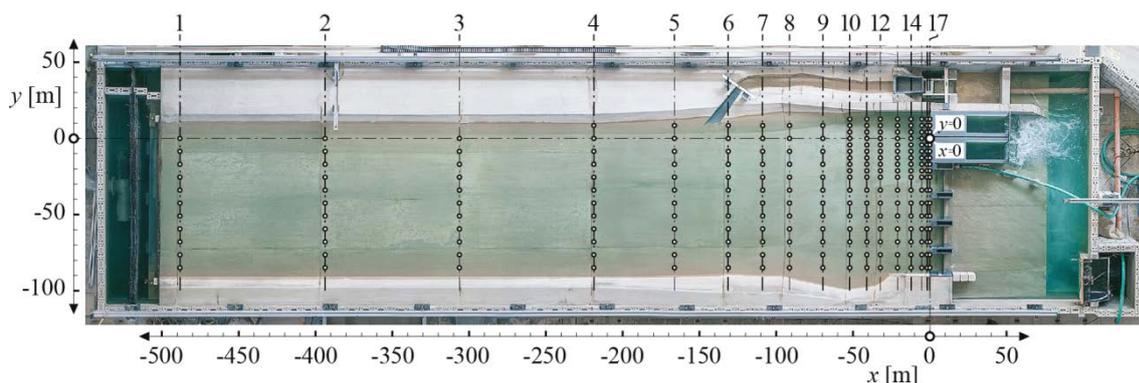


Abbildung 4.24 Modellkoordinatensystem, Lage der Messquerschnitte MQ 1 bis 17 und Horizontalmessraster in der Situation

In jedem Messprofil wurden punktuell die Fließgeschwindigkeiten im entsprechenden vertikal angeordneten Messquerschnitt über einen Zeitraum von 1 min aufgenommen. Die Anzahl der Messpunkte variierte in der Vertikalen mit der Abflusstiefe und in transversaler Richtung mit der Gerinnebreite und beinhaltete zwischen 4 – 8 resp. 11 – 14 Datenpunkte. Abbildung 4.25 zeigt beispielhaft einen Ausschnitt des P17 unmittelbar vor dem Kraftwerkseinlauf im Bereich der Dammbalkennut. Das hier ermittelte Geschwindigkeitsprofil wurde zur Beurteilung der Qualität der Turbinenanstömung verwendet. Die oberen fünf Messpunktzeilen repräsentieren die im gesamten Gerinneverlauf oberhalb der mittleren Sohlenlage von 391 m ü. M. erfassten Datenpunkte. Die

zusätzlichen, tiefer gelegenen Datenpunkte erweitern dieses Messraster und wurden im Bereich der Sohlenabsenkung in der Einlauframpe erhoben.

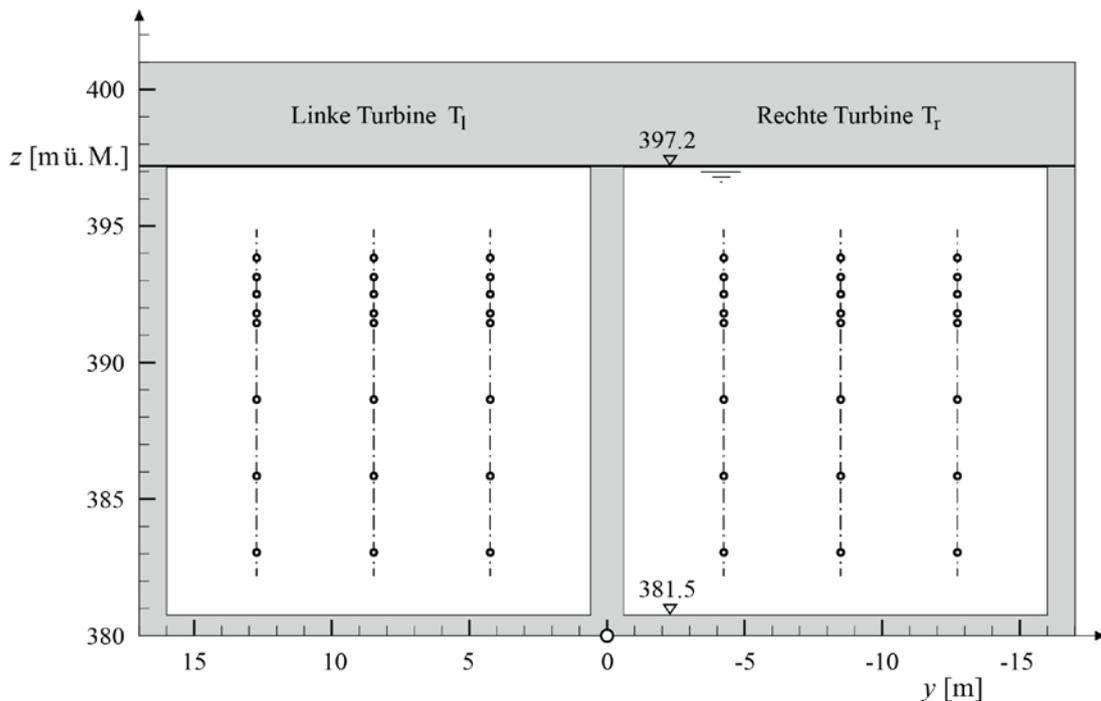


Abbildung 4.25 Messraster zur Ermittlung der Fließgeschwindigkeiten im Messquerschnitt MQ 17 am Kraftwerkseinlauf auf Höhe der Dammbalkennut

Die Erfassung der Wasserspiegellagen erfolgte an jedem Punkt des Horizontalmessrasters durch den am Messwagen II montierten Ultraschall-Sensor. In regelmässigen Abständen wurden Kontrollmessungen mittels Stechpegel durchgeführt.

#### 4.3.6 Modellähnlichkeit

Die Modellversuche basieren auf dem Froude'schen Gesetz zur Modellierung von Strömungen mit freier Oberfläche, deren hydrodynamische Eigenschaften vorrangig vom Verhältnis von Trägheits- zu Schwerkraften beeinflusst sind. Es setzt voraus, dass in der nachgebildeten Strömung vollständig turbulente Verhältnisse vorherrschen (vgl. Abschnitt 4.1.5). Aufgrund der geometrisch ähnlichen Nachbildung des Prototyps im Massstab 1:35 werden die physikalischen Eingangsgrößen im Modell nach Tabelle 4.15 berechnet. Entsprechend erfolgt auch die Rückrechnung der Modellergebnisgrößen wie Wasserspiegellagen, Fließgeschwindigkeiten und Durchflüsse auf Prototypverhältnisse.

Tabelle 4.15 Skalierungsfaktoren nach Froude'scher Ähnlichkeit

Grösse	Skalierungsfaktor	
Länge [m]	$\lambda$	1:35
Fläche [m <sup>2</sup> ]	$\lambda^2$	1:1225
Zeit [s]	$\lambda^{1/2}$	1:5.9
Geschwindigkeit [m/s]	$\lambda^{1/2}$	1:5.9
Abfluss [m <sup>3</sup> /s]	$\lambda^{5/2}$	1:7247

In einem Froude'schen Modell können nur die von der Schwerkraft massgebend beeinflussten physikalischen Vorgänge exakt nachvollzogen werden. Während dies ausreichend für die Modellierung und Beschreibung der Kraftwerks- und Turbinenanstromung ist, müssen mitunter für spezifische Fragestellungen differenzierte Betrachtungen angestellt werden. Im vorliegenden Fall betrifft dies vor allem die bauliche Ausbildung des Fischleitrechens und die Interpretation von Oberflächenwirbeln.

#### 4.3.6.1 *Leitrechenmodellierung*

Für die Entstehung der lokalen Verluste an Rechen sind neben den Druck- auch Reibungs- und Wellenwiderstände verantwortlich. Zur korrekten Modellierung der Strömungsvorgänge müssten deshalb auch die Zähigkeits- und Oberflächenspannungskräfte nach Reynold'scher und Weber'scher Ähnlichkeit im Modell nachgebildet werden. Bei einer geometrisch ähnlichen Skalierung werden die Stababstände und auch Rechenstabdicken so gering, dass das Widerstandsverhalten überdies von viskosen und kapillaren Kräften dominiert sein kann. Das exakte, gleichzeitige Einhalten aller Modellgesetze ist deshalb unmöglich. Ferner ist rein baulich eine geometrische Verkleinerung der Rechenstäbe mit dem Massstabsfaktor  $\lambda = 35$  nicht umsetzbar. Die Rechenstäbe würden eine Dicke  $s < 0.3$  mm aufweisen und wären im Sinne des hydraulischen Modellbaues nicht mehr bearbeitbar. Aus diesem Grund werden Rechen im hydraulischen Versuchswesen nicht geometrisch ähnlich nachgebildet, sondern unter Beachtung folgender Kriterien dimensioniert:

(i) Der lichte Stababstand  $b$  wird unter Beibehaltung ihres Verhältnisses zur Stabdicke  $s$  solange erhöht, bis die Stab-Reynolds-Zahlen  $R_s = U \cdot s / \nu$  im Modell und im Prototyp in einem von viskosen Kräften gleichermassen beeinflussten Bereich liegen. Es wird in diesem Zusammenhang eine Analogiebetrachtung zu den Versuchsergebnissen von Blevins (1984) angestellt, der das Widerstandsverhalten von einzelnen Kreiszyklindern in Abhängigkeit der Reynolds-Zahl  $R$  untersuchte. Dabei stellte sich heraus, dass der

Widerstandsbeiwert wie erwartet mit  $R$  variiert und ferner, dass sich diese Beeinflussung in distinkte Bereiche untergliedern lässt, die in Abbildung 4.26 dargestellt sind. Für das hydraulische Versuchswesen interessant ist nun der Bereich 2 zwischen  $0.5 \times 10^3 < R < 2 \times 10^5$ , der das in der Natur vorkommende Spektrum an Stab-Reynoldszahlen abdeckt. Da der Verlauf des Widerstandsbeiwertes im Bereich 2 einen nahezu horizontalen Verlauf aufweist, können im Modell gemessene Verluste solange direkt auf den Prototypmassstab übertragen werden, wie die Reynolds-Zahl im Modell auch in diesem Bereich liegt. Da der Verlustbeiwert eines Rechens aber bei identischen Rechen- und Stabwinkeln lediglich vom Verbauungsgrad und damit vom Verhältnis der Stabdicke zum lichten Stababstand abhängig ist, stellen sich im Modell auch bei verzerrter geometrischer Ähnlichkeit massstabsgetreue Rechenverluste ein.

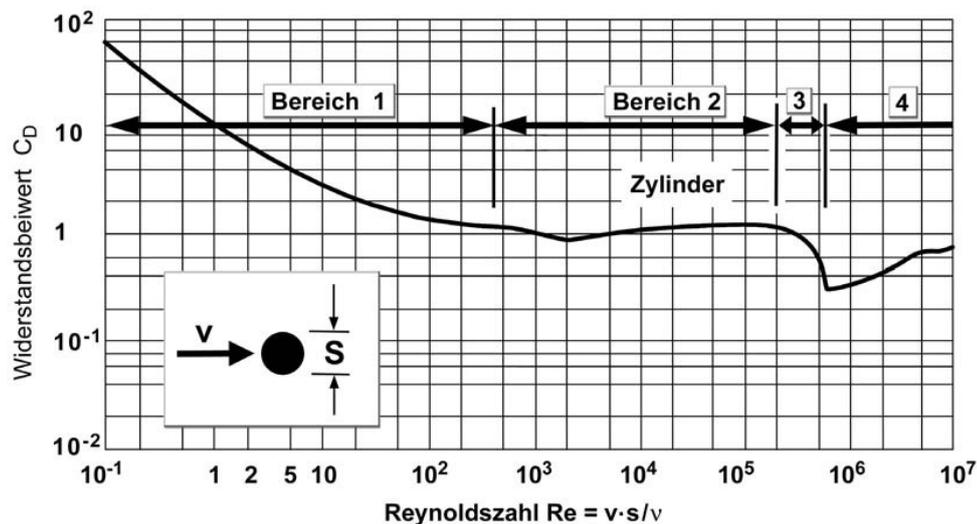


Abbildung 4.26 Widerstandsbeiwert eines Kreiszylinders in Abhängigkeit der Stab-Reynoldszahl nach Blevins (1984) modifiziert nach Meusburger (2002)

(ii) Das Verhältnis von Stablänge zu lichter Stabweite ist bei den im Kraftwerksmodell untersuchten Fischleitrechen  $l/b > 1$ . Nach Spangler (1928) kann in diesem Fall von einer vollständigen Gleichrichterwirkung ausgegangen werden, das heisst die Nachlaufströmung wird vollkommen in Richtung der Stablängsachse ausgerichtet. Spangler stellte in diesem Zusammenhang ausserdem fest, dass eine weitere Steigerung von  $l/b$  keine massgebenden Auswirkungen auf den Verlustbeiwert von Rechen ausübt. Beim Modellrechen muss deshalb ebenfalls die vollständige Strömungsumlenkung sichergestellt sein. Da das Vorgehen nach (i) aber zu einer relativen Vergrösserung der lichten Stabweite führt, wird zusätzlich zur Stabdicke auch die Stabtiefe im Modellrechen angepasst.

(iii) Der Einfluss der relativen Abflusstiefe  $h/s$  auf das Verlustverhalten wurde im Abschnitt 4.1.5 bereits im Zusammenhang mit der Ermittlung der Energieverluste am Detailmodell besprochen. Erreicht und übersteigt das Verhältnis von  $h/s \geq 60$ , ist nach Hsieh (1964) und Zimmermann *et al.* (1969) keine wesentliche Beeinflussung des Widerstandsbeiwertes durch den Wellenwiderstand bei unterschiedlichen Froude-Zahlen zu erwarten. Wie die Ergebnisse im Abschnitt 5.6.3 zeigen, ist dieser Ansatz für Fischleitreechen eher konservativ, wird aber nichtsdestotrotz aufgrund des im Vergleich zu den Detailmodellversuchen deutlich erhöhten Skalierungsfaktors verwendet.

Die Kombination der oben formulierten Forderungen gibt schliesslich die Randbedingungen für die geometrische Ausbildung und Skalierung des Modellrechens vor. Zur Einhaltung von (i) wird die Stabdicke im Modell  $s = 3$  mm gewählt. Dies entspricht einem Massstab von  $\lambda = 3.33$ . Zur Beibehaltung des Gesamtverbauungsgrades und damit ähnlicher Verlustbeiwerte wird die lichte Stabweite analog auf  $b = 15$  mm erhöht. In der Folge errechnet sich die neue Rechenstabtiefe aus Bedingung (ii) zu  $l \geq 1 \cdot b \geq 15$  mm. Da die effektive Rechenstabüberlappung mit dem Rechenwinkel variiert, wird hier konservativ eine Rechenstabtiefe von 30 mm gewählt, die in Übereinstimmung mit der Skalierung von  $s$  steht. Im letzten Schritt erfolgt die Überprüfung der oberen Randbedingung für die Rechenstabdicke basierend auf (iii). Mit  $h/s > 60$  muss im Modell die Abflusstiefe im Bereich des Rechens 180 mm überschreiten. Dies ist für den Bereich der Einlauframpe vollständig, für die mittlere Sohlenlage im Gerinne knapp und für die Uferzonen nicht erfüllt. Da im Uferbereich der relative Anteil am Rechen durchfluss aber ohnehin gering ist, wird diese Einschränkung akzeptiert. Tabelle 4.16 listet die geometrischen Kenngrößen und entsprechenden Massstabzahlen.

Tabelle 4.16 Dimensionierung des Modellrechens

Kenngrößen [mm]	Prototyp	Modell	Massstab
Stabdicke $s$	10	3	
Stabtiefe $l$	100	30	3.33
lichter Stababstand $b$	50	15.0	
Stababstand $B$	60	18	

#### 4.3.6.2 Oberflächenwirbel

Vor Kraftwerkseinläufen kann es unter anderem aufgrund asymmetrischer Anströmung oder inhomogener Geschwindigkeitsverteilung zur Bildung lufteinziehender Wirbel kommen. Diese können sich negativ auf den Kraftwerksbetrieb auswirken. Die Bildung

freier Oberflächenwirbel ist aber durch viskose Effekte und die Oberflächenspannung beeinflusst, die anhand der radialen Reynolds- und Weberzahlen  $R_r$  und  $W_r$  gekennzeichnet sind. Um sicherzustellen, dass diese Einflüsse die Bildung von Wirbeln im Modell nicht dominieren, müssen nach Knauss (1987)  $R_r > 3 \times 10^4$  und  $W_r > 10^4$  sein, wobei

$$R_r = \frac{Q}{\nu \cdot h_T} \quad (4.8)$$

$$W_r = \frac{u^2 \cdot \rho \cdot D_h}{\sigma} \quad (4.9)$$

mit:

$Q$ [m <sup>3</sup> /s]	Abfluss je Turbine
$\nu$ [m <sup>2</sup> /s]	kinematische Viskosität von Wasser bei 20°C ( $1.004 \times 10^{-6}$ )
$h_T$ [m]	Einlaufüberdeckung (Wasserspiegel bis Turbinenachse)
$u$ [m/s]	mittlere Fließgeschwindigkeit im engsten Querschnitt des Einlaufes
$D_h$ [m]	hydraulischer Durchmesser
$\sigma$ [N/m <sup>2</sup> ]	Oberflächenspannung von Wasser bei 20°C ( $0.073$ N/m <sup>2</sup> )

Für den Lastfall zur Untersuchung der Turbinenanstömung bei einem Ausbaudurchfluss  $Q_A = 475$  m<sup>3</sup>/s werden die in Tabelle 4.17 dargestellten Verhältnisse ermittelt.

Tabelle 4.17 Kraftwerkskenngrößen und radiale Reynolds- und Weberzahlen im Prototyp und Modell

Parameter		Prototyp	Modell
$Q$	[m <sup>3</sup> /s]	237.5	0.033
Pegel Wehr OW	[m ü. M.]		397.2
Kote Turbinenachse	[m ü. M.]		385.0
$h_T$	[m]	12.2	0.35
$D_h$	[m]	12	0.34
$u$	[m/s]	1.65	0.28
$R_r$	[-]	$3.9 \times 10^7$	$1.9 \times 10^5$
$W_r$	[-]	$4.5 \times 10^5$	$3.7 \times 10^2$

Während demnach im Modell der durch  $R_r$  repräsentierte Einfluss der viskosen Kräfte ausreichend gering ist, muss von einer massgebenden Manipulation der Modellwirbel durch die Oberflächenkraft ausgegangen werden, da  $W_{r,M} \ll W_{r,Soll}$ . Sowohl der Zeit-

punkt ihrer Entstehung als auch die räumliche Ausdehnung von Oberflächenwirbeln werden im Modell somit unterschätzt. Eine vernachlässigbare Beeinflussung wäre erst ab Massstabsverhältnissen kleiner 1:6.5 gegeben. Aus diesem Grund erlaubt das Modell, wie dies bei kleinmassstäblichen Nachbildungen in der Regel der Fall ist, ausschliesslich qualitative Aussagen zu den beobachteten Wirbelstrukturen. Ob es sich dabei gar im Prototyp um lufteinziehende Wirbeltypen handelt, kann nur anhand von Erfahrungswerten abgeschätzt werden. So zeigten Vergleiche zwischen Froude-Modellen an der VAW und deren Prototypgegenständen, dass bereits Modellwirbel, die nach Knauss (1987) dem Wirbeltyp WT 2 entsprechen, also lediglich eine Senke an der Wasseroberfläche verursachten, in der Natur Lufteintrag zur Folge hatten und somit auf den WT 5 aufzuskalieren sind (Abbildung 4.27).

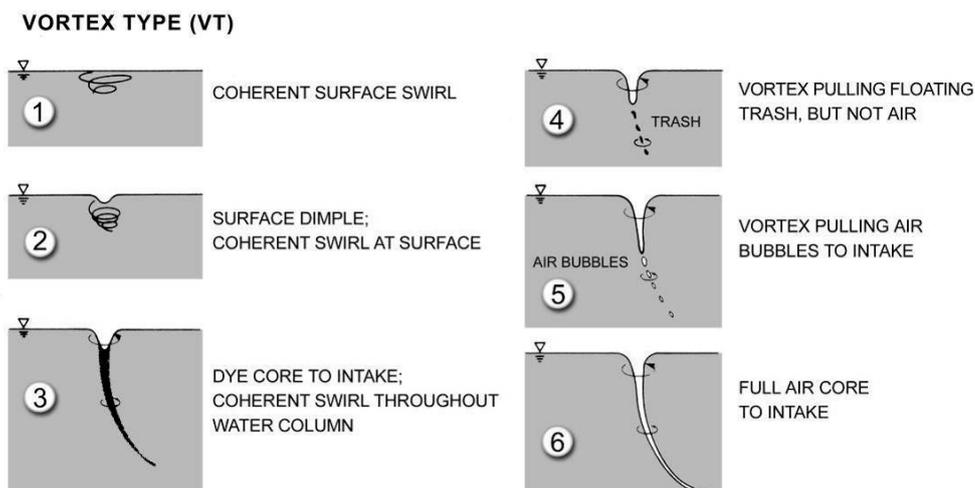


Abbildung 4.27 Klassifizierung der Wirbeltypen nach Knaus (1987)

#### 4.4 Messtechnik

Im folgenden Abschnitt werden Funktionsweise und Einsatzbereiche der im Rahmen der Untersuchungen an den drei physikalischen Modellen eingesetzten Messinstrumente und –systeme beschrieben. Es wird damit die Beschreibung der Versuchsstände aus den vorangegangenen Abschnitten ergänzt.

In Tabelle 4.18 sind alle eingesetzten Messsysteme in der Übersicht gelistet sowie die Messgrößen mit Masseinheiten, der Messbereich und die Messgenauigkeit angegeben.

Tabelle 4.18 Übersicht zu den Messinstrumenten und –systemen, die in Rahmen der vorliegenden Arbeit eingesetzt wurden.

Messsystem	Messinstrumente und -systeme			
	Grösse	Einheit	Messbereich	Messgenauigkeit
ADV	$v$	[m/s]	$\pm 0.1, 0.3, 1, 2, 4$	$\pm 0.5\%$ des Messwertes $\pm 1$ mm/s
MID	$Q$	[m <sup>3</sup> /s]	$v \leq 0.4$ m/s $v \geq 0.4$ m/s	$\pm 0.002$ m/s $\pm 0.5\%$ des Messwertes
Ultraschall-Sensoren	$h$	[mm]	100 bis 1000	$\pm 1.5\%$ des Messwertes
Thermometer	$\vartheta_w$	[°C]	-25 bis 75	$\pm 0.4$ °C
Messflügel	$v$	[m/s]	0.15 bis 20	$\pm 1.5\%$ des Messwertes
Stechpegel	$h$	[mm]	0 bis 1000	$\pm 0.25$ mm
PIV	Detailinformationen in Abschnitt 4.4.7			
Positionierungssystem	Detailinformationen in Abschnitt 4.4.8			

#### 4.4.1 ADV-Sonden (Acoustic Doppler Velocimeter)

Die Vermessung der Geschwindigkeitsfelder sowohl im gross-skaligen Kraftwerkmodell als auch im ethohydraulischen Modell wurde mit akustischen Velocimetern (ADV-Sonden) durchgeführt. Akustische Velocimeter gehören zu einer Klasse von Fließgeschwindigkeitsmessgeräten, die sich für den Einsatz auch bei starken Fluktuationen im Geschwindigkeitsfeld eignen. Das Messprinzip beruht auf der Auswertung der durch den Doppler-Effekt beeinflussten Reflektion eines akustischen Signales zwischen der Sonde und den im Testvolumen des Fluides transportierten Partikeln. Die Sonde ist dabei gleichzeitig Quelle des Signales und Empfänger, wobei die akustische Quelle zentral angeordnet und von drei bis vier äquidistant positionierten Empfängern umgeben ist (Funktionsprinzip siehe Abbildung 4.28).

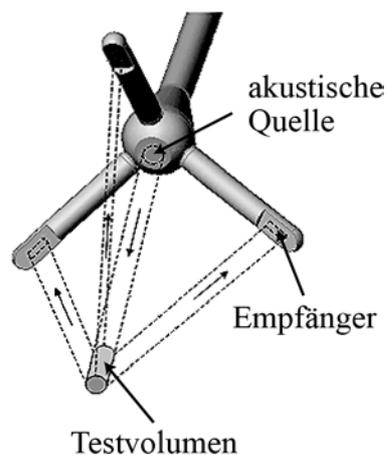


Abbildung 4.28 Funktionsprinzip einer ADV-Sonde mit zentral angeordneter akustischer Quelle und drei Empfängern, die die Echosignale der im Testvolumen befindlichen Partikel aufnehmen (SonTek 2014).

Der für die Untersuchungen eingesetzte Sonden-Typ „*Vectrino*“ der Firma *Nortek AS* ist in Abbildung 4.29 dargestellt. Er verfügt über eine akustische Quelle im Sondenkopf und vier nach unten ausgerichtete Empfänger. Ferner ist in den Sondenkopf ein Temperatursensor integriert, um die Auswertungsalgorithmen an die mit der Wassertemperatur variierende Schallgeschwindigkeit anzupassen. Der dabei erfasste Temperaturbereich liegt zwischen  $-4^{\circ}\text{C}$  und  $40^{\circ}\text{C}$  und umfasst somit sicher die unter Laborbedingungen zu erwartende Schwankungsbreite.

Das zur Auswertung kommende Testvolumen befindet sich 50 mm unterhalb des Sondenkopfes und besitzt einen Durchmesser von 6 mm. Das zylindrische Testvolumen kann ferner zur Optimierung der Signalqualität in seiner Höhe zwischen 3 mm und 15 mm variiert werden. Eine weitere Option zur Verbesserung der Signalqualität ist durch die Variation des zu erfassenden Messbereiches gegeben.

Die mit der Standard Firmware angesteuerte *Vectrino*-Sonde ermöglicht eine Abtastfrequenz von 25 Hz und übermittelt die Messdaten mittels dreier Analogkanäle, jeweils ein Kanal pro Geschwindigkeitskomponente, an die Aufzeichnungssoftware *Vectrino Win32*®.

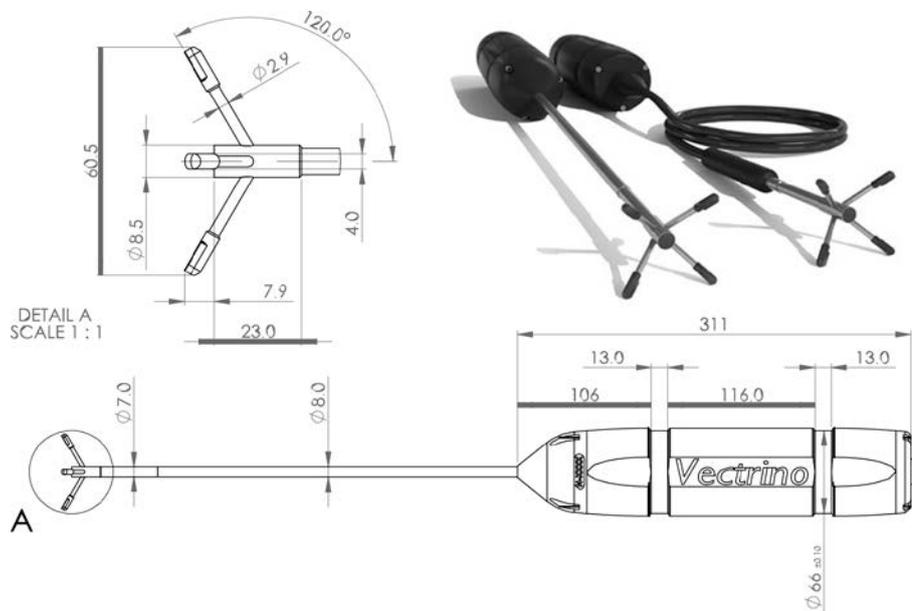


Abbildung 4.29 ADV-Sonde des Typs „*Vectrino*“ der Firma *Nortek AS* mit vier äquidistant um die akustische Quelle positionierten Empfängern. Sämtliche Massangaben sind in mm angegeben.

#### 4.4.2 Magnetisch induktive Durchflussmesser (MID)

Durchflussmesser, die nach dem magnetisch-induktiven Messprinzip arbeiten, basieren auf dem im *Faraday'schen Induktionsgesetz* beschriebenen, physikalischen Phänomen der Spannungsinduktion in einem Leiter, der sich in einem Magnetfeld bewegt.

Im Fall der Durchflussmessung in Rohrsystemen wird im Fliessquerschnitt ein magnetisches Feld erzeugt und die im elektrisch leitfähigen Wasserstrom induzierte Spannung  $U_e$  ausgewertet. Letztere verhält sich proportional zur Fliessgeschwindigkeit  $v$ , zum Elektrodenabstand  $L$  und zur magnetischen Feldstärke  $B$ . Über die durch das *Kontinuitätsgesetz* gegebene Korrelation zwischen dem Rohrleitungsquerschnitt  $A$  und der Fliessgeschwindigkeit wird schliesslich das Durchflussvolumen  $Q$  bestimmt (vgl. Abbildung 4.30).

$$U_e = B \times L \times v \quad (4.10)$$

$$Q = A \times v \quad (4.11)$$

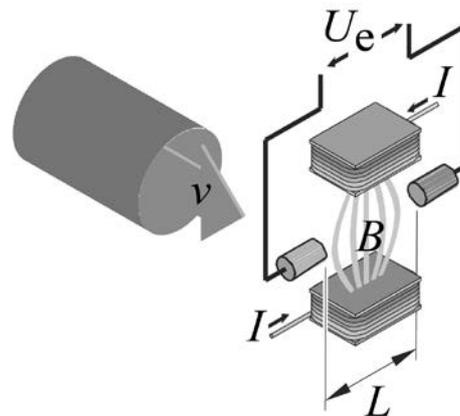


Abbildung 4.30 Funktionsprinzip eines magnetisch-induktiven Durchflussmessers (Endress+Hauser 2014).

An den Versuchsständen kamen MIDs der Firma *Endress+Hauser* des Typs *Proline Promag D 400* mit Innendurchmessern von DN 150, 250 und 400 zum Einsatz. Die Geräte wurden alle unter Beachtung der spezifischen Montagevorschriften mit ungestörten Vor- und Nachlaufstrecken von 5 resp. 3 x DN installiert.

#### 4.4.3 Ultraschall-Sensoren

Zur kontinuierlichen Erfassung der Wasserspiegelkoten kamen an den Versuchsständen Ultraschall-Sensoren des Typs *UNAM 3016103/S14* der Firma *Baumer* zum Einsatz. Die

Sensoren besitzen eine Messauflösung von  $< 0.3$  mm bei einer Schallfrequenz von 240 kHz.

#### 4.4.4 Thermometer

Die Überwachung der Wassertemperatur im Verlauf der ethohydraulischen Modellversuche erfolgte mit dem Temperaturmessgerät *testo*<sup>®</sup> 110 der Firma *Testo GmbH & Co.* Das Gerät ist mit einem Halbleiter ausgestattet, der mit zunehmender Temperatur einen abnehmenden elektrischen Widerstand aufweist und wird deshalb als NTC-Thermistor (Negative Temperature Coefficient) bezeichnet. Das Verhältnis der Widerstands- zur Temperaturänderung wird als Temperatur-Koeffizient bezeichnet und ist die Grundlage zur Umrechnung des gemessenen elektrischen Widerstandes in eine analoge Temperatur. NTC-Thermistoren besitzen eine hohe Messgenauigkeit über ein breites Temperaturspektrum (vgl. Tabelle 4.18).

#### 4.4.5 Messflügel

Punktuelle Kontrollmessungen der Fließgeschwindigkeiten im ethohydraulischen Modell erfolgten während der Tierversuche störungsarm mit einem Messflügel des Typs *MiniAir*<sup>®</sup> 20 der Firma *Schiltknecht*. Mittels eines Mini-Strahl-Fühlers wird der absolute Betrag des räumlichen Geschwindigkeitsvektors erfasst, das heisst, das Ergebnis der freihändig durchgeführten Messungen ist beeinflusst durch die Ausrichtung des Messflügels in der Strömung. Aus diesem Umstand ergeben sich teils deutliche Schwankungen bei den gemessenen Fließgeschwindigkeiten, ein Umstand, der aber aufgrund des Kontrollcharakters der Messungen nicht ins Gewicht fällt.

#### 4.4.6 Stechpegel

Ebenfalls als Kontrollmessgerät wurden Stechpegel zur Messung der Wasserspiegel- und Modelltopografieketen eingesetzt. Die Ablesegenauigkeit der Geräte der Firma *Schiltknecht* wird mit  $\pm 0.25$  mm angegeben, ist aber im Wesentlichen vom Abflusszustand abhängig. Bei sehr welligen Wasseroberflächen z.B. unterstrom des Leitrechens wird die Ablesegenauigkeit zu  $\pm 5$  mm angenommen.

## 4.4.7 PIV-System

### 4.4.7.1 Einleitung

*Particle Image Velocimetry* (PIV) ist ein optisches, berührungsfreies Messverfahren zur Visualisierung und Bestimmung von instantanen, zweidimensionalen Geschwindigkeitsfeldern in einem Fluid. Dem Fluid werden Indikator-Partikel (*Tracer*) zugegeben und von deren Bewegung die Eigenschaften des Strömungsfeldes abgeleitet. Dazu wird ein Schnitt des Strömungsfeldes an zwei kurz aufeinander folgenden Zeitpunkten im Untersuchungsbereich (UB) belichtet, z.B. mittels eines hochenergetischen *Pulse-Lasers*. Die entstehenden Aufnahmen werden in Messvolumen (MV) unterteilt, wobei in jedem MV die Geschwindigkeitsvektoren der Tracer durch Berechnung der Kreuzkorrelationsfunktion ermittelt werden. Wesentliche Grundlage der Berechnung sind das zeitliche Intervall zwischen beiden Aufnahmen und die korrelierende räumliche Verschiebung der Tracer. Ferner können diverse zusätzliche Informationen wie z.B. die Längsverzerrung der Tracer-Aufnahme über die Belichtungsdauer für eine Verfeinerung des Ergebnisses ausgewertet werden. Abbildung 4.31 veranschaulicht das beschriebene Funktionsprinzip anhand einer Systemskizze.

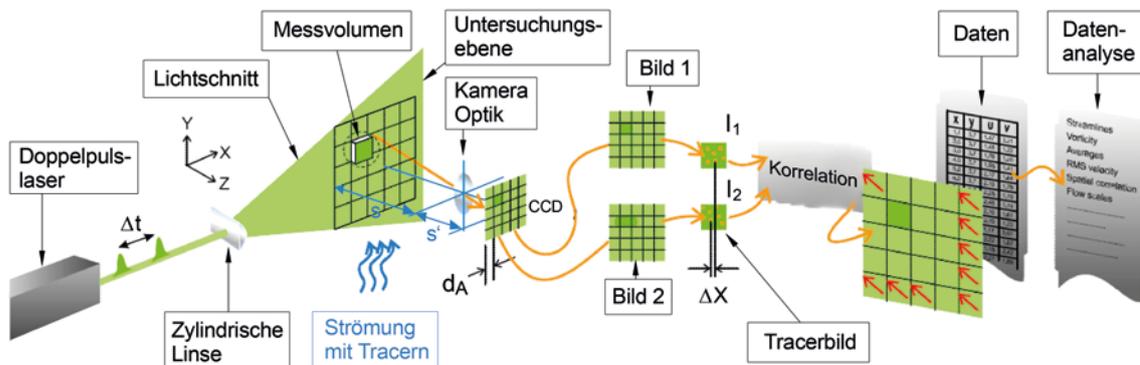


Abbildung 4.31 Funktionsprinzip einer 2D-PIV-Messung (DantecDynamics 2012).

PIV-Messungen eignen sich insbesondere für Strömungsstrukturen entlang von Grenzschichten oder Hindernissen, da diese empfindlich auf Störungen durch intrusive Messmethoden wie ADV- und Flügelsonden reagieren. Ein weiterer Vorteil besteht in der Möglichkeit, Strömungsfelder zu einem definierten Zeitpunkt nicht nur punktuell, sondern in ihrer Gesamtheit zu erfassen.

#### 4.4.7.2 Grundlagen

Die Ermittlung der instantanen Fließgeschwindigkeit erfolgt beim PIV-Verfahren indirekt anhand der Bildanalyse von Tracern, die sich gleichgerichtet und schlupffrei mit dem Fluid bewegen. Tracer müssen vor diesem Hintergrund ein breites Spektrum an fluid-mechanischen und optischen Eigenschaften besitzen. Um die zum Fluid gleichgerichtete Bewegung zu gewährleisten, werden Partikel eingesetzt, die grundsätzlich auftriebsneutral und schwimmfähig sind. Zudem müssen sie so klein sein, dass sie das umgebende Strömungsfeld nicht stören und keine zeitliche Verzögerung zwischen Richtungs- und Geschwindigkeitsänderungen des Fluides und den Tracern auftritt. Demgegenüber stehen die Anforderungen im Zusammenhang mit der Gewährleistung einer ausreichenden Aufnahmequalität. Die Tracer müssen dafür gross genug sein, um in ausreichender Auflösung von einer Kamera erfasst zu werden und günstige Reflexionseigenschaften aufweisen. Kommen zu kleine Tracer zum Einsatz, können diese entweder durch die Kamera nicht detektiert werden oder verursachen im Rahmen der Bildauswertung einen systematischen Fehler, der als „*Peak-locking*“ bezeichnet wird. Dabei kommt es zur verfälschten Deutung des Versatzmasses der Tracer-Aufnahmen mit Verschiebung der Ergebniswerte in den ganzzahligen Wertebereich. Overmars *et al.* (2010) geben als Grenzwert für die Tracer-Bildgrösse beim Auftreten leichten Peak-Lockings zwei Pixel-Einheiten an und verweisen darauf, dass eine schwerwiegende Ergebnisbeeinträchtigung auftritt, sobald das Tracer-Abbild die Grösse eines Pixels unterschreitet. Diese Angaben decken sich mit den Empfehlungen von Raffel *et al.* (1998), wonach Tracer-Partikel im Durchmesser grösser als 1.5 Pixel auf dem Kamera-Chip sein sollten. Ferner beeinflusst die Tracer-Wahl die Grösse der zuverlässig zu detektierenden Strömungsstrukturen. Deren Längenmassstab sollte mindestens 5mal grösser als der jeweilige Tracer-Durchmesser sein (Raffel *et al.* 1998). Es besteht also grundsätzlich ein Zielkonflikt bei der optimalen Wahl der Tracer-Grösse. Je feiner das MV gewählt wird, umso kleinere Tracer-Durchmesser müssen verwendet und damit parallel auch die Bildauflösung erhöht werden.

Die Auswertung der Tracer-Bewegung und Erstellung von Vektorfeldern der Geschwindigkeitsverteilung im UB erfolgt anhand der kinematischen Grundgleichung, wonach die Geschwindigkeit eines Körpers (oder einer Zelle) durch Division des von ihm zurückgelegten Weges mit der dabei verstrichenen Zeit berechnet werden kann. Für jedes MV wird dazu die räumliche Verschiebung zwischen zwei nacheinander aufge-

nommenen Bildern durch die Anwendung der Kreuzkorrelationsfunktion zwischen benachbarten Bildbereichen nach folgender Gleichung bestimmt:

$$C(\Delta x, \Delta y) = \sum_{\substack{x < n, y < n \\ x=0, y=0}} I_1(x, y) I_2(x + \Delta x, y + \Delta y) \quad (4.12)$$

Nach Raffel *et al.* (1998) ist  $C$  eine 2D-Matrix der Korrelationsstärke für die ganzzahligen Verschiebungen  $\Delta x$  und  $\Delta y$  zwischen zwei MV mit der Grösse  $n$  und den jeweiligen Bildintensitäten  $I_1$  und  $I_2$ . Das Ergebnis der Berechnung ist eine Korrelationsverteilung, deren Maximalwert die wahrscheinlichste Verschiebung der Zellen abbildet (Abbildung 4.32). Der Geschwindigkeitsvektor im betrachteten MV wird berechnet nach

$$[u, v] = \frac{[\Delta x, \Delta y](C_{\max})}{\Delta t} \quad (4.13)$$

mit der wahrscheinlichsten Zellverschiebung  $[\Delta x, \Delta y](C_{\max})$  und der Belichtungszeit zwischen beiden Aufnahmen  $\Delta t$ . Diese Berechnung wird für alle MV durchgeführt und liefert ein Vektorfeld für den gesamten UB. Seine räumliche Auflösung ist vorrangig von der Qualität der Kameraoptik, den Tracer-Partikeln und der Beleuchtungsstärke abhängig. Entsprechend bestimmen die Aufnahme- und die Beleuchtungsfrequenz der Kamera und die Beleuchtungsfrequenz des Pulse-Lasers die zeitliche Auflösung der Vektorfelder.

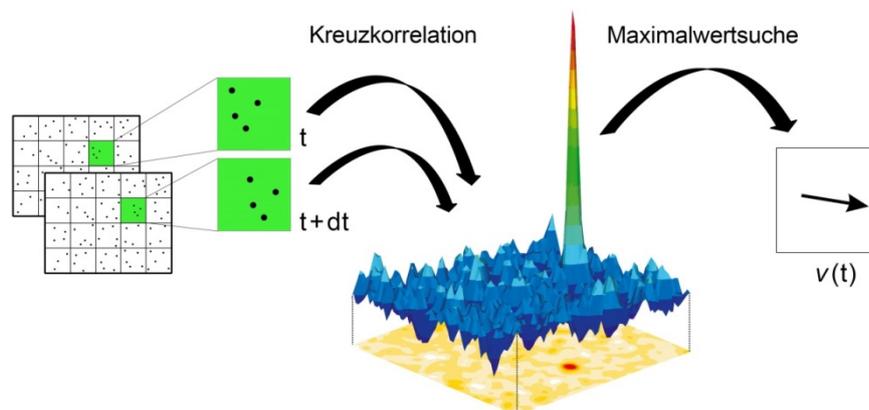


Abbildung 4.32 Prinzip der Tracer-Auswertung durch die Anwendung der Kreuzkorrelationsfunktion auf ein Bildpaar (Quelle: *LaVision GmbH*)

#### 4.4.7.3 Dantec Dynamics 2D PIV-System

Zur Bestimmung der Strömungscharakteristika im Nahbereich von Leitreechen kam ein kommerzielles 2D-PIV-System der Firma *Dantec Dynamics* zum Einsatz. Einer der Hauptbestandteile des Systemes ist ein Doppelintervall Nd:YAG Laser vom Typ *Dual-Power 200-15*, der in der Grundkonfiguration infrarotes Licht mit der Wellenlänge  $\lambda_1 = 1064 \text{ nm}$  emittiert. In der Anwendung wird die Grundfrequenz verdoppelt, um

sichtbares Licht mit einer Frequenz von 532 nm abzustrahlen und die Arbeitssicherheit zu erhöhen. Die Frequenz, mit der Lichtimpulse abgestrahlt werden können, beträgt maximal 15 Hz bei einer maximalen Leistungsabgabe pro Lichtimpulsen von  $2 \times 200$  mJ. Mittels einer zylindrischen Linse wird der gebündelte Laserstrahl in einen ebenen Lichtschnitt aufgefächert. Die Lichtschnittdicke und der Aufweitungswinkel können über ein optisches System aus sphärischen Linsen eingestellt werden. In der vorliegenden Untersuchung wurde die 0.5 m breite Versuchsrinne über eine Länge von ca. 1.5 m beleuchtet. Zweiter Hauptbestandteil des Systems ist eine *HiSense 4M* Kamera mit CCD-Sensor, der eine hohe räumliche Auflösung von  $2048 \times 2048$  px<sup>2</sup> und eine Bildtiefe von 12 bits/px besitzt. Sie ist mit einer *Nikon Nikkor AF* Linse (Brennweite = 35 mm, maximale Blende F-Zahl = 2) ausgestattet, die über einen Streulichtfilter und eine Entspiegelung verfügt.

Für alle Versuche wurde der *double-frame* Modus verwendet (DantecDynamics 2012). Dieser stellt einen guten Kompromiss aus räumlicher und zeitlicher Auflösung der Daten dar und ermöglicht die Aufnahme zweier Bilder in sehr kurzer Abfolge. Das erste Bild wird dabei nicht durch den Messcomputer ausgelesen, sondern im lokalen Speicher der Kamera abgelegt. Damit kann eine zweite Aufnahme bereits nach einem minimalen Zeitversatz von  $\Delta t = 0.1$  ms stattfinden. Folgend wird das Bildpaar in den Arbeitsspeicher ausgelesen. Dieser Prozess wird im *double-frame* Modus mit einer maximalen Frequenz von 5.6 Hz durchgeführt und es können insgesamt maximal 579 Bildpaare mit einem Datenvolumen von ca. 9 GB zwischengespeichert werden. Diese werden danach auf die lokale Festplatte kopiert und zur Datensicherung auf einen Netzwerkspeicher verschoben. Die Auswertung der Versuchsdaten erfolgte mittels *DynamicStudio* v3.41.

#### 4.4.8 Positionierungssystem

Zur Bestimmung der Messwagenposition und damit auch der exakten Lage der montierten Messgeräte wie ADV- und Ultraschall-Sonden in der horizontalen Ebene wurden lagerlose Drehgeber (*MDFK 10*) der Firma *Baumer* eingesetzt. Für den Betrieb des berührungslosen Systemes wurden die den Messwagen tragenden Schienen mit Magnetbändern ausgestattet, die durch einen Magnetsensor abgetastet werden. Die alle 0.25 mm wechselnde Polung der Bänder wird vom Sensor erfasst und dient der Positionsbestimmung relativ zu einem vorher festgelegten Nullpunkt. Die Messgenauigkeit des Systemes wird mit  $\pm 0.25$  mm angegeben.

## 5 Energieverluste an Fischleitrechen

*Einleitend werden die Untersuchungsparameter und die Grundzüge der Versuchsdurchführung vorgestellt. Es folgt eine allgemeine Beschreibung der Strömungsverhältnisse an Leitrechen im hydraulischen Modell. Anschliessend werden die der vorliegenden Arbeit zugrunde liegende Definition des Energieverlustbeiwertes erläutert und die Massstabseinflüsse der geometrischen Skalierung diskutiert. Im Hauptteil des Kapitels werden die Einflüsse der einzelnen Parameter auf den Energieverlust dargelegt und interpretiert und die Methodik ihrer Ermittlung besprochen. Abschliessend wird eine Gesamtverlustformel vorgestellt, die es ermöglicht, unter Berücksichtigung aller Rechenparameter den Energieverlustbeiwert zu berechnen.*

### 5.1 Einleitung

Im hydraulischen Modellversuch wurden die Energieverluste an vertikalen, schräg angeordneten Leitrechen mit dem Ziel ermittelt, diese mittels einer allgemein gültigen Gleichung darzustellen. Es soll dem planenden Ingenieur damit ermöglicht werden, Energieverluste an Wasserkraftanlagen beim Einsatz von Leitrechen im Vorfeld zu minimieren und durch die Variation der Rechenparameter die optimale bauliche Ausbildung zu bestimmen. Aktuell ist dies lediglich mittels der Ergebnisse zu schräg angeordneten Einlaufrechen von Raynal *et al.* (2013) möglich, die nur einen Teil des Parameterspektrums abdecken. Um diese Wissenslücke zu schliessen, wurde ein umfangreicher Datensatz erhoben, in dem die Hauptparameter Rechenwinkel, Stabwinkel und axialer Stababstand sowie drei Sekundärparameter, namentlich die Stabtiefe, die Stabform und die Eintauchtiefe, untersucht wurden.

### 5.2 Parameterübersicht

#### 5.2.1 Parameterdefinitionen

In Abbildung 5.1 sind alle hydraulischen und geometrischen Eingangs- und Ergebnisparameter dargestellt. Diese sind im Hinblick auf die Rechengeometrie der Rechenwinkel  $\alpha$ , der Stabwinkel  $\beta$ , der lichte bzw. axiale Stababstand  $b$  resp.  $B$ , die Stabdicke  $s$ , die Stabtiefe  $l$ , die Recheneintauchtiefe  $h_s$  und der Rechenstabformfaktor  $K$ . Die hydraulischen Bedingungen im Versuchsstand werden beschrieben mit den Fliessgeschwindigkeiten ober- und unterstrom des Leitrechens  $U_o$  resp.  $U_u$  sowie den entsprechenden Abflusstiefen  $h_o$  und  $h_u$  und der Kanalbreite  $W$ .

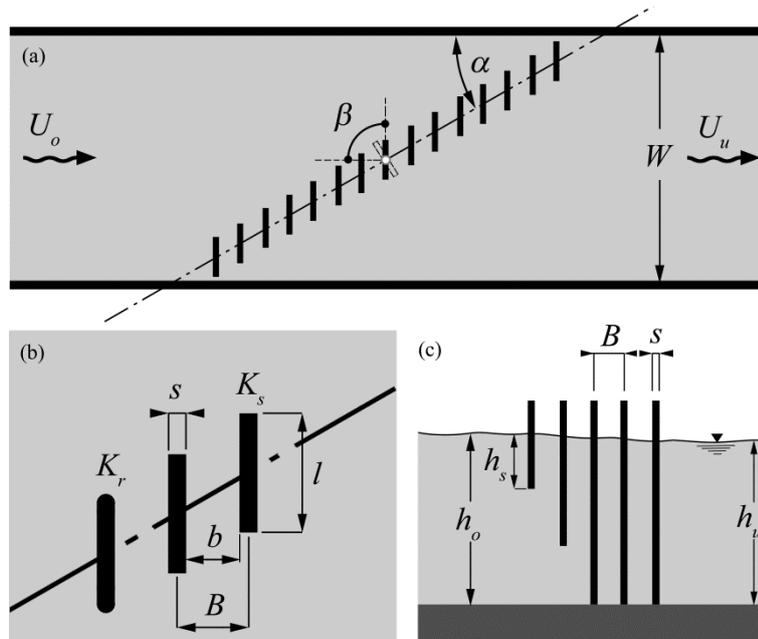


Abbildung 5.1 Skizze geometrischer und hydraulischer Untersuchungsparameter  
(a) Situation, (b) Detail, (c) Längsschnitt

Das im Rahmen der Untersuchung abgedeckte Parameterspektrum (Eingangsparameter) und die aufgenommenen Messgrößen (Ergebnisparameter) sind in Tabelle 5.1 gelistet. Sämtliche Angaben sind in Naturmassen angegeben (vgl. Modellmasse Tabelle 4.3). Das Versuchsprogramm mit Angaben zur Parametervariation ist im Abschnitt 4.1 beschrieben.

Tabelle 5.1 Parametervariation bei der Untersuchung vertikaler, schräg ausgerichteter Fischleitrechen

Eingangsparameter	Variation	Einheit
$U_o$	0.05 bis 0.96	[m/s]
$h_o$	0.2, 0.4, 0.6, 0.8	[m]
$\alpha$	15, 30, 45	[°]
$\beta$	45, 67.5, 90	[°]
$B$	0.06, 0.12, 0.24	[m]
$s$	0.01	[m]
$l$	0.075, 0.1, 0.125	[m]
$K$	scharfkantig, abgerundet	[-]
$h_s$	0.26, 0.53, 0.8	[m]
Ergebnisparameter		
$h_u$		[m]
$U_u$	$f(h_u)$	[m/s]

### 5.2.2 Dimensionslose Parameter

- Dimensionsloser, axialer Rechenstababstand

Der dimensionslose, axiale Rechenstababstand  $\sigma$  wird als Quotient der Rechenstabdicke  $s$  zum axialen Rechenstababstand  $B$  definiert

$$\sigma = \frac{s}{B} \quad (5.1)$$

$\sigma$  besitzt demnach zwei Grenzwerte. Zum einen ist sein Maximalwert 1, falls zwischen den Rechenstäben kein Freiraum und damit keine unverbaute Rechenfläche besteht. Zum anderen strebt er gegen  $\sigma \rightarrow 0$  für extrem grosse Stababstände. Die Erhöhung des axialen Stababstandes  $B$  führt also zu einer Verringerung des dimensionslosen Stababstandes  $\sigma$ .

- Dimensionslose Rechenstabtiefe

Die dimensionslose Rechenstabtiefe  $\varepsilon$  wird als Quotient der Rechenstabtiefe  $l$  und der im Rahmen der Untersuchung festgelegten Bezugsrechenstabtiefe  $L = 0.1$  m definiert zu

$$\varepsilon = \frac{l}{L} \quad (5.2)$$

$\varepsilon$  nimmt also für Rechenstabtiefen unter 0.1 m Werte kleiner 1 und für grössere Rechenstabtiefen über 1 an.

- Dimensionslose Eintauchtiefe

Die dimensionslose Eintauchtiefe  $\kappa$  wird als Quotient der benetzten Rechenlänge  $h_s$  und der Wassertiefe  $h_o$  oberstrom des Rechens definiert zu

$$\kappa = \frac{h_s}{h_o} \quad (5.3)$$

Auch  $\kappa$  besitzt somit zwei Grenzwerte. Bei vollständig eingetauchtem Rechen nimmt  $\kappa$  den Wert 1 an und wird mit abnehmender Eintauchtiefe kleiner. Erreicht  $\kappa$  den Wert 0, ist der Rechen nicht mehr in den Abflussquerschnitt eingetaucht.

## 5.3 Methodologie

Die experimentelle Ermittlung der zur Auswertung der Energieverluste notwendigen Daten erfolgt durch die Vermessung der Wasserspiegellagen mit Ultraschallsonden (Abschn. 4.4). Für jede Versuchsanordnung werden Wasserspiegellagenprofile in drei

Messspuren entlang der Versuchsrinne aufgenommen. Das experimentelle Vorgehen folgt dabei prinzipiell bei jedem Versuch dem gleichen Schema:

- Einstellen des vorgesehenen Durchflusses mittels frequenzgesteuerter Pumpe
- Justage der Überfallkappe am Modellende zur Einstellung der vorgesehenen Abflusstiefe im Oberwasser des Rechen
- Aufnahme der Wasserspiegellagen entlang der Messspuren MS I – III mit jeweils 13 Messpunkten mittels Ultraschall-Sensor (Abbildung 5.2)

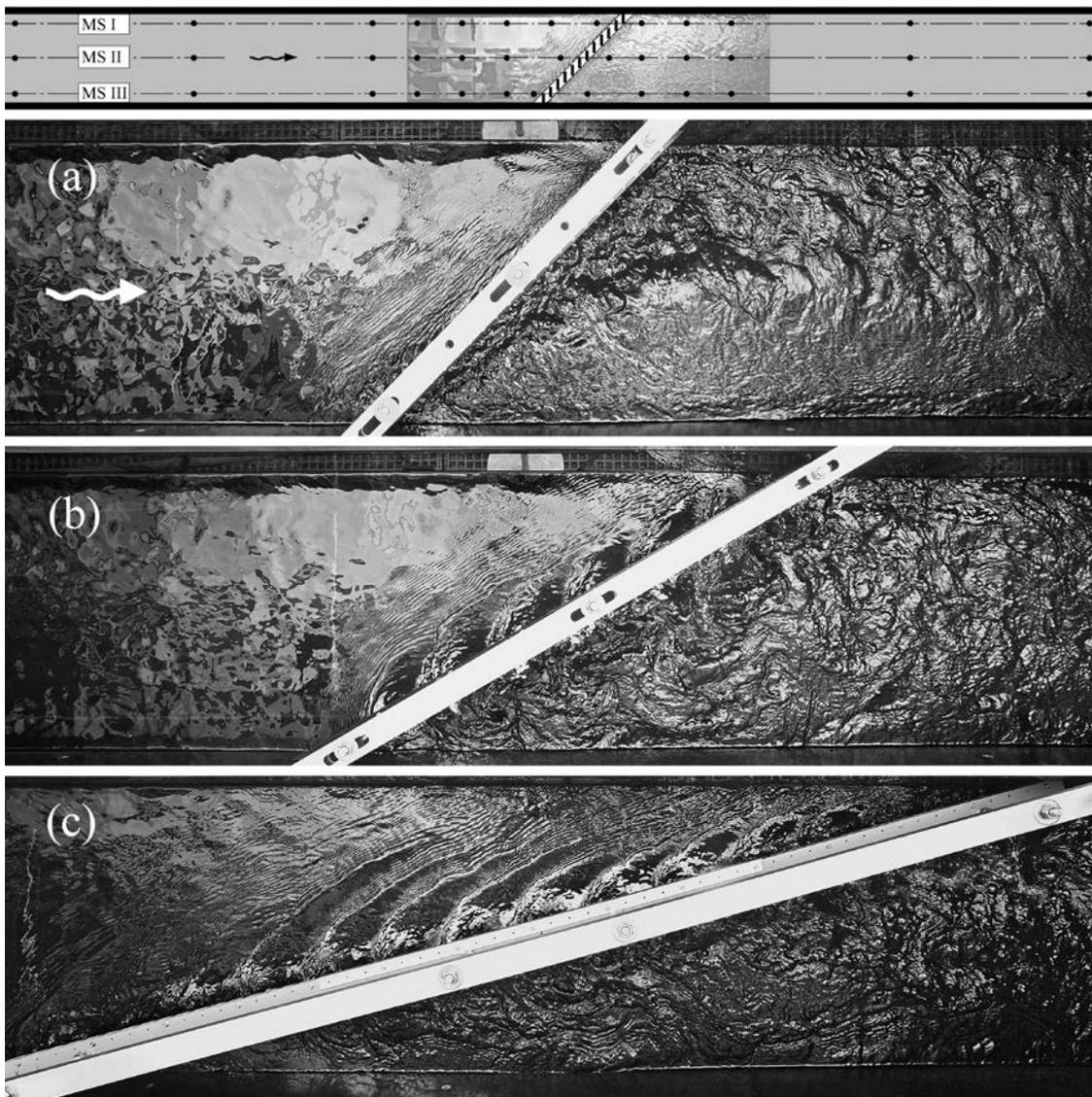


Abbildung 5.2 Versuchsanordnung der Leitrechen bei Rechenwinkeln von  $\alpha =$  (a)  $45^\circ$ , (b)  $30^\circ$ , (c)  $15^\circ$  und Beispiel des Messrasters mit den Messspuren MS I-III für Anordnung (a)

Die Achslage der Messspuren ist für alle Versuchskonfigurationen identisch. MS I und MS III werden im Abstand von  $0.1W$  von der jeweiligen Kanalwand aufgenommen, während sich MS II in der Kanalachse befindet. Dagegen sind die Positionen der einzel-

nen Messpunkte nur in den unverbauten Kanalabschnitten für jede Konfiguration einheitlich und werden im Nahbereich an die jeweilige Rechengeometrie angepasst. Dieser Umstand ist das Resultat des mit dem Rechenwinkel stark veränderlichen Einbaumasses der Testrechen. Besonderes Augenmerk wurde bei der Durchführung der Versuche darauf gerichtet, die letzte Messung oberstrom und die erste Messung unterstrom des Rechens in immer gleichem Abstand von der Rechenachse durchzuführen, um Stau- und Senkenbereiche deutlich darzustellen.

## **5.4 Allgemeine Beschreibung der Strömungsverhältnisse**

### **5.4.1 Wasserspiegellagen**

Für die Ermittlung der Rechenverluste im hydraulischen Modell ist die Wahl der Messstellen von entscheidender Bedeutung. Der Rechen verursacht eine wesentliche Störung des Strömungsfeldes, die zur Ausbildung eines Staubereiches unmittelbar vor und eines Senkenbereiches hinter ihm führt. Aus diesem Grund müssen die Wassertiefen in ausreichendem Abstand von seinem Einflussbereich in den ungestörten Zu- und Abströmbereichen ermittelt werden, da andernfalls ein scheinbarer Rechenverlust ermittelt wird, der den tatsächlichen hydraulischen Verlust um ein Vielfaches überschreiten kann (Kirschmer 1925). Die Bestimmung der ungestörten Bereiche erfolgt durch die visuelle Analyse der Strömungseigenschaften und der Wasserspiegellagenänderungen entlang der Messspuren MS I bis III. Den typischen Verlauf solcher Wasserspiegellagenänderungen im Versuchskanal zeigt Abbildung 5.3 für eine Leitreckenkonfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$ . Jede Messspur weist spezifische Wasserspiegellagenverläufe auf, die bei der Majorität der Rechenkonfigurationen ähnlich, aber unterschiedlich stark ausgeprägt sind.

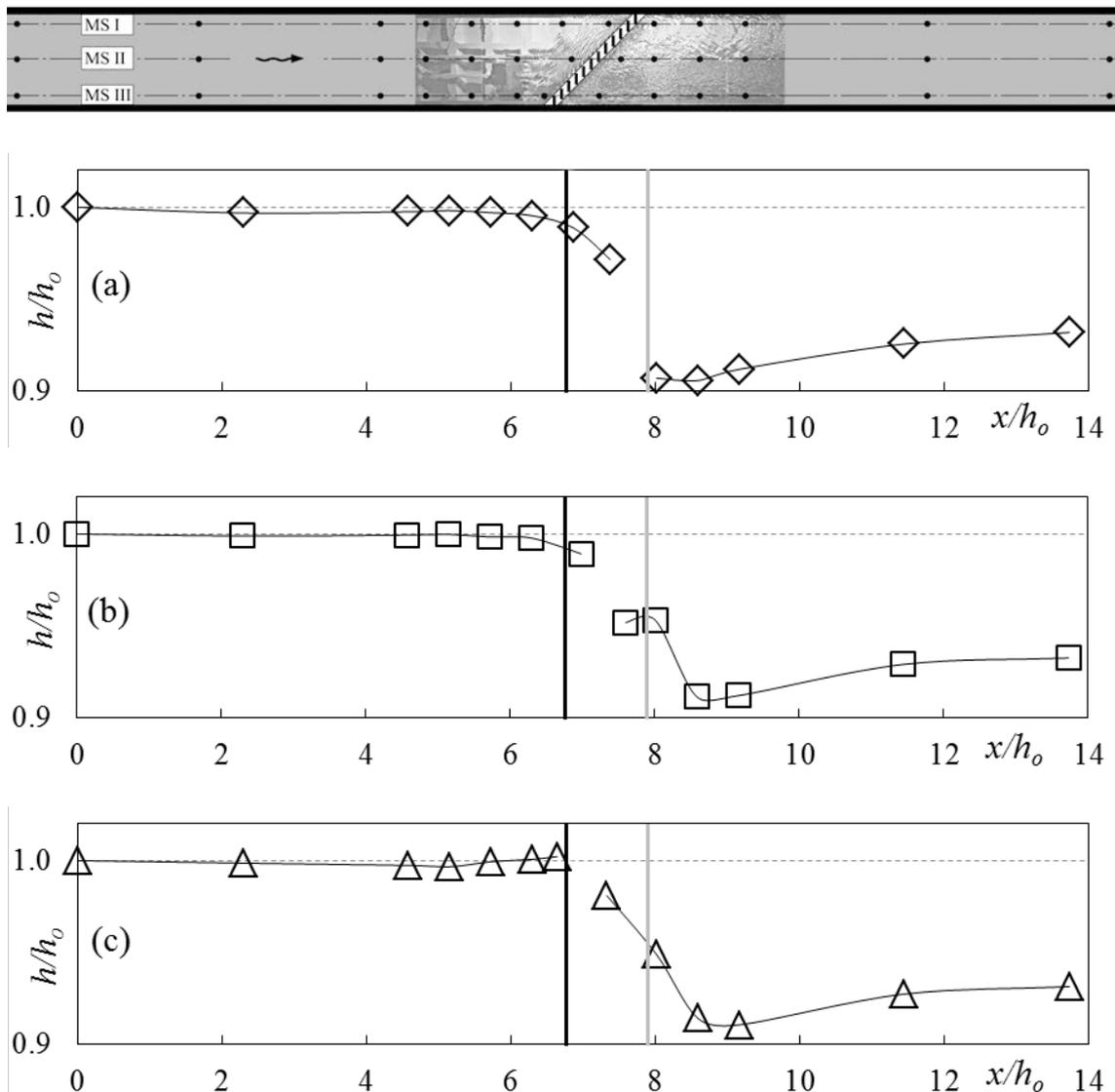


Abbildung 5.3 Typischer Verlauf der relativen Wasserspiegellagen entlang der Messspuren (a) MS I, (b) MS II, (c) MS III mit Positionen des ersten (—) und letzten (—) Rechenstabs

MS I verläuft entlang der orografisch linken Kanalseite oberstrom bis in die Spitze des durch den Rechen vorgegebenen Abflusskeiles und setzt sich danach unterstrom vom Rechenende weiter fort. Es wird oberstrom des Leitrechens ein nahezu waagerechter Verlauf der Wasserspiegellage festgestellt. Im Nahbereich des Leitrechens bis zur letzten Messstelle oberstrom findet eine kontinuierliche Abnahme der Wasserspiegellagen statt. Zwischen der letzten Messstelle und dem Wasserspiegel unterstrom des Leitrechens besteht ein deutlicher Sprung und das Messprofil weist einen Senkenbereich der Wasseroberfläche aus. Danach steigt der Wasserspiegel erst steil, dann nur noch flach geneigt an. In der MS II, die entlang der Kanalachse verläuft und die Rechenmitte schneidet, sind die Wasserspiegellagenverläufe oberstrom grundsätzlich vergleichbar mit denen von MS I. Unterstrom allerdings zeichnet sich ein anderer Verlauf ab. Der

singuläre Sprung der Wasserspiegellagen ist nicht mehr vorhanden, vielmehr zeigt sich ein gestufter Verlauf, der allerdings ebenfalls seinen Abschluss in einem Senkenbereich findet, dessen Höhenniveau mit dem der MS I vergleichbar ist. Die letzte Messspur III befindet sich an der orografisch rechten Kanalseite und damit in der Achse der Strömungsbahnen, die zuerst auf den Leitrechen treffen. Hier kann der für klassische Einlaufrechen beschriebene Wasserspiegellagenverlauf mit einem Staubereich unmittelbar oberstrom und dem anschliessenden Senkenbereich unterstrom des Rechens beobachtet werden. Bei genauerer Inspektion fallen aber Unterschiede auf. So befindet sich der Senkenbereich nicht unmittelbar unterhalb der Rechenachse; er ist deutlich in das Unterwasser verlagert. Der Übergang erfolgt nicht sprunghaft, sondern ist durch eine allmähliche Abnahme der Wasserspiegellage gekennzeichnet.

#### **5.4.2 Strömungscharakteristik oberstrom**

Im strömenden Abflussregime, das Gegenstand der vorliegenden Untersuchung ist, wirken sich Störungen entgegen der Strömungsrichtung nach oberstrom aus. Dies ist bei den Versuchen an schräg angeordneten Leitrechen anhand von Oberflächenwellen im Zulauf visuell verifizierbar. Sie sind Ausdruck lokaler Druckdifferenzen, die sich in der Veränderung der Wasserspiegellagen äussern und sind bereits unmittelbar oberhalb des Rechens feststellbar. Im Abflusskeil zwischen der Kanalwand und dem Leitrechen nehmen sie zunehmend deutlicher ausgeprägte Formen an. Anhand der Ausrichtung der Oberflächenwellen ist es möglich, bereits ohne eine messtechnische Erfassung quantitative Aussagen zum Strömungsfeld abzuleiten, da sie Rückschlüsse auf die Orientierung der Stromfäden zulässt. Danach passiert die den Rechenanfang erreichende Strömung die freie Rechenfläche nicht vollständig und es kommt zu einer partiellen Strömungsumlenkung parallel zur Rechenachse. Besonders ausgeprägt ist dieser Effekt für Rechen mit spitzen Rechenwinkeln und geringem Stababstand (Abbildung 5.4 (a) bis (c)). Durch die Strömungsumlenkung findet eine zunehmende Abflusskonzentration entlang des Rechenverlaufs statt, die mit der Zunahme der Fliessgeschwindigkeiten in dem durch die Rechengometrie vorgegebenen Abflusskeil einhergeht. Diese Geschwindigkeitszunahme ist ferner durch die kontinuierliche Abnahme der Wassertiefe bis hin zum Rechenende charakterisiert (Abbildung 5.4 (d)).

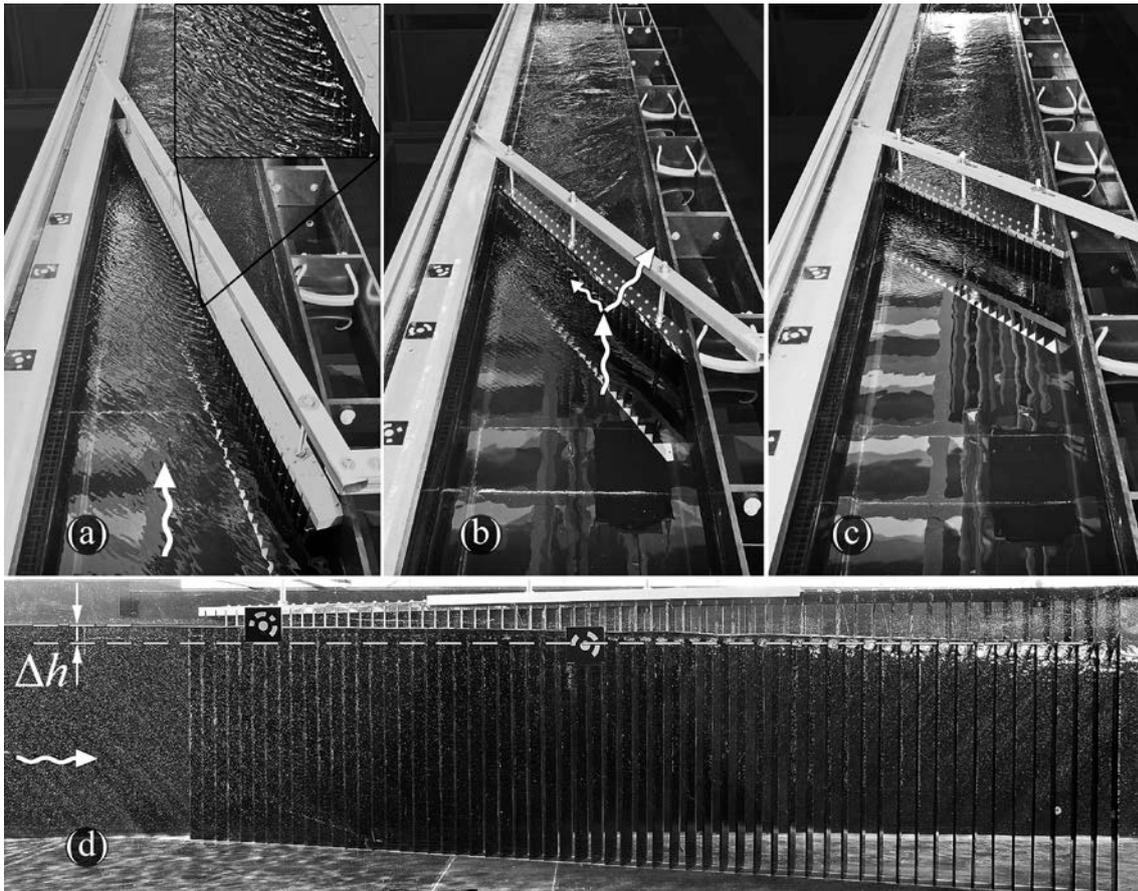


Abbildung 5.4 Partielle Strömungsumlenkung und -einschnürung oberstrom von Leitrechen mit Rechenwinkeln von  $\alpha =$  (a) 15, (b) 30 und (c) 45° und (d) Abnahme der Wassertiefe entlang des Rechenverlaufs oberstrom

### 5.4.3 Strömungscharakteristik unterstrom

Das Durchströmen typischer Einlaufrechen an Wasserkraftwerken lässt sich grundsätzlich als ein zweidimensionales Strömungsphänomen beschreiben. Geschwindigkeits- und Richtungsänderungen der Strömung finden vorrangig in der Horizontalen statt, während der Impulsaustausch in der Vertikalen vernachlässigbar klein ist. Für Leitrechen ist diese Verallgemeinerung nicht im gesamten Abflussspektrum zulässig. Es findet mit zunehmender Anströmgeschwindigkeit ein allmählicher Wechsel in ein dreidimensionales Strömungsphänomen statt. Dies ist insbesondere ausgeprägt für Konfigurationen, die einen hohen Energieverlust und damit eine grosse Wassertiefendifferenz ober- und unterstrom des Rechens aufweisen. Abbildung 5.5 illustriert den Übergang vom zwei- zum dreidimensionalen Strömungsphänomen anhand einer Rechenkonfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$  für drei verschiedene mittlere Anströmgeschwindigkeiten im Bereich zwischen  $U_o = 0.15$  m/s und 0.6 m/s. Während für die geringste und mittlere Anströmgeschwindigkeit keine oder nur unwesentliche, vertikal ausgeprägte Strömungsphänomene festgestellt werden, findet bei 0.6 m/s ein starker

vertikaler Impulsaustausch statt. Dieser geht mit der Einmischung von Luft in die Strömung unterstrom des Leitrechens und einer distinkten Wellung des dortigen Abflusses einher.

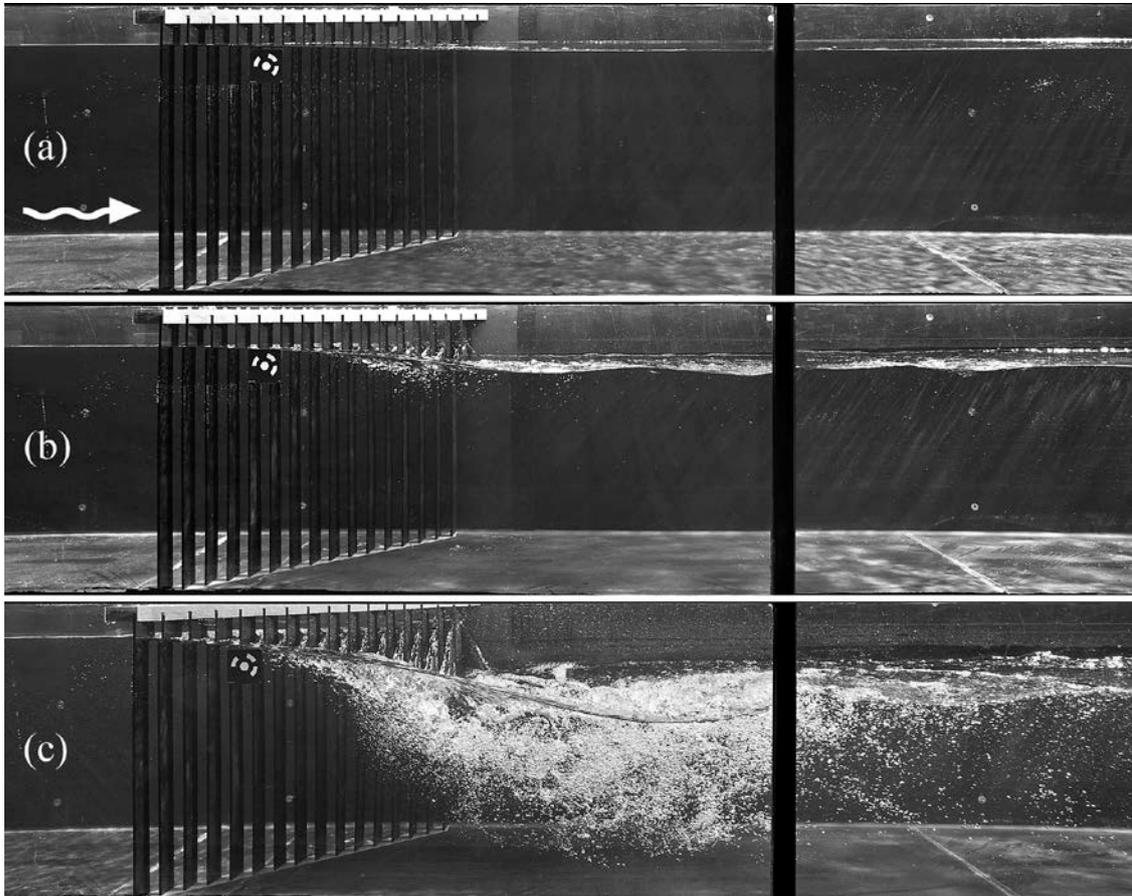


Abbildung 5.5 Strömungsverhältnisse im Unterwasser eines Leitrechens mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$  für verschiedene Anströmgeschwindigkeiten von  $U_o =$  (a) 0.15, (b) 0.30, (c) 0.60 m/s; Man beachte die am Rechen induzierte Luftaufnahme in Bild (c)

Prinzipiell spielen die oben erläuterten Phänomene bei den Betrachtungen zum Energieverlust nur eine untergeordnete Rolle. Das System wird als *Black Box* betrachtet und als Ergebnisgrößen werden lediglich die Wassertiefen  $h_o$  und  $h_u$  ober- bzw. unterstrom des Rechens und die daraus abgeleiteten, mittleren Fließgeschwindigkeiten  $U_o$  und  $U_u$  ausgewertet. Eine detaillierte Erklärung für die deutlichen räumlichen Unterschiede der Wasserspiegellagen im Nahbereich von Leitrechen wird anhand der Auswertung von Geschwindigkeitsfeldern im Kapitel 6 abgeleitet. Für das aktuelle Prozessverständnis ist dies im Detail nicht notwendig, es genügt, sich anhand der Abbildung 5.6 die folgenden Zusammenhänge zu vergegenwärtigen. Insbesondere bei Leitrechen mit kleinem Stababstand erfolgt eine vollständige Umleitung der Strömung zwischen den Rechenstäben. Das heisst, die Stromfäden sind unmittelbar unterstrom der Rechenachse in Richtung

des Stabwinkels ausgerichtet und müssen sich wieder in Richtung Kanalachse organisieren. Dieser Vorgang erfolgt nicht instantan. Vielmehr kommt es besonders bei hohen Fließgeschwindigkeiten zu einer selbstinduzierten Strömungsbeeinträchtigung der Abströmung durch die den Leitrechen am unterstromigen Ende verlassenden Wasserstrahlen. Diese prallen an die gegenüberliegende Kanalwand und beeinträchtigen den freien Abfluss der Strömung, die den oberen Teil des Rechens passiert. Der resultierende Aufstau verringert seinerseits das hydraulische Gefälle zwischen Ober- und Unterwasser am Rechenanfang und begünstigt die Strömungskonzentration im Abflusskeil am Rechenende oberstrom.



Abbildung 5.6 Detailaufnahme der Abströmung eines Leitrechens bei hohen Fließgeschwindigkeiten

### 5.5 Definition des Energieverlustbeiwertes

Der lokale Energieverlust an Leitrechen ist das Resultat von Reibungs-, Druck- und Wellenwiderständen, die zur Dissipation kinetischer Energie in Wärme führen. Er lässt sich durch den dimensionslosen Energieverlustbeiwert  $\xi_R$  beschreiben

$$\xi_R = \frac{\Delta h_R}{U_o^2 / (2g)} \quad (5.4)$$

Darin entsprechen  $\Delta h_R$  der lokalen Energieverlusthöhe am Leitrechen,  $U_o$  der mittleren Fließgeschwindigkeit oberstrom des Rechens und  $g$  der Erdbeschleunigung. Die Ener-

gieverlustrhöhe wird durch die Auswertung der verallgemeinerten Energiegleichung nach Bernoulli ermittelt

$$\Delta h_R = \xi_R \frac{U_o^2}{2g} = \left[ z_o + h_o + \frac{U_o^2}{2g} \right] - \left[ z_u + h_u + \frac{U_u^2}{2g} \right] \quad (5.5)$$

Darin sind:

$z_o, z_u$  Geodätische Höhendifferenz der Kanalsohle ober- und unterhalb des Rechens

$h_o, h_u$  Wassertiefen ober- und unterhalb des Rechens

$\frac{U_o^2}{2g}, \frac{U_u^2}{2g}$  Geschwindigkeitshöhen ober- und unterhalb des Rechens

Die Reibungsverluste zwischen den Messquerschnitten ober- und unterhalb des Rechens können aufgrund der kurzen Fließstrecke vernachlässigt werden (Meusburger 2002). Die Formulierung von Gl. (5.5) entspricht grundsätzlich der für Einlaufrechen gebräuchlichen Form. Davon abweichend wird die Referenzgeschwindigkeit nicht in der Rechenebene, sondern in der ungestörten Zuströmung oberstrom des Leitrechens senkrecht zur Kanalachse bestimmt. Diese Methodik ist begründet durch die im vorhergehenden Abschnitt erläuterten, stark heterogenen Strömungsbedingungen im Nahbereich von Leitrechen. Die Lokalisierung des ungestörten Bereiches erfolgt durch visuelle Analyse der Strömung und Beurteilung der aufgenommenen Wasserspiegelprofile und wird im Unterwasser auf analoge Weise durchgeführt. Beispielhaft illustriert Abbildung 5.7 das Vorgehen. Im Nahbereich des Rechens (grau markiert) ist die Strömung nicht homogen und beinhaltet Stau- und Senkenbereiche. In den Bereichen I (oberstrom) und II (unterstrom) des Rechens lässt sich die Wasseroberfläche als weitgehend ungestört einstufen. Deshalb wird die Differenz der Wassertiefen mittels der in den Bereichen I und II gemessenen, mittleren Wasserspiegellagen berechnet.

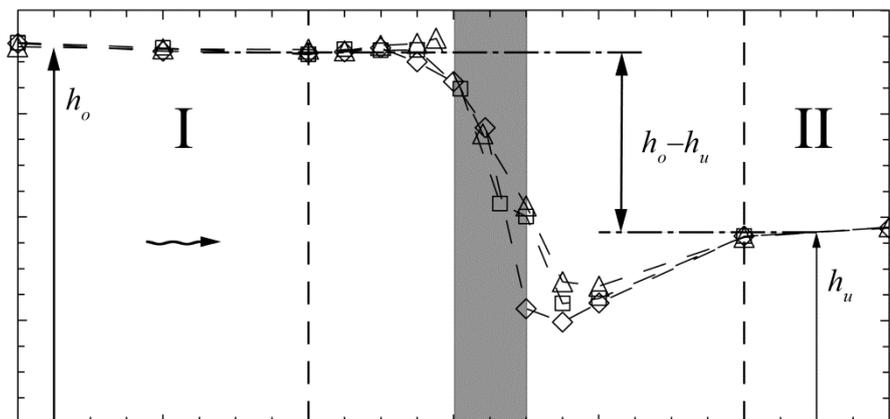


Abbildung 5.7 Ermittlung der Wassertiefendifferenz  $h_o - h_u$  in den ungestörten Strömungsbereichen I und II, Rechenbereich grau markiert

Aus den gemessenen Wassertiefen  $h_o$  und  $h_u$ , dem Durchfluss  $Q$  und dem Abflussquerschnitt  $A$  lassen sich schliesslich die mittleren Fließgeschwindigkeiten  $v_o$  und  $v_u$  und damit die entsprechenden Geschwindigkeitshöhen berechnen (Gl. 5.6) zu

$$\frac{U_o^2}{2g} = \frac{(Q/A_o)^2}{2g} \quad \text{und} \quad \frac{U_u^2}{2g} = \frac{(Q/A_u)^2}{2g} \quad (5.6)$$

## 5.6 Modelleffekte

### 5.6.1 Einleitung

Zur Bestimmung der lokalen Energieverluste wurden Leitrechen unterschiedlicher Konfiguration in einem Versuchskanal getestet. Zum einen waren diese gegenüber dem Prototyp massstäblich verkleinert und zum anderen wurde nur ein Teilbereich einer Rechenanlage nachgebildet. Ein solcher Versuchsaufbau wird als Ausschnittmodell bezeichnet und gewährleistet nicht a priori die verzerrungsfreie Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf Prototypbedingungen (Abschnitt 4.1.5). Um mögliche Skalierungs- und Modelleffekte auszuschliessen oder zu quantifizieren, wurden Referenzversuche im Prototypmassstab und mit unterschiedlichen Abflussquerschnitten durchgeführt.

### 5.6.2 Einfluss der geometrischen Skalierung

Die hydraulischen Modellversuche wurden in den geometrischen Massstäben  $\lambda = 1$  und 2 durchgeführt (Abbildung 5.8). Zur Bestimmung allfälliger Massstabeffekte werden die Ergebnisse der Versuche in beiden Massstäben verglichen. Abbildung 5.9 zeigt für drei Leitrechenkonfigurationen mit identischem Rechenwinkel  $\alpha = 45^\circ$  und variierten Rechenstabwinkeln  $\beta = 90^\circ$ ,  $67.5^\circ$  und  $45^\circ$  die ermittelten Energieverlustbeiwerte, aufgetragen gegen die Reynolds- und Froude-Zahl. Diese zeigen im gesamten Abflussbereich gute Übereinstimmung  $\leq 10\%$  für die Konfigurationen mit  $\beta = 45^\circ$  und  $90^\circ$ . Bei der Konfiguration mit  $\beta = 67.5^\circ$  werden bei kleinen Fließgeschwindigkeiten mit  $R \leq 1.5 \times 10^5$  Abweichungen bis zu 20% zum unskalierten Aufbau festgestellt. Allerdings nähern sich auch bei dieser Konfiguration die Verlustbeiwerte mit steigendem  $R$  an und reduzieren sich für  $R \geq 2.5 \times 10^5$  auf maximal 8%.

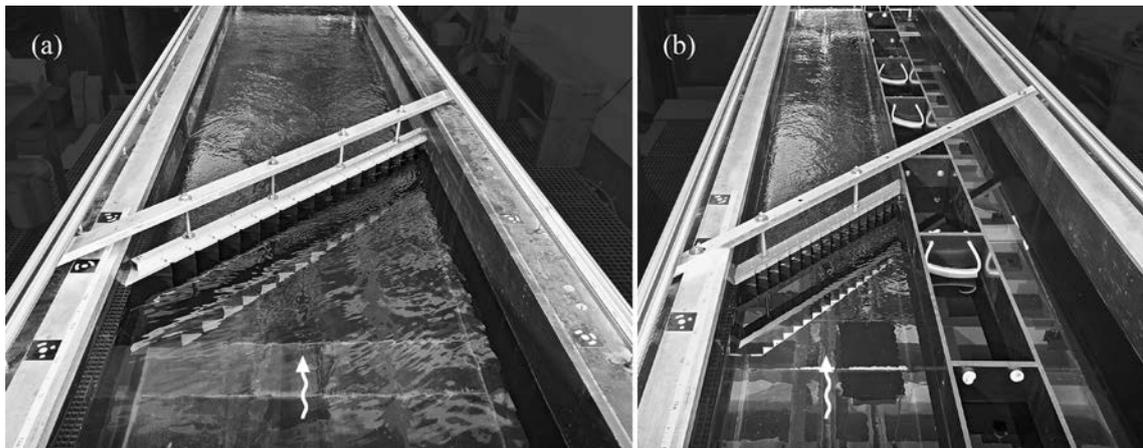


Abbildung 5.8 Leitrechenanströmung im Massstab  $\lambda =$  (a) 1, (b) 2 mit der Rechenkonfiguration  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

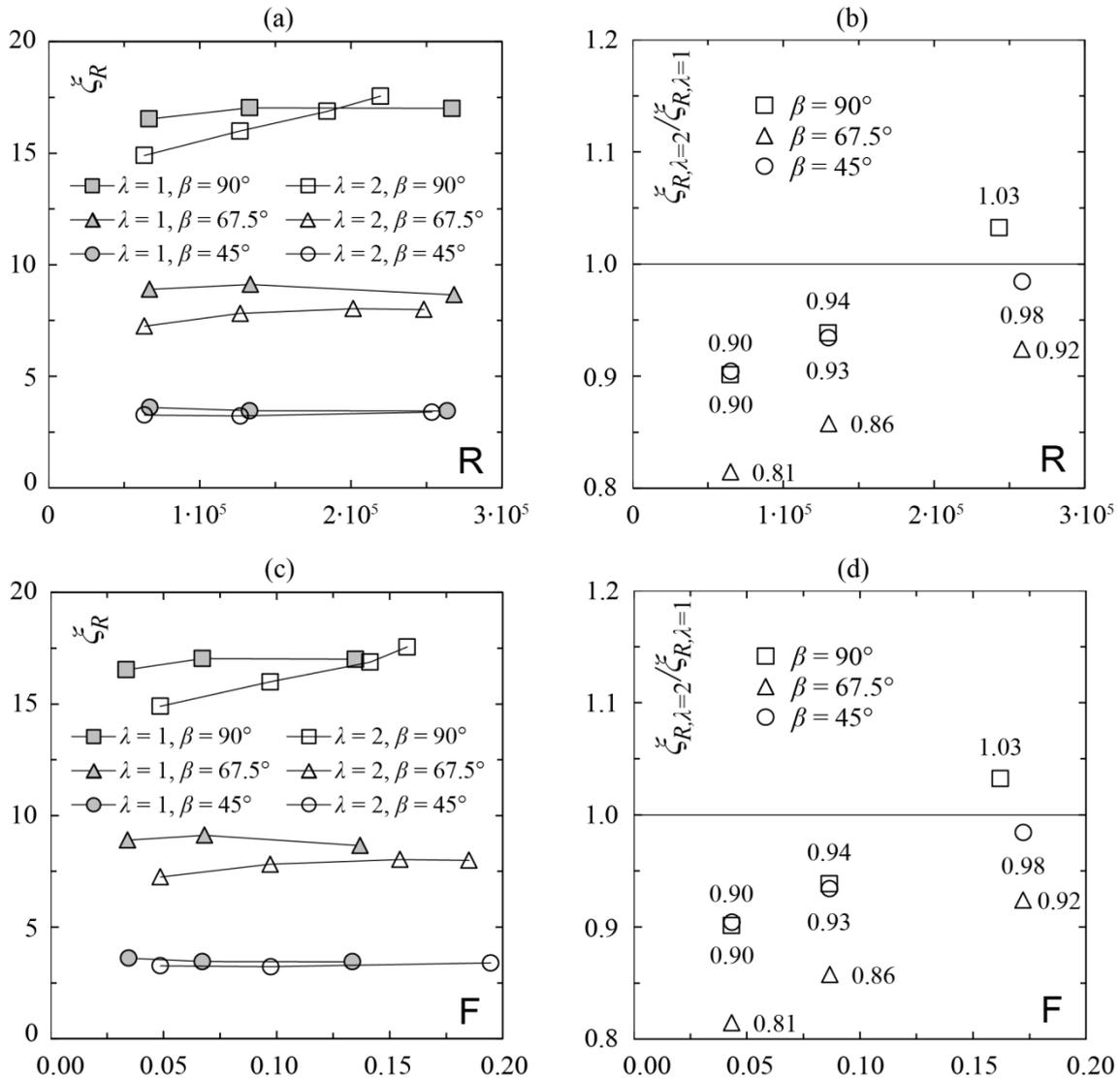


Abbildung 5.9 (a), (c) Verlustbeiwerte  $\xi_R$  von Leitreechen mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\sigma = 0.17$  und  $\beta = 45^\circ$ ,  $67.5^\circ$  und  $90^\circ$  in Abhängigkeit von  $R$  und  $F$  in den Massstäben  $\lambda = 1$  und  $2$  (b), (d) Prozentuale Abweichung der Verlustbeiwerte in Abhängigkeit von  $R$  und  $F$

### 5.6.3 Einfluss der Abflusstiefe

Im Abschnitt 4.1.5 wird der im Zusammenhang mit der Ermittlung von Energieverlusten an Einlaufreechen im physikalischen Modell diskutierte Einfluss des Verhältnisses aus der Wassertiefe und der Stabdicke  $h_o/s$  im Hinblick auf den Wellenwiderstand erläutert. Es wird davon ausgegangen, dass bei Werten von  $h_o/s \geq 60$  der Einfluss der Wassertiefe auf den Energieverlustbeiwert für unterschiedliche Froude-Zahlen vernachlässigbar klein ist. Diese Annahme beruht allerdings auf der Auswertung von Widerstandsbeiwerten in Versuchen an schräg angeströmten Einlaufreechen und Rechen mit kreiszylindrischen Stäben. Von einer direkten Übertragbarkeit auf das vorliegende Problem ist nicht auszugehen. Aus diesem Grund wurden systematische Versuche mit

identischen Rechenkonfigurationen und hydraulischen Bedingungen, aber unterschiedlichen Wasserspiegellagen durchgeführt und die Ergebnisse verglichen (Abbildung 5.10).

In einer ersten Versuchsserie wurden die Energieverlustbeiwerte an unskalierten Rechenkonfigurationen mit  $\lambda = 1$  und  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\sigma = 0.17$ ,  $\beta = 45^\circ, 67.5^\circ, 90^\circ$  für  $h_o/s = 10, 20$  und  $40$  ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.11 dargestellt. Auffällig ist, dass nur für sehr kleine relative Abflusstiefen  $h_o/s = 10$  ein markanter Einfluss sowohl durch  $R$  als auch  $F$  nachgewiesen werden kann. Dieser wiederum nimmt stark mit der Abnahme des Stabwinkels ab. Bei der Leitrechenkonfiguration mit  $\beta = 45^\circ$  besitzt die Wassertiefe bei der Ermittlung der Energieverluste keinen nachweisbaren Einfluss im Modell.

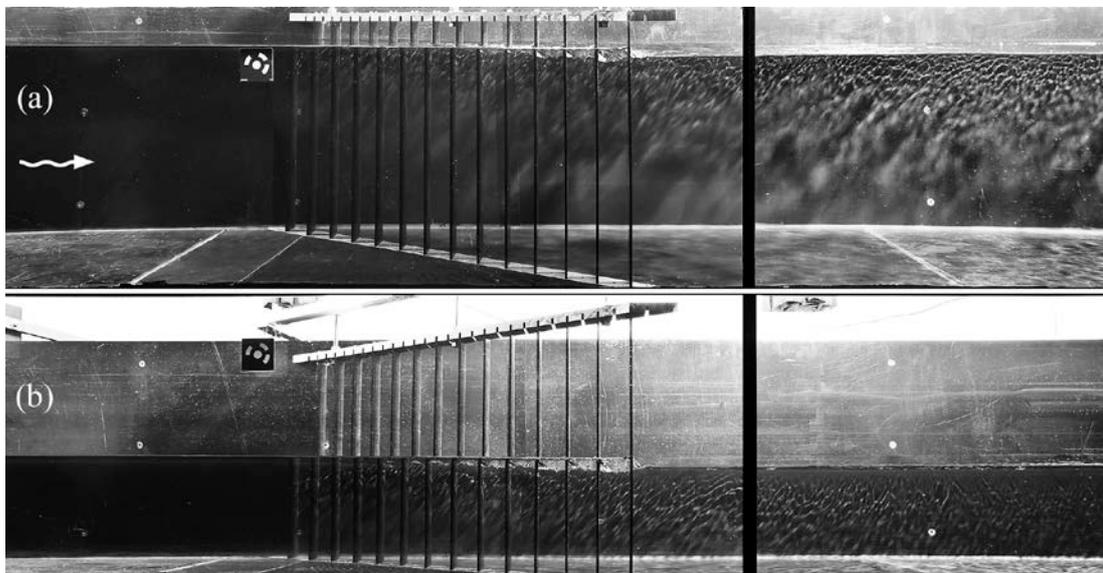


Abbildung 5.10 Vergleich relative Abflusstiefen  $h_o/s =$  (a) 80, (b) 40; Versuch mit Massstabsfaktor  $\lambda = 2$  und Rechenkonfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\sigma = 0.08$ ,  $\beta = 90^\circ$  bei  $U_o =$  (a)&(b) 0.14 m/s

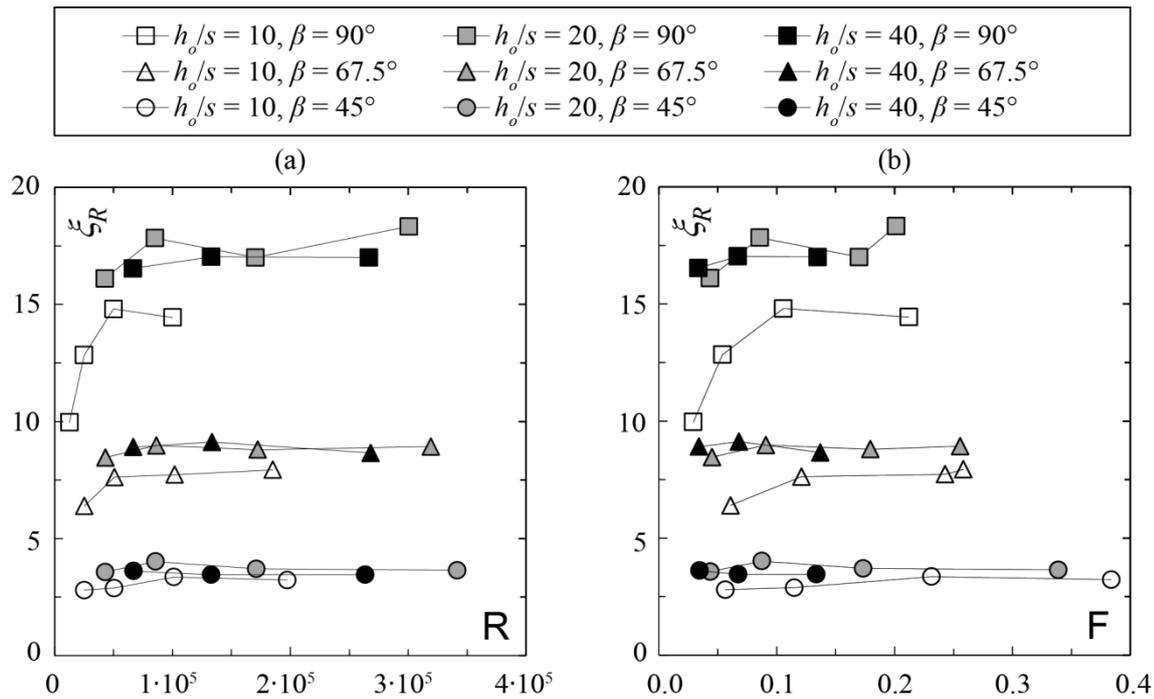


Abbildung 5.11 Einfluss der relativen Wassertiefen  $h_o/s = 10, 20$  und  $40$  auf den Verlustbeiwert  $\zeta_R$ , aufgetragen gegen (a)  $R$  und (b)  $F$  für Rechenkonfigurationen mit  $\alpha = 45^\circ, \sigma = 0.17, \beta = 45^\circ, 67.5^\circ$  und  $90^\circ$  im Versuch mit  $\lambda = 1$

Während bei den Versuchen am unskalierten Rechen unterschiedliche Stabwinkel untersucht wurden, erfolgte in einer zweiten Versuchsserie im Massstab  $\lambda = 2$  die Auswertung des Einflusses der relativen Abflusstiefe für verschiedene Rechenwinkel ( $\alpha = 45^\circ, 30^\circ, 15^\circ$ ) und Stababstände ( $\sigma = 0.17, 0.08, 0.04$ ) bei gleichbleibendem Stabwinkel. Ferner wurde der Variationsbereich auf  $h_o/s = 20, 40$  und  $80$  erweitert. Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 5.12 dargestellt. Anders als in den vorangegangenen Versuchen wird auch für eine relative Abflusstiefe von  $h_o/s = 20$  eine deutliche Abhängigkeit sowohl von der Reynolds- als auch der Froude-Zahl festgestellt. Erst für  $h_o/s \geq 40$  treten keine markanten Abweichungen der Messwerte auf. Es wird ferner deutlich, dass der Stababstand einen massgebenden Einfluss auf den Wellenwiderstand hat. Beim kleinsten Stababstand ( $\sigma = 0.17$ ) sind die Unterschiede zwischen den für unterschiedliche relative Abflusstiefen ermittelten Verlustbeiwerten stark, während sie beim grössten untersuchten Stababstand ( $\sigma = 0.04$ ) schwach ausgeprägt oder nicht nachweisbar sind.

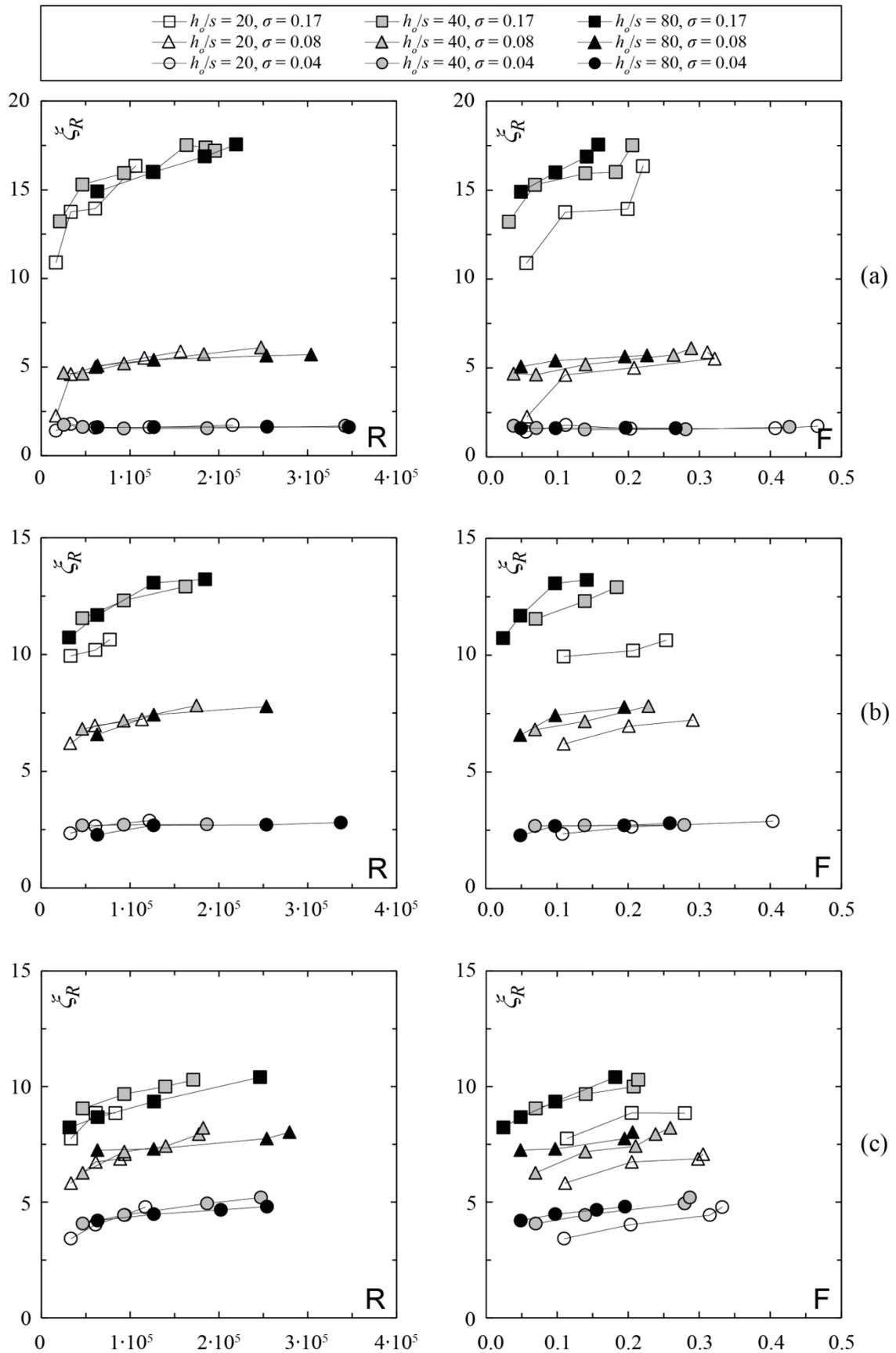


Abbildung 5.12 Einfluss der relativen Wassertiefen  $h_o/s = 20, 40$  und  $80$  auf den Verlustbeiwert  $\zeta_R$  aufgetragen gegen  $R$  und  $F$  für Rechenkonfigurationen mit  $\beta = 90^\circ$ ,  $\sigma = 0.17, 0.08, 0.04$  und  $\alpha =$  (a)  $45^\circ$ , (b)  $30^\circ$ , (c)  $15^\circ$  im Versuch mit  $\lambda = 2$

#### 5.6.4 Einfluss des Abflussquerschnittes

Im Ausschnittmodell des Leitrechens wird ein repräsentativer Teil des Prototyprechens nachgebildet und untersucht. Der Abflussquerschnitt, der im Modell ein Seitenverhältnis von  $h_o:W = 0.8:1$  besitzt, ist gegenüber Prototypverhältnissen mit typischen  $h_o:W$ -Verhältnissen zwischen  $0.1 - 0.3:1$  sehr kompakt. Diese räumliche Begrenzung des Untersuchungsbereiches kann dazu führen, dass die Strömungsprozesse im Modell nicht vollständig die Naturverhältnisse widerspiegeln. Insbesondere eine Verzerrung der stark räumlich verteilten Abströmung unterstrom der Rechen ist nicht auszuschliessen (Abbildung 5.6). Aus diesem Grund wurden Vergleichsmessungen mit zwei verschiedenen Abflussquerschnitten für die Leitreckenkonfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$  durchgeführt. Variiert wurde dabei lediglich die Abflussbreite, während Abflusstiefe und Fliessgeschwindigkeit beibehalten wurden (Abbildung 5.13).

Abbildung 5.14a zeigt das Ergebnis der Versuche mit der Standardabflussbreite im 1:2-Versuch von  $W1 = 0.5$  m und dem erweiterten Abflussquerschnitt mit der Abflussbreite  $W2 = 1.0$  m und dem resultierenden Seitenverhältnis  $h_o:W2 = 0.4:1$ . Die Verlustbeiwerte beider Versuchsaufbauten sind für verschiedene Fliessgeschwindigkeiten, wiedergegeben durch die Reynolds-Zahlen in der ungestörten Anströmung, dargestellt. Sie zeigen eine gute Übereinstimmung, die in Abbildung 5.14b als die prozentuale Abweichung der Verlustbeiwerte für verschiedene Reynolds-Zahlen angegeben ist und 5% nicht überschreitet. Tendenziell werden im Modell mit grösserer Abflussbreite höhere Verlustbeiwerte ermittelt. Dieses Ergebnis lässt sich bei Betrachtung der relativen Entfernung der Messpunkte vom Rechen interpretieren, die mit zunehmender Kanalbreite näher am durch den Rechen gestörten Strömungsbereich liegen. In Abbildung 5.15 sind die Verläufe der Wasserspiegellagen für (a)  $W2 = 1.0$  m und (b)  $W1 = 0.5$  m dargestellt. Es wird deutlich, dass sich im Fall (a) der Wasserspiegel unterstrom vom Rechen auch am letzten Messpunkt noch nicht vollständig horizontal ausgerichtet hat und zu hohe Verluste gemessen werden.

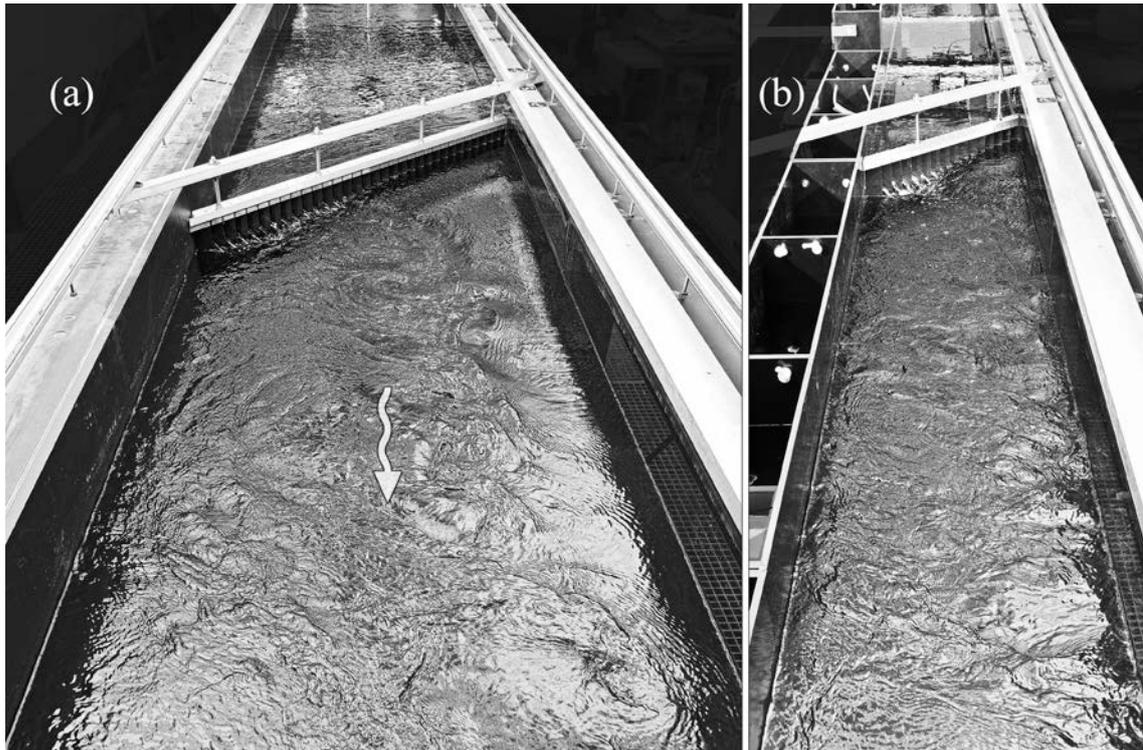


Abbildung 5.13 Abströmung mit Kanalbreite (a)  $W2 = 1$  m, (b)  $W1 = 0.5$  m für Leitrechenkonfiguration  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$ ,  $\sigma = 0.17$  bei  $R = 1.25 \times 10^5$

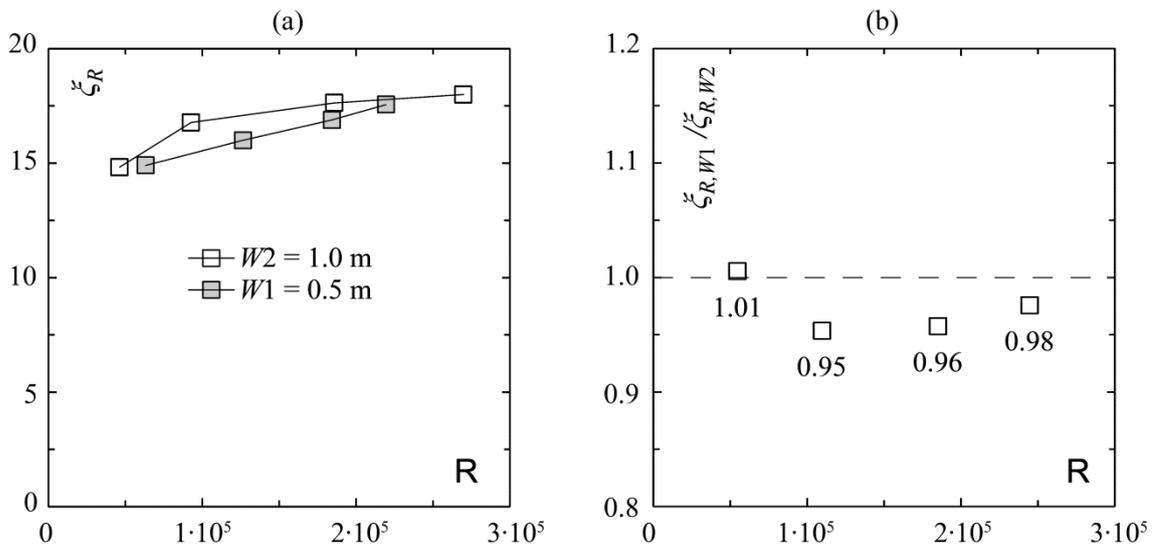


Abbildung 5.14 (a) Einfluss der Kanalbreite auf den Verlustbeiwert  $\zeta_R$  aufgetragen gegen die Reynolds-Zahl  $R$  für zwei Abflussbreiten  $W1$  und  $W2$  und die entsprechenden Seitenverhältnissen von  $h_o:W_i = 0.8:1$  resp.  $0.4:1$ , (b) Verhältnis der für die Abflussbreiten  $W1$  und  $W2$  ermittelten Verlustbeiwerte aufgetragen gegen die Reynolds-Zahl  $R$

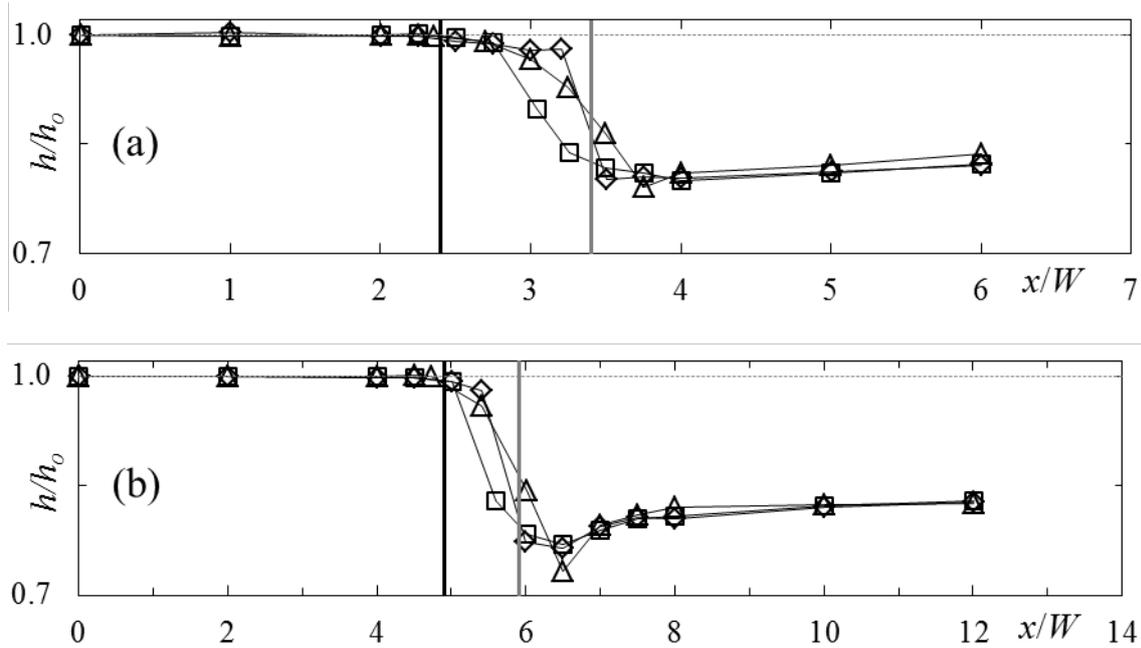


Abbildung 5.15 Verlauf der relativen Wasserspiegellagen  $h/h_0$  in Abhängigkeit des relativen Fließweges  $x/W$  mit Kanalbreite (a)  $W2 = 1$  m, (b)  $W1 = 0.5$  m für Leitrechenkonfiguration  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$ ,  $\sigma = 0.17$  bei  $R = 1.25 \times 10^5$  mit Positionen des ersten (—) und letzten (---) Rechenstabes

### 5.6.5 Zusammenfassung Modelleffekte

Anhand von insgesamt 78 Versuchen wurden die Modelleinflüsse in Hinblick auf die Skalierung, die Abflusstiefe und den Modellausschnitt untersucht. Dies beinhaltete Versuchsreihen mit den Skalierungsfaktoren  $\lambda = 1$  und 2, den Abflusstiefen  $h_0/s = 20$ , 40 und 80 und zwei Kanalbreiten  $W1 = 0.5$  und  $W2 = 1.0$  m.

*Skalierungseinflüsse:* Signifikante Abweichungen für den skalierten Rechenaufbau wurden lediglich für die Rechenkonfiguration mit einem Rechenwinkel von  $67.5^\circ$  bei Reynolds-Zahlen von  $R \leq 1.5 \times 10^5$  festgestellt. In diesem Bereich unterschreiten die Messwerte am skalierten Modell die des Referenzaufbaues um bis zu 19%, während bei den Konfigurationen mit  $45^\circ$  bzw.  $90^\circ$  Rechenwinkel maximale Abweichungen von nur 10% im unteren Reynolds-Zahl Bereich gemessen wurden. Für alle Konfigurationen besteht zudem der Trend zur Annäherung der Energieverlustbeiwerte mit steigender Reynolds-Zahl. Erreicht letztere Werte zwischen 2 bis  $2.5 \times 10^5$ , betragen die Abweichungen maximal 8 und minimal 2%. Aus diesem Grund wurden bei der Auswertung der Energieverlustbeiwerte nur Messwerte aus dem Bereich  $R = 2$  bis  $2.5 \times 10^5$  berücksichtigt.

*Einfluss der Abflusstiefe:* Die Auswertung des Einflusses verschiedener Abflusstiefenverhältnisse  $h_o/s$  bestätigte die im Zusammenhang mit der Umströmung von kreiszylindrischen und schräg angeströmten Rechen gefundene Abhängigkeit von der Reynolds-Zahl (Abschnitt 4.1.5). Während die Literaturangaben aber einen Mindestwert für  $h_o/s \geq 60$  empfehlen, wurden bei dem Prozess der Leitrechendurchströmung bereits bei  $h_o/s \geq 40$  praktisch keine Abweichungen festgestellt. Die Hauptuntersuchung wurden deshalb wie geplant mit einer relativen Abflusstiefe  $h_o/s = 80$  durchgeführt.

*Einfluss des Abflussquerschnittes:* Schliesslich liess sich nachweisen, dass die Kanalbreite nur marginalen Einfluss auf die Versuchsergebnisse ausübt. Im Auswertungsbereich von  $R = 2$  bis  $2.5 \times 10^5$  unterschreiten die gemessenen Energieverluste bei skaliertem Kanalbreite die der vollen um lediglich 2% bis 4%. Sämtliche Hauptversuche wurden aus diesem Grund mit der Kanalbreite  $W_1 = 0.5$  m durchgeführt.

## 5.7 Resultate

### 5.7.1 Darstellung des Energieverlustbeiwertes

Der Energieverlustbeiwert  $\xi_R$  des Leitreechens ist ein dimensionsloser Parameter, der die Beschreibung der Energieverlusthöhe unabhängig von der mittleren Anströmungsgeschwindigkeit erlaubt. Er ist eine Funktion der oben beschriebenen Parameter

$$\xi_R = f[\sigma, \alpha, \beta, \varepsilon, \kappa, K] \quad (5.7)$$

Massgebend für den lokalen Energieverlust und in der praktischen Anwendung von zentraler Bedeutung sind darin der dimensionslose Stababstand  $\sigma$ , der horizontale Rechenwinkel  $\alpha$  und der Stabwinkel  $\beta$ . Diese drei *Hauptparameter* kennzeichnen die grundlegenden, geometrischen Eigenschaften von Leitreechen und sind die primären Kenngrössen für ihre Energiehöhenverluste. Aus ihnen lässt sich der *Basisverlustbeiwert*  $\xi_B$  berechnen, der entsprechend der baulichen Ausbildung des Leitreechens durch die *Verlustfaktoren*  $C_i$  erweitert wird. Dabei quantifiziert der Verlustfaktor  $C_L$  den Einfluss der Stabtiefe, der Verlustfaktor  $C_S$  den Einfluss der Stabform und der Verlustfaktor  $C_\kappa$  den der Eintauchtiefe. Der Energieverlustbeiwert wird als Produkt des Grundverlustbeiwertes und der Verlustfaktoren gebildet mit

$$\xi_R = \xi_B \cdot C_L \cdot C_S \cdot C_\kappa \quad (5.8)$$

## 5.7.2 Einfluss der Rechenparameter auf den Verlustbeiwert

### 5.7.2.1 Basisverlustbeiwert $\xi_B$

Der Basisverlustbeiwert  $\xi_B$  wurde, wie oben beschrieben, durch die Auswertung der Versuchsergebnisse für die Hauptparameter  $\sigma$ ,  $\alpha$  und  $\beta$  bestimmt. Er lässt sich demnach definieren als

$$\xi_B = f[\sigma, \alpha, \beta] \quad (5.9)$$

Die Ergebnisse der Versuche zur Variation der Hauptparameter sind in den Abbildungen 5.18 bis 5.20 dargestellt. Sie zeigen, dass eine separate Betrachtung dieser Parameter infolge gegenseitiger Beeinflussung nicht möglich ist. Drei grundlegende Zusammenhänge können allerdings separat abgeleitet werden:

- A Mit der Abnahme von  $\sigma$  und damit der Vergrößerung des axialen Stababstandes  $B$  erfolgt immer eine Abnahme von  $\xi_B$ , da sich die freie Rechenfläche vergrößert (Abbildung 5.16 und 5.18).
- B Mit der Abnahme von  $\alpha$  erfolgt immer eine Abnahme von  $\xi_B$ , da sich die Gesamtflächen vergrößert und damit die mittlere Geschwindigkeit in der Rechenebene ebenfalls. Eine Ausnahme bilden die Versuche mit grossen Stababständen ( $\sigma = 0.04$ ), da hier mit der Abnahme des Rechenwinkels die auf die Kanalabflussfläche projizierte Überlappung der Rechenstäbe zunimmt (Abbildung 5.19).
- C Mit der Abnahme von  $\beta$  erfolgt immer eine Abnahme von  $\xi_B$ , da die Strömungsumlenkung weniger stark ausgeprägt ist (Abbildung 5.20). Die Wiederausrichtung der Strömung unterstrom vom Leitreechen erfolgt schneller und es werden kleinere Rezirkulationszonen beobachtet (Abbildung 5.17).

Basierend auf der Auswertung der Näherungskurven für jede Versuchskonfiguration lässt sich der Basisverlust durch folgende Funktion ausdrücken

$$\xi_B = \xi_{\alpha, \sigma} \cdot \xi_{\beta, \sigma} = 245 \left[ 0.0275 + (\sigma - 0.0815) \left( \frac{\alpha}{90^\circ} \right) \right] \left( \frac{\beta}{90^\circ} \right)^{5\sigma^{0.44}} \quad (5.10)$$

$\xi_B$  berücksichtigt demnach die Einflüsse der Rechen- und Stabausrichtung separat durch Einführung der Teilverlustbeiwerte  $\xi_{\alpha, \sigma}$  und  $\xi_{\beta, \sigma}$ . Nachfolgend werden die Zusammenhänge unter Berücksichtigung der Wechselwirkung der Parameter erklärt und diskutiert.

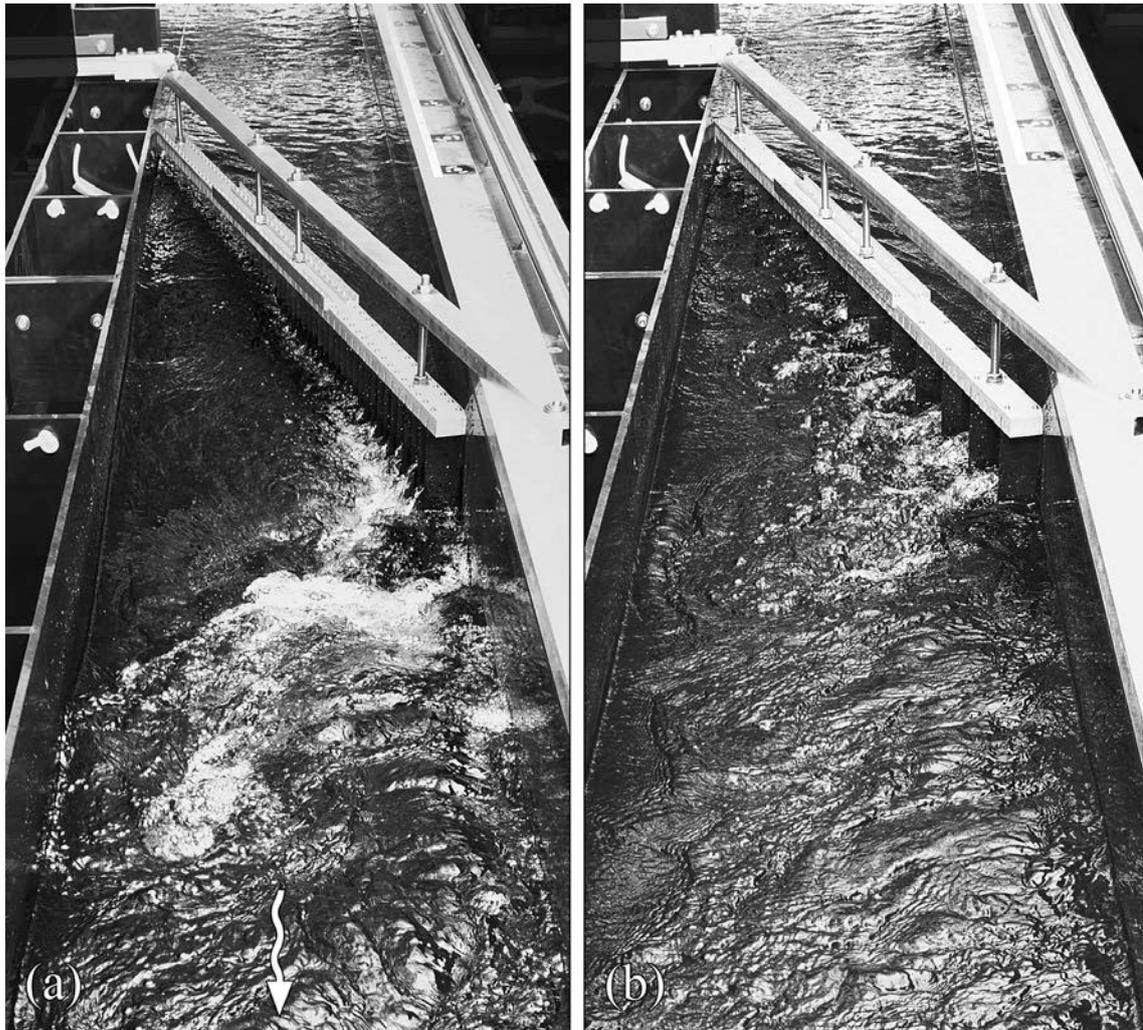


Abbildung 5.16 Strömungsverhältnisse unterstrom von Leitrechen mit  $\sigma =$  (a) 0.17, (b) 0.04 bei  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$

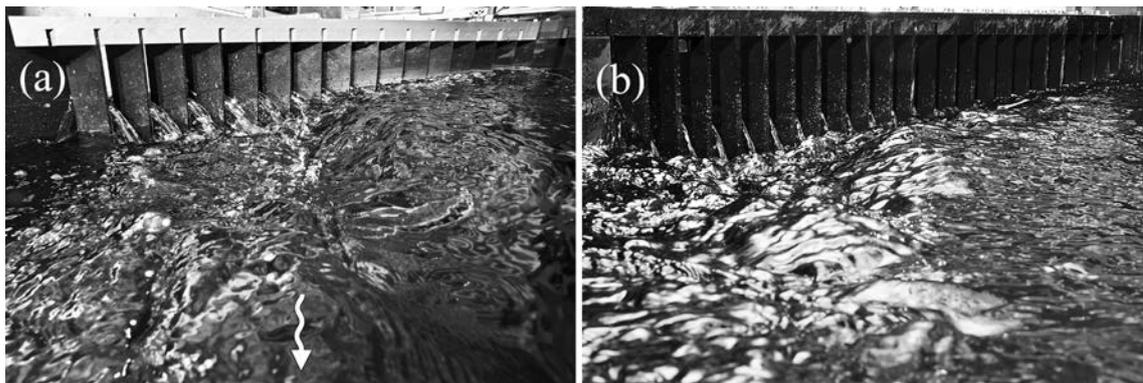


Abbildung 5.17 Strömungsverhältnisse unterstrom von Leitrechen mit  $\beta =$  (a)  $90^\circ$ , (b)  $45^\circ$  bei  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\sigma = 0.17$

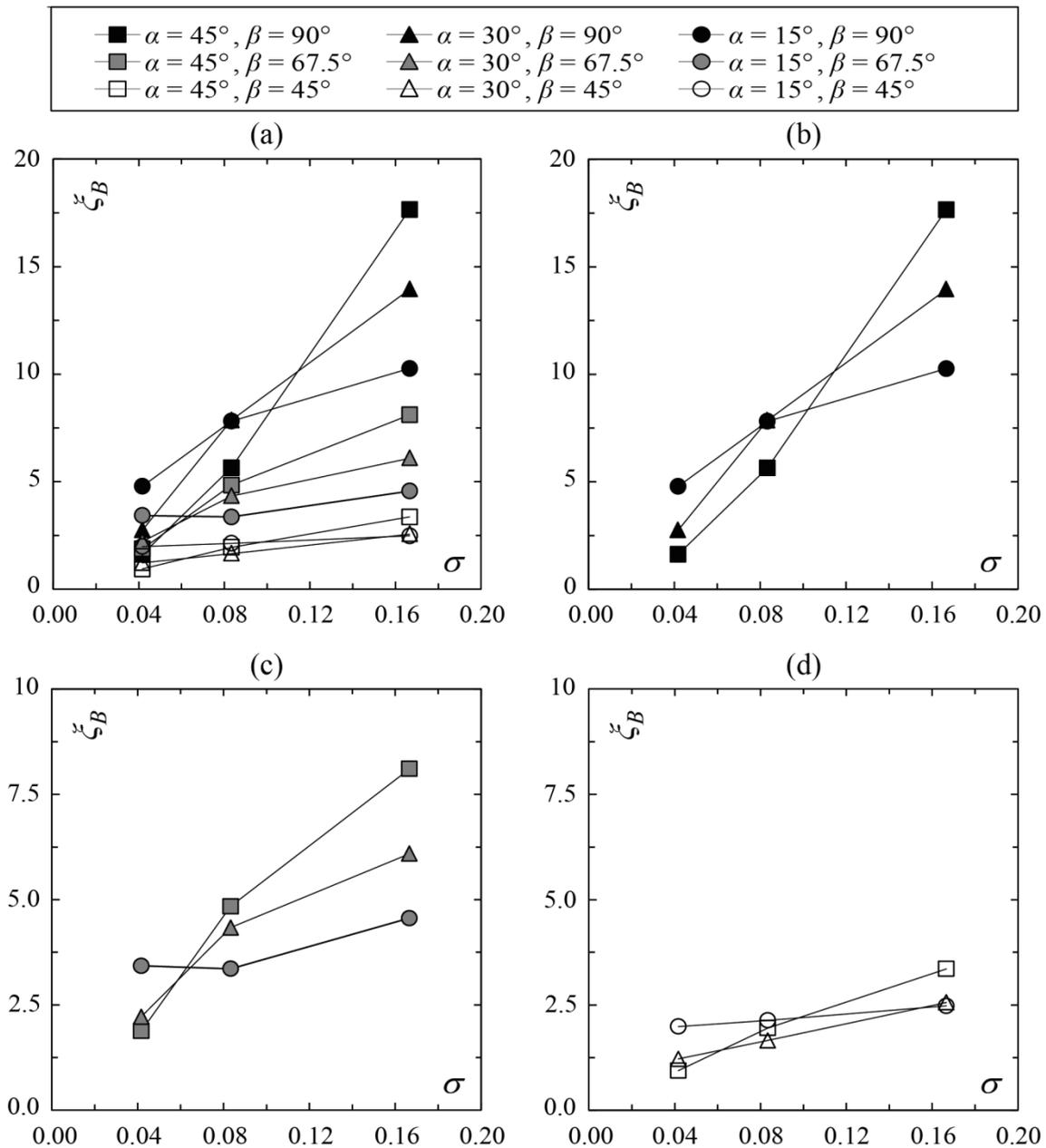


Abbildung 5.18 Basisverlustbeiwerte  $\zeta_B$  in Abhängigkeit vom dimensionslosen Stababstand  $\sigma$  für (a) alle Hauptversuchskonfigurationen und separat dargestellt für (b)  $\beta = 90^\circ$ , (c)  $\beta = 67.5^\circ$ , (d)  $\beta = 45^\circ$

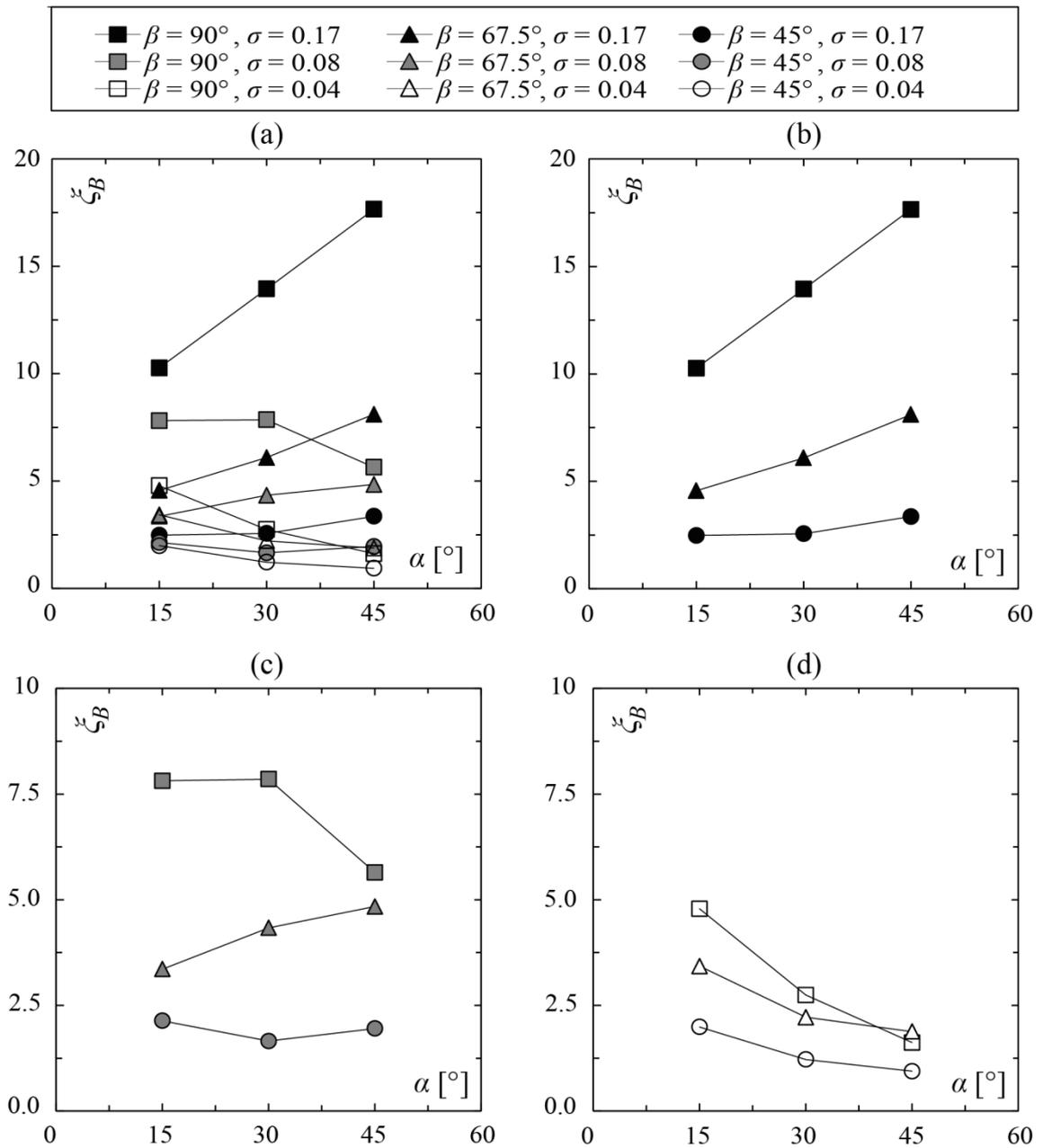


Abbildung 5.19 Basisverlustbeiwerte  $\xi_B$  in Abhängigkeit vom Rechenwinkel  $\alpha$  für (a) alle Hauptversuchskonfigurationen und separat dargestellt für (b)  $\sigma = 0.17$ , (c)  $\sigma = 0.08$ , (d)  $\sigma = 0.04$

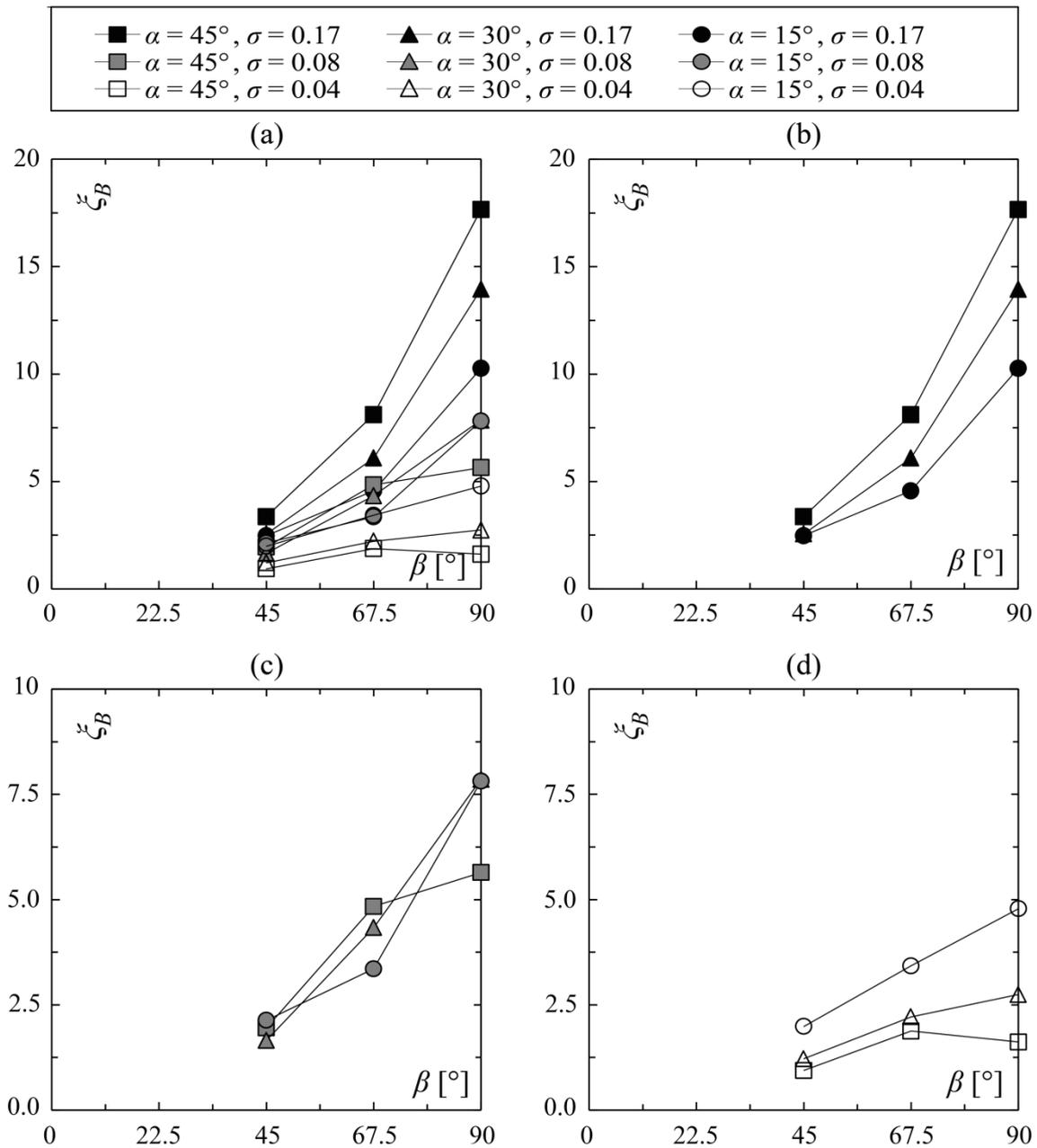


Abbildung 5.20 Basisverlustbeiwerte  $\xi_B$  in Abhängigkeit vom Stabwinkel  $\beta$  für (a) alle Hauptversuchskonfigurationen und separat dargestellt für (b)  $\sigma = 0.17$ , (c)  $\sigma = 0.08$ , (d)  $\sigma = 0.04$

### Teilverlustbeiwert des Rechenwinkels und des Stababstandes $\xi_{\alpha,\sigma}$

Der Teilverlustbeiwert  $\xi_{\alpha,\sigma}$  des Basisverlustbeiwertes  $\xi_B$  beträgt

$$\xi_{\alpha,\sigma} = 245 \left[ 0.0275 + (\sigma - 0.0815) \left( \frac{\alpha}{90^\circ} \right) \right] \quad (5.11)$$

Nach Abbildung 5.21a ist die Abnahme von  $\xi_{\alpha,\sigma}$  für stumpfe  $\alpha$  stark und nimmt mit spitzer werdenden  $\alpha$  ab. So führt z.B. die Vergrößerung des axialen Rechenstababstands von 6 auf 24 cm ( $\sigma = 0.17$  resp. 0.042) bei  $\alpha = 45^\circ$  und  $\beta = 90^\circ$  zur Verringerung von  $\xi_{\alpha,\sigma}$  um den Faktor 7. Für  $\alpha = 15^\circ$  erfolgt die Verringerung unter gleichen Bedingungen nur um den Faktor 2. Der Einfluss von  $\alpha$  auf  $\xi_{\alpha,\sigma}$  ist weniger stark ausgeprägt (Abbildung 5.21b). Für das gleiche Beispiel der Leitreechenkonfiguration mit einem Stabwinkel von  $\beta = 90^\circ$  führt eine Verringerung von  $\alpha = 45^\circ$  auf  $15^\circ$  bei identischem  $\sigma = 0.17$  nur zu einer Reduktion von  $\xi_{\alpha,\sigma}$  um den Faktor 1.7. Die beiden oben beschriebenen Effekte führen dazu, dass Leitreechen mit stumpfen Rechenwinkeln stark von einer Vergrößerung des Stababstands profitieren, während dies bei im spitzen Winkel schräg angeordneten Rechen nicht der Fall ist. Tatsächlich verursachen Letztere nur bei geringen Stababständen einen kleineren Energieverlustbeiwert.

In Abbildung 5.21 ist der Anteil des durch die Effekte von  $\sigma$  und  $\alpha$  bedingten Energieverlustbeiwerts wiedergegeben. Beide Parameter tragen in linearer Beziehung zur Energieverlustentstehung bei und modifizieren die vor dem Klammerausdruck stehende Proportionalitätskonstante mit dem Wert 245. Der  $\alpha$ -Term wird mit abnehmendem  $\alpha$  kleiner, spiegelt somit also die Reduktion des Verlustbeiwerts mit Zunahme der Rechenfläche wider. Gleiches gilt für den  $\sigma$ -Term; mit wachsendem Stababstand wird der Grundverlust linear verringert. Zusätzlich markiert dieser Term auch den Umschlagpunkt für den Einfluss von  $\alpha$ . Solange  $\sigma > 0.0815$  ist (dies entspricht einem axialen Stababstand von 12.3 cm), nimmt der Verlustbeiwert immer mit steigendem  $\alpha$  zu. Sinkt  $\sigma$  unter diesen Grenzwert, erfolgt die Abnahme des Verlustbeiwertes für grosse Rechenwinkel in grösserem Masse als für kleine Rechenwinkel (Abbildung 5.21a).

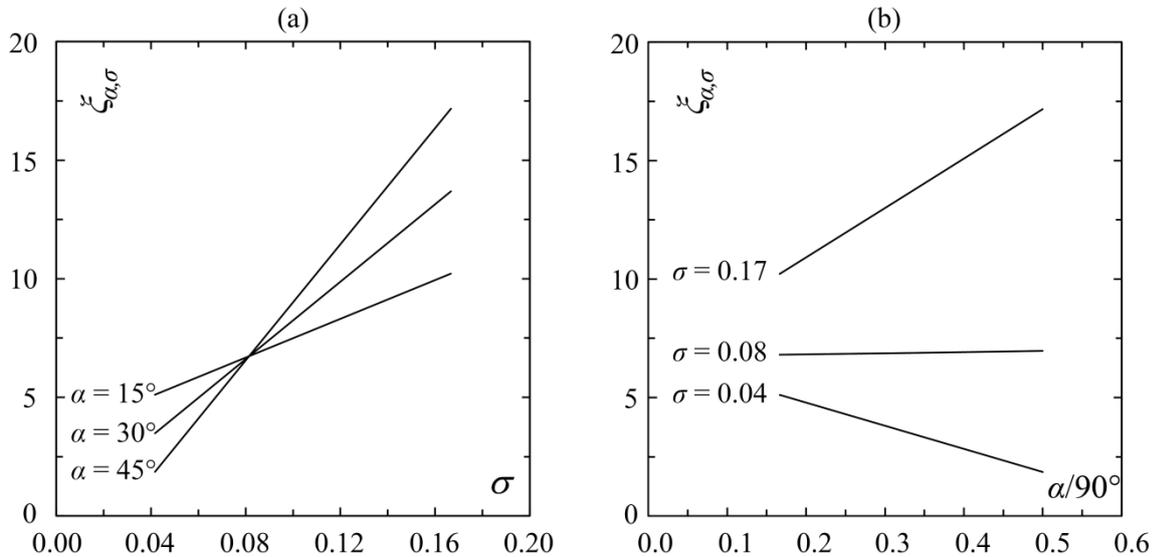


Abbildung 5.21 Teilverlustbeiwert  $\xi_{\alpha,\sigma}$  in Abhängigkeit von (a) dimensionslosem Stababstand  $\sigma$ , (b) Rechenwinkel  $\alpha/90^\circ$

### Teilverlustbeiwert des Stabwinkels $\xi_{\beta,\sigma}$

Der Teilverlustbeiwert  $\xi_{\beta,\sigma}$  nach Gl. (5.10) ist definiert zu

$$\xi_{\beta,\sigma} = \left( \frac{\beta}{90^\circ} \right)^{5\sigma^{0.44}} \quad (5.12)$$

Die Ergebnisse der Einzelauswertung des Teilverlustbeiwertes  $\xi_{\beta,\sigma}$  sind in Abbildung 5.22 dargestellt. Demnach erfolgt mit der Zunahme von  $\beta$  eine Potenzgesetz-Zunahme von  $\xi_{\beta,\sigma}$ , die für kleine Stababstände eine grössere Steigung besitzt als für grosse Stababstände (Abbildung 5.22a). Dieser Zusammenhang spiegelt sich in Abbildung 5.22b wider, in der der Exponent von  $\xi_{\beta,\sigma}$  separat dargestellt ist.

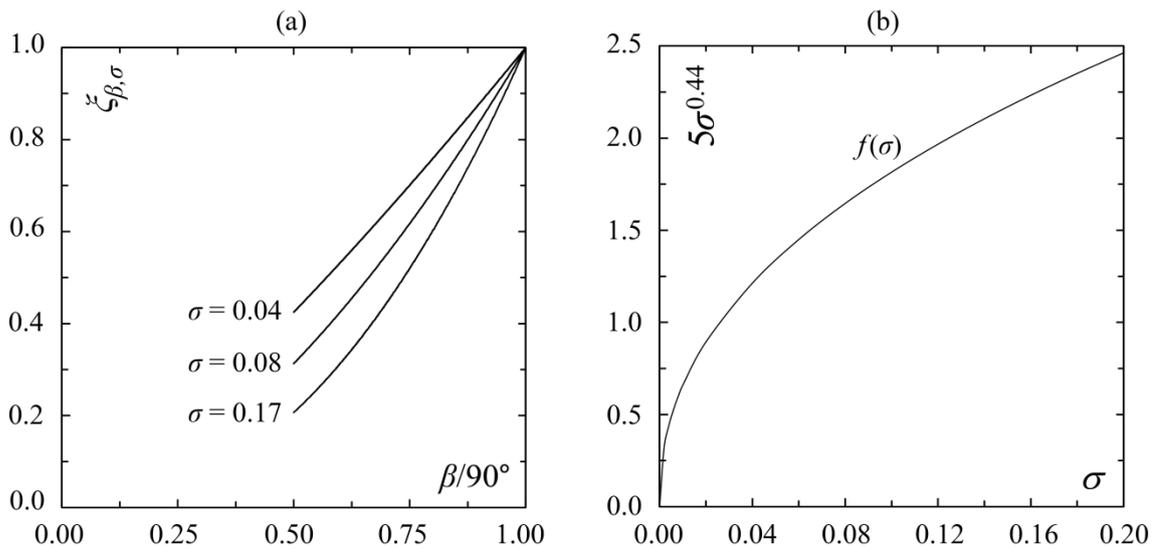


Abbildung 5.22 Teilverlustbeiwert  $\xi_{\beta,\sigma}$  in Abhängigkeit von (a) Rechenwinkel  $\beta/90^\circ$ , (b) Potenzfunktion  $5\sigma^{0.44}$  im  $\xi_{\beta,\sigma}$ -Term in Abhängigkeit von  $\sigma$

### 5.7.2.2 Verlustfaktoren $C_i$

Der Einfluss der Sekundärparameter Stabtiefe  $l$ , Eintauchtiefe  $\kappa$  und Stabform  $K$  wurde experimentell ausschliesslich an *Louver*-Konfigurationen bestimmt. Aus diesem Grund beschränkt sich ihr Geltungsbereich strikt nur auf diese Leitrechen. Die Anwendung der Berechnungsansätze auf klassische und modifizierte *Bar Racks* ist nur im Rahmen grober Abschätzungen empfohlen.

#### Verlustfaktor der Stabtiefe $C_L$

Die Variation der Stabtiefen erfolgte für Rechenkonfigurationen mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17, 0.08$  und  $0.04$ . In Ergänzung zur Basisstabtiefe wurden jeweils um 25% verjüngte resp. erweiterte Rechenstäbe untersucht. Das Verhältnis aus Basisstabtiefe zur modifizierten Stabtiefe  $\varepsilon$  ist in Abschnitt 5.2.2 definiert.

Abbildung 5.23 zeigt die Interpolationsergebnisse der Versuche. Danach steht  $C_L$  in linearer Abhängigkeit sowohl von  $\sigma$  als auch von  $\alpha$ , und erwartungsgemäss führen grössere Stabtiefen zur Erhöhung und kleinere zur Verringerung der Energieverlustbeiwerte. Allerdings sind beide Trends stark vom Rechenwinkel und vom Stababstand abhängig. Generell ist der Einfluss der Stabtiefe bei Leitrechen mit stumpfen Rechenwinkeln und grossen Stababständen stark ausgeprägt, während dies bei spitzen Rechenwinkeln mit geringem Stababstand nicht der Fall ist.

Es gilt nach den Versuchen

$$C_L = \varepsilon \left[ 1 + 9.4\sigma(1 - \varepsilon) - 3.8(1 - \varepsilon) \left( \frac{\alpha}{90^\circ} \right) \right] \quad (5.13)$$

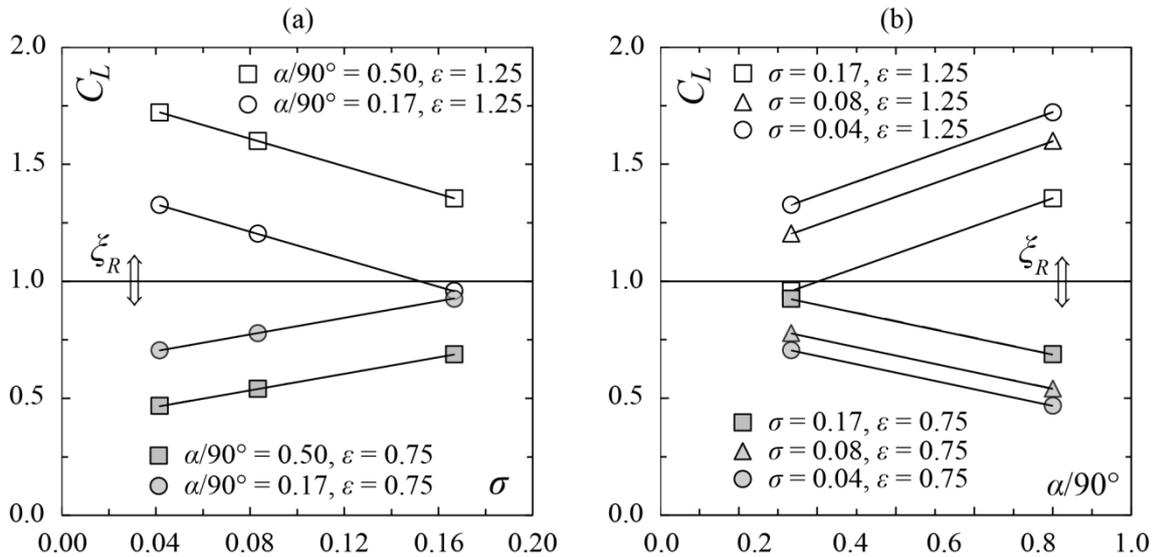


Abbildung 5.23 Stabtieffenverlustfaktor  $C_L$  in Abhängigkeit vom (a) dimensionslosen Stababstand  $\sigma$ , (b) Rechenwinkel  $\alpha/90^\circ$

### Verlustfaktor der Eintauchtiefe $C_\kappa$

Die Variation der Eintauchtiefen erfolgte ebenfalls nur für Rechenkonfigurationen mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17, 0.08$  und  $0.04$ . Es wurden relative Eintauchtiefen von  $\kappa = h_s/h_o = 1/3$  und  $2/3$  untersucht. Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 5.24 dargestellt. Danach nimmt  $C_\kappa$  mit abnehmender Eintauchtiefe ab, da der verbaute Fließquerschnitt kleiner wird (Abbildung 5.24a). Diese Abnahme wird exponentiell vom Stababstand  $\sigma$  beeinflusst und ist für geringere Stababstände stärker ausgeprägt als für grössere. Der Rechenwinkel  $\alpha$  beeinflusst den Verlustfaktor  $C_\kappa$  nicht (Abbildung 5.24b). Die Versuchsdaten lassen sich darstellen durch

$$C_\kappa = \kappa^{6.6\sqrt{\sigma}} \quad (5.14)$$

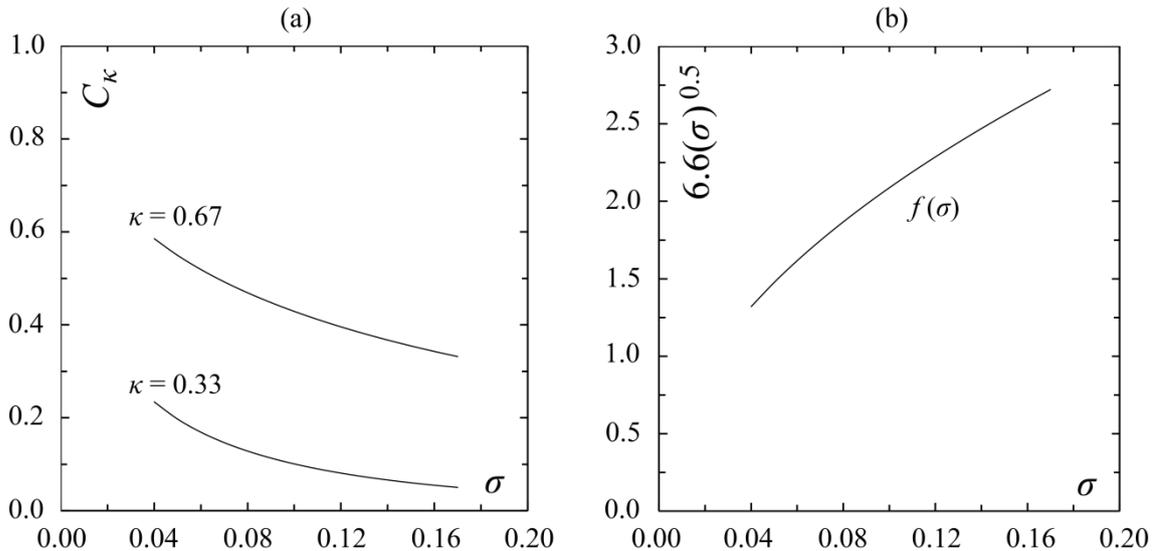


Abbildung 5.24 Eintauchtiefenverlustfaktor  $C_\kappa$  in Abhängigkeit von (a) dimensionslosem Stababstand  $\sigma$ , (b) Innere Potenzfunktion nach Gleichung (5.14)

### Verlustfaktor der Stabform $C_S$

Analog zur Bestimmung der vorhergehenden Verlustfaktoren erfolgte die Bestimmung des Stabformeinflusses anhand der Rechenkonfigurationen mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$ ,  $0.08$  und  $0.04$ . Anstelle der scharfkantigen (Index  $s$ ) Rechenstäbe wurden abgerundete (Index  $r$ ) Stabenden getestet (Abbildung 4.6). Die Abrundung erfolgte beidseitig mit dem Radius  $s/2$ , sodass die Rechenstäbe durch einen Halbkreis abgeschlossen werden. Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 5.25 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass abgerundete Rechenstäbe nicht grundsätzlich zur Verringerung der Energieverluste an Leitrechen führen. Diese sind für grosse Rechenwinkel und grosse Stababstände um bis zu 20% reduziert. Dieses Teilergebnis deckt sich mit den Beobachtungen, die Chatellier *et al.* (2011) bei PIV-Versuchen an *Bar Racks* mit  $\alpha = \beta = 45^\circ$  machten, wonach hydraulisch günstige Stabformen zur Reduktion der Ablösezone am Leitrechen führten. Erstaunlich ist aber, dass für die Rechenkonfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$  und dem geringsten Stababstand von  $\sigma = 0.17$  die ermittelten Verluste 15% über denen der Hauptversuche liegen. Da die Auswertung der Wasserspiegellagen keine Rückschlüsse auf die Strömungsfelder liefert, ist von einer ungünstigen Verschiebung der Ablösungszone während der Umströmung des Rechenkopfes auszugehen, die zur zusätzlichen Verwirbelung der Strömung zwischen den Rechenstäben und folglich zu erhöhten Verlusten führt.

Die Messdaten folgen der Beziehung

$$C_S = \left[ 0.75 + \left( \frac{62^\circ - \alpha}{90^\circ} \right) 4.5\sigma \right], \text{ für } K_r \quad (5.15)$$

$$C_S = 1, \text{ für } K_s \quad (5.16)$$

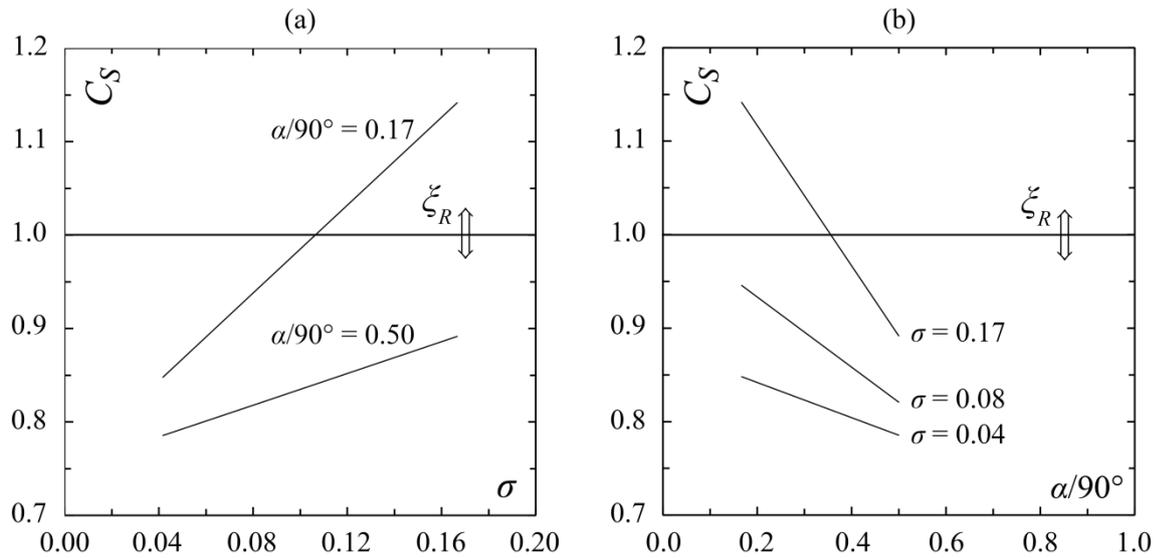


Abbildung 5.25 Formverlustfaktor  $C_S$  für halbkreisförmig abgerundete Stäbe in Abhängigkeit von (a) dimensionslosem Stababstand  $\sigma$ , (b) Rechenwinkel  $\alpha/90^\circ$  nach Gleichung 5.15

## 5.8 Gesamtverlustformel für Leitrechen

Die vorhergehend hergeleiteten Zusammenhänge führen für den untersuchten Parameterraum<sup>1</sup> zur Formulierung der Gesamtverlustformel für Leitrechen

$$\xi_R = \xi_B \cdot C_L \cdot C_\kappa \cdot C_S \quad (5.17)$$

Darin sind die Faktoren zur Berechnung des Energieverlustbeiwerts  $\xi_R$  gegeben mit:

- **Basisverlustbeiwert  $\xi_B$**  in Abhängigkeit des Rechenwinkels  $\alpha$ , des Stabwinkels  $\beta$  und des dimensionslosen Stababstandes  $\sigma$

$$\xi_B = 245 \left[ 0.0275 + (\sigma - 0.0815) \left( \frac{\alpha}{90^\circ} \right) \right] \left( \frac{\beta}{90^\circ} \right)^{5\sigma^{0.44}} \quad (5.18)$$

- **Verlustfaktor der Stabtiefe  $C_L$**  in Abhängigkeit des Rechenwinkels  $\alpha$ , des dimensionslosen Stababstandes  $\sigma$  und der dimensionslosen Stabtiefe  $\varepsilon$

$$C_L = \varepsilon \left[ 1 + 9.4\sigma(1 - \varepsilon) - 3.8(1 - \varepsilon) \left( \frac{\alpha}{90^\circ} \right) \right] \quad (5.19)$$

- **Verlustfaktor der Eintauchtiefe  $C_\kappa$**  in Abhängigkeit des dimensionslosen Stababstandes  $\sigma$  und der dimensionslosen Eintauchtiefe  $\kappa$

$$C_\kappa = \kappa^{6.6\sqrt{\sigma}} \quad (5.20)$$

- **Verlustfaktor der Stabform  $C_S$**  in Abhängigkeit des dimensionslosen Stababstandes  $\sigma$  und des Rechenwinkels  $\alpha$

$$C_S = \left[ 0.75 + \left( \frac{62^\circ - \alpha}{90^\circ} \right) 4.5\sigma \right], \text{ für } K_r \quad (5.21)$$

$$C_S = 1, \text{ für } K_s \quad (5.22)$$

<sup>1</sup> -  $\xi_B$  für Leitrechen mit  $15^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ$ ;  $45^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$ ;  $0.04 \leq \sigma \leq 0.17$  ( $6 \text{ cm} \leq B \leq 24 \text{ cm}$ )

-  $C_L$ ,  $C_\kappa$  und  $C_S$  wurden nur für ausgesuchte *Louver*-Konfigurationen bestimmt. Für klassische und modifizierte *Bar Racks* bietet ihre Anwendung eine nur sehr grobe Abschätzung.

Die hydraulischen Prozesse an Leitreechen sind komplex. Daher ist die Entwicklung einer Gleichung, die sämtliche aufgeführten physikalischen Prozesse für alle Rechenkonfigurationen darstellt, mit einer gewissen Unschärfe verbunden. Abbildung 5.26a zeigt aus diesem Grund einen Vergleich zwischen den im Modellversuch ermittelten ( $\zeta_{R,M}$ ) und den rechnerisch bestimmten ( $\zeta_{R,K}$ ) Verlustbeiwerten. Im Idealfall liegen bei einer solchen Gegenüberstellung alle Punkte auf der Diagrammdiagonalen; genau dann stimmen alle Mess- und Berechnungswerte überein. Es ist ersichtlich, dass die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Gesamtverlustformel für Leitreechen eine sehr gute Annäherung darstellt. Im 20%-Fehlerband befinden sich 75% aller Berechnungsergebnisse. Wie ferner aus Abbildung 5.26b hervorgeht, liegt die Standardabweichung der berechneten, im Vergleich zu den gemessenen Werten, bei  $SD = \pm 32\%$ , wenn sämtliche Versuchskonfigurationen in die Betrachtung eingeschlossen werden. Während die damit erreichte Genauigkeit vor dem Hintergrund der Parameter Vielfalt bereits als hoch eingestuft werden kann, fallen insbesondere im Bereich kleiner Verlustbeiwerte Datenpunkte mit deutlichen Abweichungen zum Sollwert von  $>50\%$  auf. Diese Datenpunkte lassen sich Konfigurationen zuweisen, bei denen die Sekundärparameter Eintauchtiefe oder Stabtiefe variiert wurden. Die starken Abweichungen wiederum sind auf die geringere Parametervariation im Vergleich zu den Hauptversuchsreihen zurückzuführen.

Vor diesem Hintergrund werden in Abbildung 5.27a nur die auf Grundlage der Hauptparameter Rechen- und Stabwinkel und Stababstand berechneten Energieverlustbeiwerte gegen die gemessenen Werte betrachtet. Das 20%-Fehlerband beinhaltet nun 90% aller Berechnungsergebnisse. Es wird insbesondere auch aus Abbildung 5.27b ersichtlich, dass die für die Auswertung zur Verfügung stehende, umfangreichere Datengrundlage deutlich die Genauigkeit der berechneten Voraussage erhöht. Die Standardabweichung verringert sich in diesem Fall auf  $SD = \pm 15\%$  und die maximale Abweichung von Einzelwerten liegt bis auf einen Fall im Bereich von lediglich  $\pm 25\%$ .

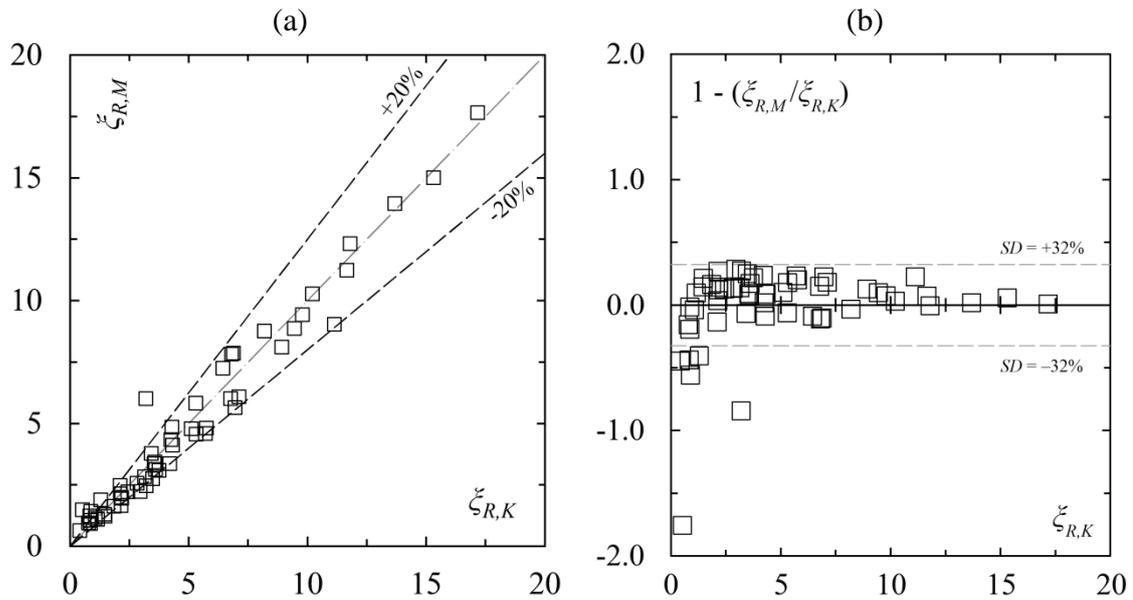


Abbildung 5.26 (a) Gegenüberstellung der im Modellversuch bestimmten Verlustbeiwerte  $\zeta_{R,M}$  mit den auf Grundlage der Gesamtverlustformel berechneten Verlustbeiwerten  $\zeta_{R,K}$ ; 75% aller Berechnungsergebnisse befinden sich im 20%-Fehlerband  
 (b) Streuungsbreite der berechneten Verlustbeiwerte  $1 - (\zeta_{R,M}/\zeta_{R,K})$  aufgetragen gegen die berechneten Verlustbeiwerte

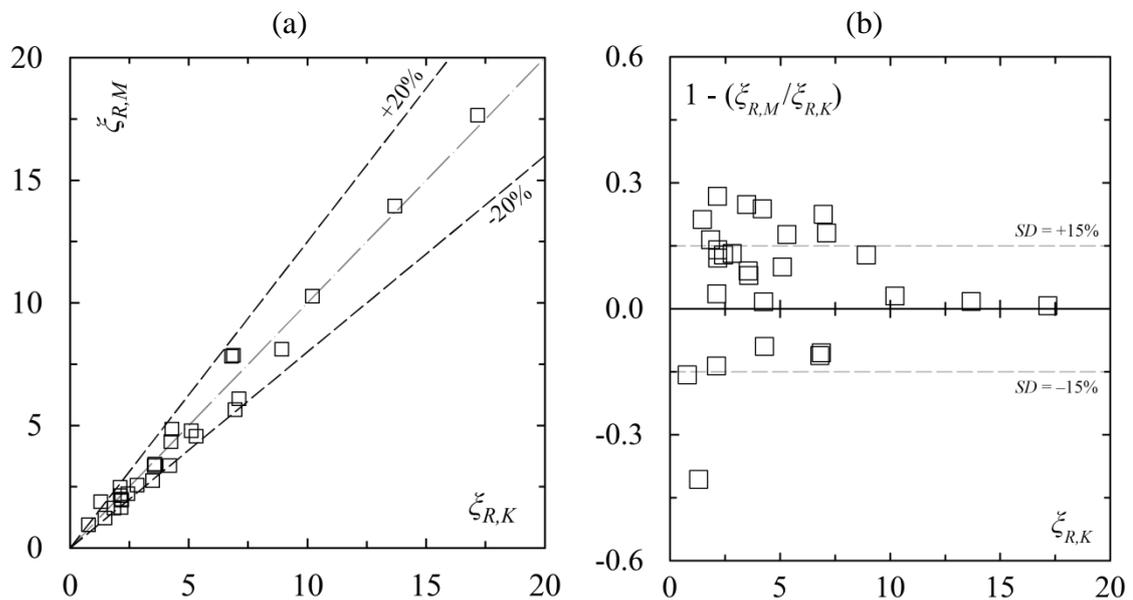


Abbildung 5.27 (a) Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Verlustbeiwerte  $\zeta_{R,M}$  und  $\zeta_{R,K}$  allein für die Hauptparameter  $\alpha$ ,  $\beta$  und  $\sigma$ ; 90% aller Berechnungsergebnisse befinden sich im 20%-Fehlerband  
 (b) Streuungsbreite der berechneten Verlustbeiwerte  $1 - (\zeta_{R,M}/\zeta_{R,K})$  aufgetragen gegen die berechneten Verlustbeiwerte

### 5.8.1 Vergleich mit Literaturangaben

Wie die Ausführungen im Abschnitt 3.2.2 verdeutlichen, unterscheidet sich die Durchströmung von Einlauf- und Leitrechen grundlegend:

- Leitrechen werden grundsätzlich horizontal schräg angeströmt, um eine aktive fischleitende Wirkung zu gewährleisten. Die Schräganströmung ist dabei sowohl von der Ausrichtung der Hauptströmung als auch dem Rechen- und Stabwinkel abhängig.
- Da Leitrechen in den meisten Situationen den Kraftwerkseinläufen schräg vorgelegt sind, wird eine mehrfache Abflussumlenkung vor dem Eintritt der Strömung in den Kraftwerkseinlauf erzwungen.
- Die vorsätzliche horizontale Schrägstellung von Leitrechen überschreitet in der Regel die an Einlaufrechen auftretenden und in vorhergehenden Untersuchungen berücksichtigten Schräganströmungen bei weitem.

Aus diesen Gründen ist eine Anwendung klassischer Berechnungsvorschläge für Einlaufrechenverluste auf Leitrechen nicht empfehlenswert und führt zur Unterschätzung der zu erwartenden Verluste (vgl. Abschnitt 3.2.3).

Vor diesem Hintergrund wurde in der vorliegenden Arbeit ein neuer Berechnungsvorschlag in der Form einer Gesamtverlustformel für *Louver* und klassische sowie modifizierte *Bar Racks* nach Gleichung 5.17 eingeführt. Ähnliche Untersuchungen wurden in jüngster Vergangenheit wie bereits erläutert an klassischen *Bar Racks* durch Raynal (2013) vorgenommen und führten ebenfalls zu einem neuen Bemessungsvorschlag (vgl. Abschnitt 3.2.3). Aufgrund der thematischen Nähe beider Untersuchungen werden im Anschluss vergleichende Betrachtungen zu den Verlustformeln angestellt und ihr Einsatzbereich gegeneinander abgegrenzt.

Tabelle 5.2 listet die wichtigsten Parameter beider Untersuchungen und gibt die analysierten Wertebereiche an. Als gemeinsame Schnittmenge der Hauptparameter treten die Rechenwinkel  $\alpha = 30^\circ$  und  $45^\circ$  auf. Ebenfalls vergleichbar sind die eingesetzten Stabwinkel im Bereich zwischen  $45^\circ \leq \beta \leq 60^\circ$ . Diese wurden allerdings bei Raynal nicht unabhängig variiert, sondern ergeben sich als Funktion vom Rechenwinkel in der Form  $\beta = 90^\circ - \alpha$ . Deutliche Unterschiede bestehen bei der Größenordnung der untersuchten lichten Stababstände  $b$ . Während Raynal das für Feinrechen typischen Spektrum zwischen  $10 \text{ mm} \leq b \leq 30 \text{ mm}$  abdeckt, wurde in der vorliegenden Untersuchung das für mechanische Verhaltensbarrieren charakteristische Spektrum zwischen

$50 \text{ mm} \leq b \leq 230 \text{ mm}$  betrachtet. Damit existiert keine direkte Schnittmenge der Geltungsbereiche beider Untersuchungen für die genannten Hauptparameter.

Im Hinblick auf die Sekundärparameter bietet sich ein ähnliches Bild. Raynal legte für sämtliche Versuchsreihen sowohl Stabdicke als auch Stabtiefe mit 0.01 m bzw. 0.08 m fest und variierte zwischen zwei Stabformen nämlich rechteckigen und hydraulisch geformten Stäben (vgl. Abbildung 3.4). Mit der vorliegenden Untersuchung ergibt sich deshalb eine Schnittmenge für rechteckige, 0.01 m dicke Rechenstäbe. Allerdings ist die Abschätzung des Einflusses einer gegenüber der in dieser Arbeit standardmässig gewählten Rechenstabtiefe von 0.1 m strikt nur für *Louver*-Konfigurationen möglich. Sie wird deshalb im Rahmen der vergleichenden Betrachtungen nicht berücksichtigt, da sie insbesondere bei geringen Stababständen mit  $b/l < 1$  nur marginalen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse ausübt.

Tabelle 5.2      Parametervergleich der vorliegenden Untersuchung mit Raynal (2013); alle Angaben in Prototypmassen

Parameter	Zeichen	Einheit	Raynal (2013)	Kriewitz (2015)
Rechenwinkel	$\alpha$	[°]	30, 45, 60, 90	15, 30, 45
Stabwinkel	$\beta$	[°]	$\beta = 90^\circ - \alpha$ (60, 45, 30, 0)	45, 67.5, 90
lichter Stababstand	$b$	[mm]	10, 15, 20, 30	50, 110, 230
Stabdicke	$s$	[mm]	10	10
axialer Stababstand	$B$	[mm]	20, 25, 30, 40	60, 120, 240
Stabtiefe	$l$	[mm]	80	75, 100, 125
Stabform	$K$	[-]	rechteckig, hydraulisch günstig	rechteckig, halbkreisförmig abgerundet
dimensionsloser Stababstand	$\sigma$	[-]	0.25, 0.33, 0.40, 0.50	0.04, 0.08, 0.17

Folgend werden die Verlustbeiwerte klassischer *Bar Rack*-Konfigurationen vergleichend nach beiden Berechnungsvorschlägen kalkuliert und die Ergebnisse diskutiert.

In einem ersten Schritt werden nun die Berechnungsergebnisse aus Raynal *et al.* (2013) nachvollzogen und ihr Geltungsbereich überprüft. Abbildung 5.28 zeigt die Ergebnisse der Berechnung und demonstriert den Zusammenhang zwischen Verlustbeiwert  $\zeta$  und Rechenwinkel  $\alpha$  für verschiedene lichte Rechenstababstände  $b$ . Danach führt eine Abnahme von  $\alpha$  für alle Rechenkonfigurationen zur Zunahme von  $\zeta$ . Dieses Ergebnis widerspricht in erster Betrachtung den Aussagen der vorliegenden Arbeit, wonach kleinere  $\alpha$  zur Zunahme der Rechenfläche und damit zur Abnahme der mittleren Fließgeschwindigkeit am Rechen führen und in niedrigeren  $\zeta$  resultieren. Bei genauer Analy-

se wird allerdings deutlich, dass der Hintergrund der abweichenden Aussagen in den betrachteten Rechensystemen zu finden ist. Während Raynal klassische *Bar Racks* betrachtete, bei denen sich der Stabwinkel  $\beta$  in Funktion des Rechenwinkels  $\alpha$  ergibt ( $\beta = 90^\circ - \alpha$ ), erfolgte in dieser Arbeit eine unabhängige Variation von  $\alpha$  und  $\beta$ . Es zeigte sich, dass  $\beta$  einen dominanten Einfluss auf  $\xi$  ausübt und mit wachsender Schrägstellung der Rechenstäbe, also zunehmendem  $\beta$ , immer auch eine Zunahme von  $\xi$  einher geht. Vor dem Hintergrund dieser Betrachtungen stimmen die von Raynal und der vorliegenden Arbeit beobachteten Trends überein, da mit der Abnahme von  $\alpha$  in Abbildung 5.28a die Zunahme von  $\beta$  einher geht (vgl. Tabelle 5.2).

Im zweiten Schritt wird der Berechnungsvorschlag von Raynal über den von ihm definierten Geltungsbereich hinaus in theoretischer Betrachtung auf lichte Stababstände  $b$  erweitert, die der vorliegenden Arbeit entsprechen. Abbildung 5.28b verdeutlicht, dass ein solches Vorgehen keine plausiblen Ergebnisse liefert, da mit Ausnahme des mit  $\alpha = 90^\circ$  angeordneten *Bar Racks* eine Erhöhung des Stababstandes rechnerisch auch zur Erhöhung der Verlustbeiwerte führt. Ein direkter Vergleich beider Berechnungsvorschriften ist demnach auf diesem Weg nicht möglich.

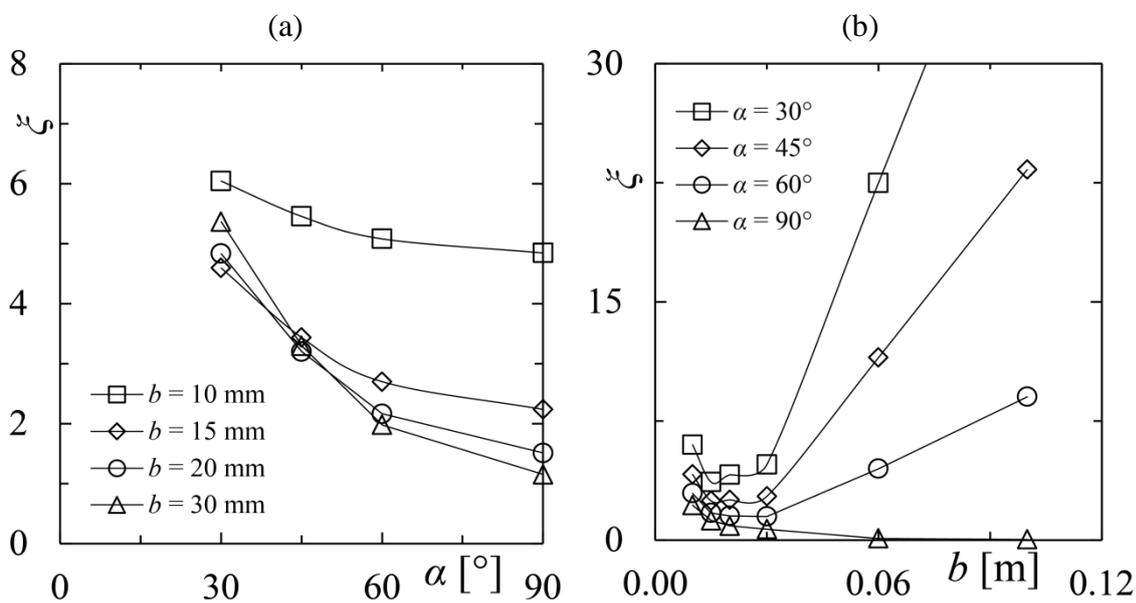


Abbildung 5.28 (a) Verlustbeiwerte  $\xi$  klassischer *Bar Racks* in Abhängigkeit von  $\alpha$  für verschiedene lichte Stababstände  $b$  berechnet nach Raynal *et al.* (2013);  $\beta$  ergibt sich als Funktion von  $\alpha$  zu  $\beta = 90^\circ - \alpha$   
 (b) Berechnete Verlustbeiwerte  $\xi$  in Abhängigkeit des lichten Stababstandes  $b$  nach Raynal *et al.* (2013) in dem von ihm untersuchten Bereich von  $0,01 \text{ m} \leq b \leq 0,03 \text{ m}$  und für grössere Stababstände ausserhalb des Gültigkeitsbereiches des Berechnungsvorschlages ( $b = 0,06 \text{ m}$  und  $0,1 \text{ m}$ )

Aus diesem Grund werden die Ergebnisse beider Berechnungsvorschläge in Abbildung 5.29a ausschliesslich in den jeweiligen Geltungsbereichen der untersuchten

Stababstände dargestellt. Es sind die berechneten Verlustbeiwerte  $\zeta$  über den dimensionslosen Stababstand  $\sigma$  für verschiedene  $\alpha$  aufgetragen, wobei die zugrundeliegenden Werte für  $\beta$  jeweils für klassische *Bar Racks* basierend auf dem Zusammenhang  $\beta = 90^\circ - \alpha$  berechnet wurden. Es wird deutlich, dass die Trends beider Berechnungsvorschläge insbesondere für *Bar Racks* mit stumpfem Rechenwinkel, also grossen  $\alpha$ , eine gute Korrelation zeigen. Danach steigen die  $\zeta$ -Werte grundsätzlich mit der Abnahme von  $\alpha$  und einhergehender Zunahme von  $\beta$  an und nehmen erwartungsgemäss mit der Zunahme des dimensionslosen Stababstandes  $\sigma$ , also der Abnahme des lichten Stababstandes  $b$ , zu.

Dimensionslose Stababstände zwischen  $0.17 \leq \sigma \leq 0.25$  liegen ausserhalb der Geltungsbereiche beider Berechnungsvorschläge. Analog zum vorherigen Vorgehen werden zum Zwecke der Plausibilitätsprüfung diesmal die auf Grundlage der vorliegenden Arbeit berechneten  $\zeta$ -Werte über den vorgeschriebenen Geltungsbereich erweitert. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.29b dargestellt. Während die Werteentwicklung grundsätzlich schlüssig verläuft, das heisst mit der Zunahme von  $\sigma$  auch  $\zeta$  ansteigt, weisen insbesondere spitze Rechenwinkel ( $\alpha = 30^\circ$ ) deutliche überhöhte Werte im Vergleich zu Raynal auf. Es ist demnach empfehlenswert, beide Berechnungsvorschläge nur in den jeweils vorgeschriebenen Geltungsbereichen einzusetzen.

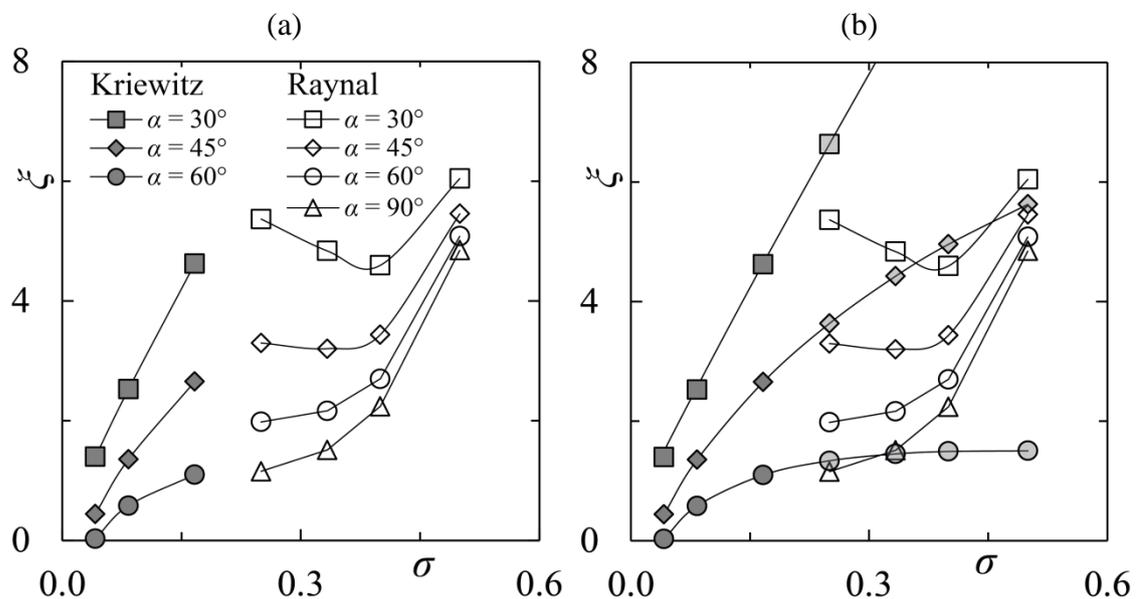


Abbildung 5.29 (a) Berechnete Verlustbeiwerte  $\zeta$  in Abhängigkeit des dimensionslosen Stababstandes  $\sigma$  nach Raynal *et al* (2013) und der vorliegenden Arbeit (Kriewitz) für klassische *Bar Racks*  
 (b) Extrapolation der Verlustbeiwerte  $\zeta$  über den Gültigkeitsbereich des Berechnungsvorschlages der vorliegenden Arbeit hinaus (Kriewitz, transparentes Grau) für sehr kleine lichte Stababstände  $b$  im Wertebereich von Raynal *et al* (2013); Legende analog (a)

## 5.9 Zusammenfassung

Die lokalen hydraulischen Energieverluste wurden für ein weites Konfigurationsspektrum vertikaler, schräg angeströmter Leitrechen untersucht und daraus eine Gesamtverlustformel entwickelt. Da eine Zusammenfassung der Einflüsse der einzelnen Rechenparameter bereits im Abschnitt 5.7.2 in übersichtlicher Form gegeben wurde, werden anschliessend die Ergebnisse der Untersuchung vor einem planerischen Hintergrund zusammengefasst und interpretiert. Dabei wird notwendigerweise auf Ergebnisse der Folgekapitel vorgegriffen, in diesen Fällen aber der entsprechende Verweis gegeben.

- Rechenwinkel  $\alpha$ : Der **Rechenwinkel** selbst hat bei ansonsten festen Rechenparametern den **geringsten Einfluss** der drei Hauptparameter auf den Verlustbeiwert. Er besitzt aber stark modifizierende Eigenschaften. Während z.B. der Stababstand den Verlustbeiwert bei stumpfer Rechenanordnung signifikant beeinflusst, nimmt diese Eigenschaft mit spitzeren Rechenwinkeln ab. Bei sehr spitzen Rechenkonfigurationen mit  $\alpha = 15^\circ$  führt auch die Vervierfachung des Stababstandes nur zu einer relativ geringeren Abnahme von  $\zeta$  (vgl. Abbildung 5.30(c)). Es ist also im Hinblick auf die fischleitende Wirkung bei spitz angeordneten Leitrechen nicht sinnvoll, zur Verlustoptimierung die Stababstände zu erhöhen.
- Stabwinkel  $\beta$ : Der **Stabwinkel beeinflusst** die Rechenverluste **dominant**. Je geringer der Stabwinkel ist, umso geringer sind auch die Energieverluste. Der Vergleich der Rechengruppen (a) und (b) in Abbildung 5.30 belegt dies eindrücklich. Da die Verringerung von  $\beta$  auf  $45^\circ$  im ethohydraulischen Versuch die Fischleitwirkung sogar erhöhte, wird die Optimierung dieses Parameters empfohlen (vgl. Kapitel 7).
- Dimensionsloser Stababstand  $\sigma$ : Der Einfluss des dimensionslosen **Stababstandes** ist **variabel**. Er bestimmt das Verlustverhalten für Rechen mit stumpfen  $\alpha$  und grossen  $\beta$ . Da mit abnehmendem  $\alpha$  aber die fischleitende Wirkung nachlässt (vgl. Kapitel 7) und mit wachsendem  $\beta$  der Turbinenwirkungsgrad leidet (Abschnitt 8.5), ist er keine empfohlene „Stellschraube“ bei den für den Fischschutz interessanten Rechenkonfigurationen. Seine Erhöhung ist dann in der Regel nicht zielführend.

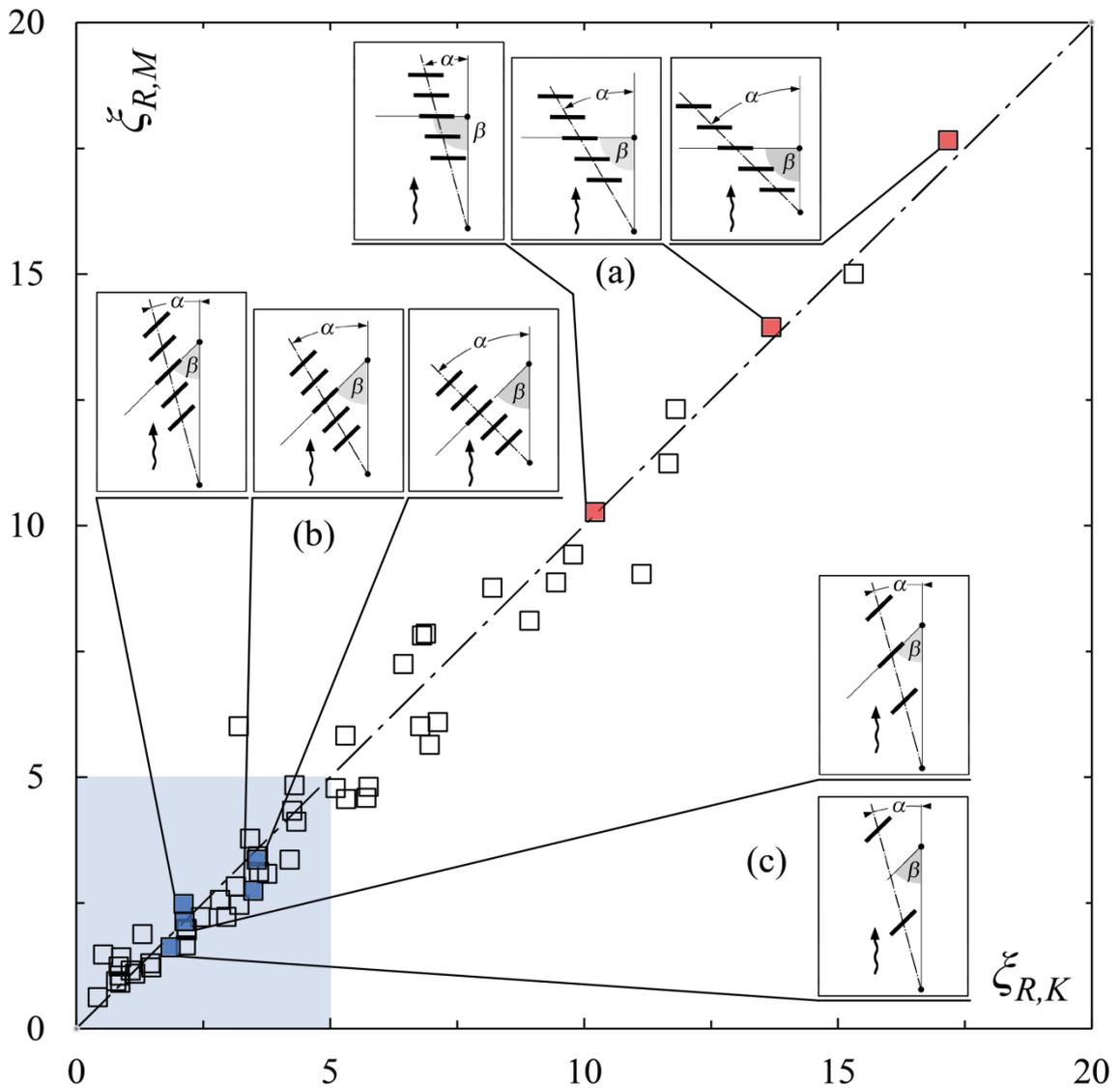


Abbildung 5.30 Ergebnisübersicht mit Auswahl wichtiger Leitreechenkonfigurationen: (a) *Louver*-Konfigurationen mit  $\alpha = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$  bei  $\sigma = 0.17$ ; (b) *Bar Rack*-Konfigurationen analog zu (a); (c) *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $\sigma = 0.08$  und  $0.04$ ; blaue Zone repräsentiert Verlustbeiwerte an klassischen Einlaufreechen Schweizer Kraftwerke nach Meusbürger (2002)

## 6 Strömungsfelder an Fischleitreechen

*Nach einer Vorstellung der Zielsetzungen und untersuchten Parameter werden die für die Untersuchung spezifischen Adaptionen und Grenzen der Messtechnik vorgestellt. Der Ergebnisteil des Kapitels beinhaltet drei Hauptabschnitte zur Resultatbesprechung für die Rechenwinkel  $\alpha = 45, 30$  und  $15^\circ$  und dokumentiert in deren Abhängigkeit den Einfluss des Stabwinkels  $\beta$  und des relativen Stababstandes  $\sigma$  auf die Strömungscharakteristika. Für die Leitreechenkonfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$  und  $\beta = 90^\circ$  sind die Strömungsverhältnisse sowohl ober- als auch unterstrom dokumentiert, während für alle anderen Konfigurationen der Untersuchungsbereich auf das Oberwasser beschränkt bleibt. Die zusätzlichen Parameter, Lage der Untersuchungsebene im Fliessquerschnitt und tiefengemittelte Fliessgeschwindigkeit, werden exemplarisch anhand einzelner Konfigurationsgruppen vorgestellt. Abschliessend werden die Ergebnisse aller Rechenvarianten vergleichend abgebildet und die Resultate in einer Zusammenfassung besprochen.*

### 6.1 Einleitung

Instantane Fliessgeschwindigkeiten horizontaler 2D-Strömungsfelder ober- und unterstrom verschiedener Leitreechenkonfigurationen wurden räumlich und zeitlich hoch aufgelöst durch die Anwendung des PIV-Messverfahrens an einem physikalischen Massstabsmodell mit  $\lambda = 2$  untersucht. Ziel der Versuche waren die allgemeine Analyse und die Beschreibung der mittleren und turbulenten Strömungscharakteristika. Dies erfolgte vor dem Hintergrund zweier Fragestellungen, die unmittelbar in zwei Themenschwerpunkte des Projektes eingreifen:

1. Können das Verständnis der energieverlustrelevanten Prozesse auf Grundlage der Strömungsfeldanalyse vertieft und Zusammenhänge mit den Ergebnissen des Versuchsblocks zur Energieverlustbestimmung (Kapitel 5) abgeleitet werden?
2. Lassen sich hydraulische Strömungsparameter identifizieren, die potentiell die Reiz-Reaktions-Muster von Fischen an Leitreechenstrukturen beeinflussen könnten?

Während die erste Fragestellung direkt auf Grundlage der bereits dargestellten Ergebnisse erarbeitet werden kann, beschränkt sich die Analyse im Zusammenhang mit den potentiellen fischbiologischen Auswirkungen auf allgemeine, im Rahmen der Auswertung des Literaturstudiums erläuterte Erkenntnisse (Abschnitt 2.4). Die detaillierte Synthese der Ergebnisse aus den Strömungsfeld- und ethohydraulischen Modellversuchen erfolgt im Anschlusskapitel 7.

## 6.2 PIV-Methodologie

Die Strömungscharakteristika an Leitreechen sind unter bestimmten hydraulischen Rahmenbedingungen dominant von den in Longitudinal- und Transversalrichtung vorherrschenden Geschwindigkeitskomponenten beeinflusst (vgl. Abschnitt 5.4). Ihre messtechnische Erfassung erfolgt deshalb durch die Auswertung horizontaler Geschwindigkeitsfelder an zwei vertikalen Positionen des Abflussquerschnittes. Das PIV-Messprinzip und der Versuchsaufbau sind in den Abschnitten 4.1.4 und 4.4.7 beschrieben.

Spezielle Anpassungen des Systemes auf die vorliegende Untersuchung im Zusammenhang mit den variierenden Abflussverhältnissen bei verschiedenen Rechengeometrien, Details zu den Tracer-Eigenschaften und die gewählten Methoden der Bilderfassung und -analyse werden anschliessend dargestellt.

### 6.2.1 Aufbau

Abbildung 6.1 zeigt die grundsätzliche Versuchsanordnung. Der Laser ist linksseitig positioniert und spannt einen zum Kanalboden parallelen Lichtschnitt auf. Der beleuchtete Untersuchungsbereich (UB) wird durch die über der Versuchsrinne positionierte Kamera aufgenommen. Abhängig von der Ausrichtung des Testreechens werden die Geschwindigkeitsfelder ober- oder unterstrom des Rechens erfasst. Ferner überschreitet die Fläche des gewünschten UB bei Rechenwinkeln von  $\alpha = 30^\circ$  und  $15^\circ$  die Grösse sowohl des Laserlichtschnittes als auch der Aufzeichnungsebene. Für diese Rechenkonfigurationen werden zwei separate Geschwindigkeitsfelder bestimmt. Um zu verhindern, dass die Bildaufnahme durch Störungen an der Wasseroberfläche beeinflusst ist, wird ein Acrylglas-Boot auf die Wasseroberfläche im UB aufgelegt. Es ist in seiner Position so fixiert, dass es orthogonal zur Kameraachse ausgerichtet ist und eine geringe Eintauchtiefe aufweist (vgl. Abschnitt 4.4.7).

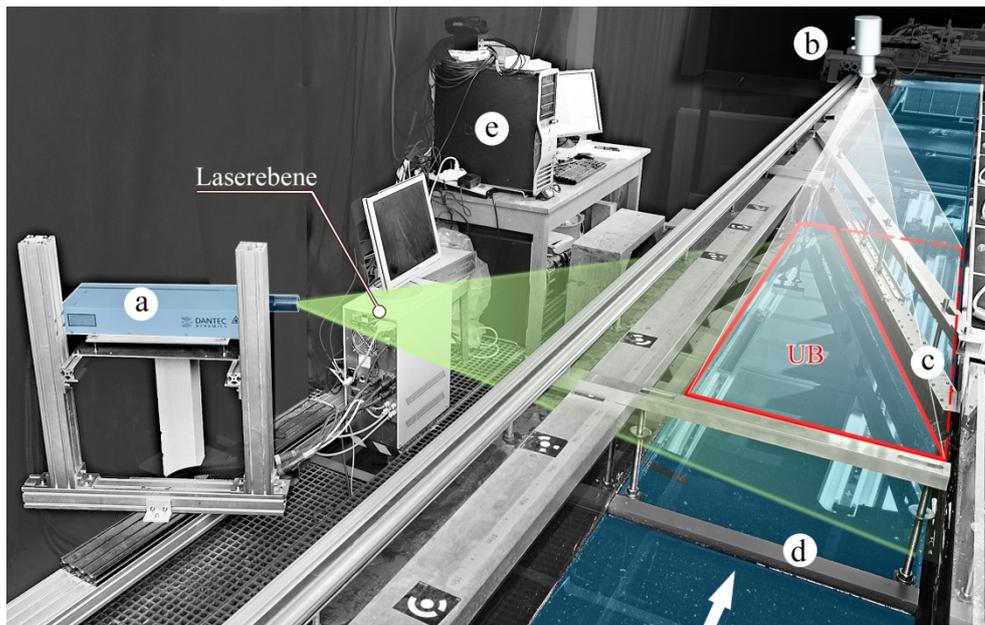


Abbildung 6.1 Ansicht des PIV-Versuchsaufbaues mit (a) Laser, (b) CCD-Kamera, (c) Testrechen mit  $\alpha = 15^\circ$ , (d) Acrylglas-Boot, (e) Mess-PC

### 6.2.2 Untersuchungsebenen

2D-PIV-Geschwindigkeitsfelder liefern Informationen über die Strömungseigenschaften in der durch den Laser-Schnitt definierten Untersuchungsebene (UE). Ihrer Auswahl fällt besondere Bedeutung zu, weil sie repräsentativ für den zu analysierenden Strömungsvorgang sein muss. Vor dem Hintergrund der Verwendung der Versuchsergebnisse zur Interpretation von Reizwahrnehmungen bei Fischen besteht daher ein Zielkonflikt. Fische positionieren sich abhängig von Spezies, Alter, Abflussverhältnissen und einer Anzahl anderer Einflussfaktoren im gesamten Gewässerhorizont. Dessen räumlich hoch aufgelöste Untersuchung anhand einer grossen Anzahl von PIV-Aufnahmeebenen war zeitlich im vorliegenden Projekt nicht umsetzbar. Aus diesem Grund wurden zwei repräsentative UE gewählt (Abbildung 6.2).

UE I befindet sich in einer relativen Abflusstiefe von  $z_1/h_o = 0.125$  (mit  $z = 0$  am Rinneboden) und damit in der turbulenten Grenzschicht, in der mit gegenüber der Abflussmitte geringeren Fliessgeschwindigkeiten aber höheren Gradienten der Geschwindigkeitsschwankungen zu rechnen ist. In diesem Wandbereich, in dem sich die turbulente Grenzschicht befindet ( $z/h < 0.2$ ), kann die Geschwindigkeitsverteilung durch ein logarithmisches Profil angenähert werden und die turbulente Energieproduktion überschreitet die Dissipationsrate. Die CCD-Kamera erfasst in dieser Ebene einen quadratischen Bildausschnitt mit einer Kantenlänge von 0.98 m. Die Position der UE II liegt in der Abflussmitte bei  $z_2/h_o = 0.5$ . Dort entspricht die lokale Fliessgeschwindigkeit unge-

fähr der tiefengemittelten Fließgeschwindigkeit, und die Schwankungsbreite ist geringer als in Wand- oder Bodennähe. Ferner korrespondiert dieser Bereich mit der äusseren Region der turbulenten Grenzschicht, in der entweder das „velocity-defect“ oder „log-wake“ Gesetz angewendet werden kann und die Energiedissipation im ungestörten Abfluss grösser oder ähnlich der turbulenten Energieproduktion ist. Ihr Abstand zur CCD-Kamera ist geringer und entsprechend ist die Grösse des quadratischen Bildausschnittes mit einer Kantenlänge von 0.9 m ca. 10% kleiner.

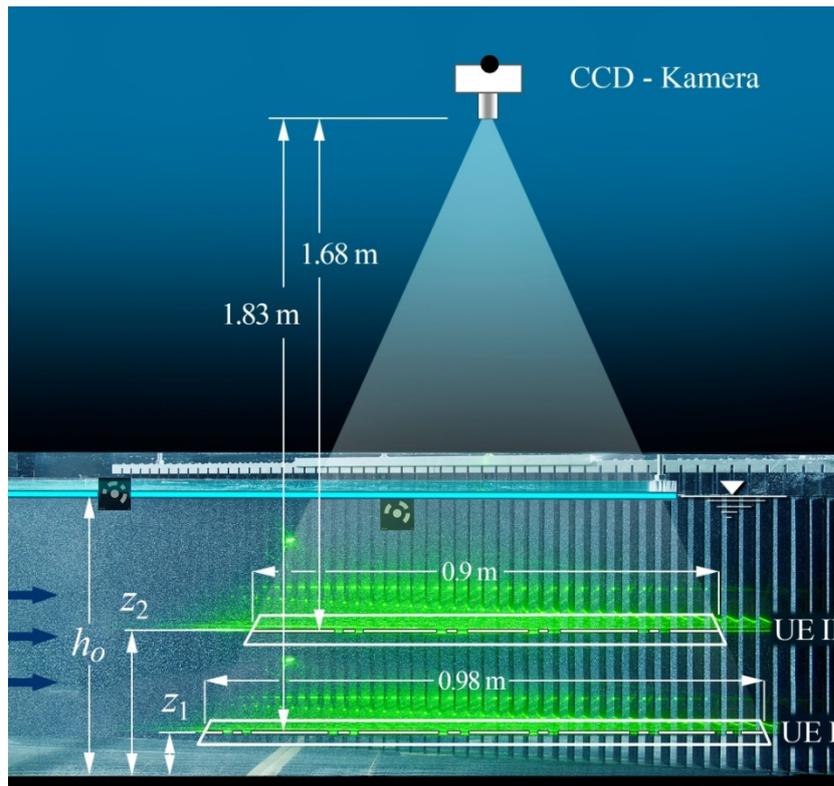


Abbildung 6.2 Prinzip der PIV-Versuche in den Untersuchungsebenen mit  $z_1/h_0 = 0.125$  und  $z_2/h_0 = 0.5$

### 6.2.3 Untersuchungsbereiche

Der UB sollte idealerweise für jede Konfiguration sowohl den gesamten Rechenbereich, das heisst den durch den Rechen eingeschlossenen, dreieckigen Abflusslängsschnitt, als auch Teile des Ober- oder Unterwassers beinhalten. Letztere bieten Aufschluss über die Reichweite der Strömungsbeeinflussung oberhalb vom Rechen resp. über die Reorganisation der Strömung unterhalb. Die Länge des Rechenbereiches ist direkt vom Rechenwinkel abhängig und nimmt mit kleineren  $\alpha$  zu. Konfigurationen mit  $\alpha = 45^\circ$  besitzen im skalierten Modell eine projizierte Länge von  $x = W/\tan\alpha = 0.5$  m und damit eine relative, projizierte Länge  $x/h_0 = 1.25$ , Konfigurationen mit  $\alpha = 30^\circ$  erstrecken sich auf  $x = 0.87$  m resp.  $x/h_0 = 2.17$  und Konfigurationen mit  $\alpha = 15^\circ$  sind mit  $x = 1.87$  m resp.

$x/h_o = 4.67$  fast viermal länger als die erste Variante (vgl. Abbildung 6.3). Ein Vergleich mit den quadratischen Kameraaufnahmebereichen mit Kantenlängen von 0.9 m und 0.98 m macht deutlich, dass für Rechenkonfigurationen mit  $\alpha \geq 30^\circ$  in Fließrichtung mehrere Aufnahmen im UB notwendig sind, um den gewünschten Informationsumfang zu erreichen. Die für alle PIV-Versuche einheitliche Kanalbreite  $W = 0.5$  m wird immer vollständig erfasst, sodass die Anpassung der Aufnahmebereiche nur entlang der Kanalachse notwendig ist.

In Abbildung 6.3 sind die Grösse und Position der in Abhängigkeit vom Rechenwinkel gewählten UB, ihre zur Abflusstiefe  $h_o = 0.4$  m relative Vermassung und die Lage des Koordinatenursprunges am Rechenkopf definiert:

- Bei  $\alpha = 45^\circ$  wird der UB sowohl ober- als auch unterstrom (blau resp. grün markiert) durch jeweils eine einzelne Aufnahme abgedeckt. Der UB beinhaltet den gesamten Rechenbereich und einen quadratischen Ober- resp. Unterwasserbereich mit einer Kantenlänge von 0.5 m ( $x/h_o = 1.25$ ), die der Kanalbreite entspricht. Der UB erstreckt sich damit in Fließrichtung max. über eine relative Länge von  $x/h_o = 2.5$  und deckt die relative Kanalbreite  $y/h_o = 1.25$  vollständig ab.
- Bei  $\alpha = 30^\circ$  besitzt der UB in Fließrichtung eine relative Gesamtlänge von  $x/h_o = 3.25$ . Es werden wiederum der vollständige Rechenbereich und ein Oberwasserbereich mit  $x/h_o = 1.25$  abgebildet. Zur Erfassung des UB werden zwei Aufnahmen benötigt. Ihr Überlappungsbereich ist rot gekennzeichnet.
- Bei der Untersuchung von Rechen mit  $\alpha = 15^\circ$  musste eine Beschneidung des UB hingenommen werden (vgl. Abschnitt 0). Er besitzt eine Gesamtlänge von  $x/h_o = 3.75$  und schliesst, kurz oberstrom des Rechenkopfes beginnend, ca. 80% des Rechenbereiches ein. Der UB wird durch zwei Aufnahmebereiche abgebildet, deren Überlappungsbereich gekennzeichnet ist.

Ferner sind in Abbildung 6.3 die Positionen der bereits im Abschnitt 5.3 definierten Messspuren MS I bis III eingezeichnet. Ihre Lage bleibt unverändert; die Randspuren MS I und III besitzen einen Wandabstand von  $0.1W$  und MS II liegt in der Kanallängsachse. Im Rahmen der PIV-Auswertung wurden entlang dieser Messspuren die Profile der mittleren und turbulenten Strömungscharakteristika ausgewertet.

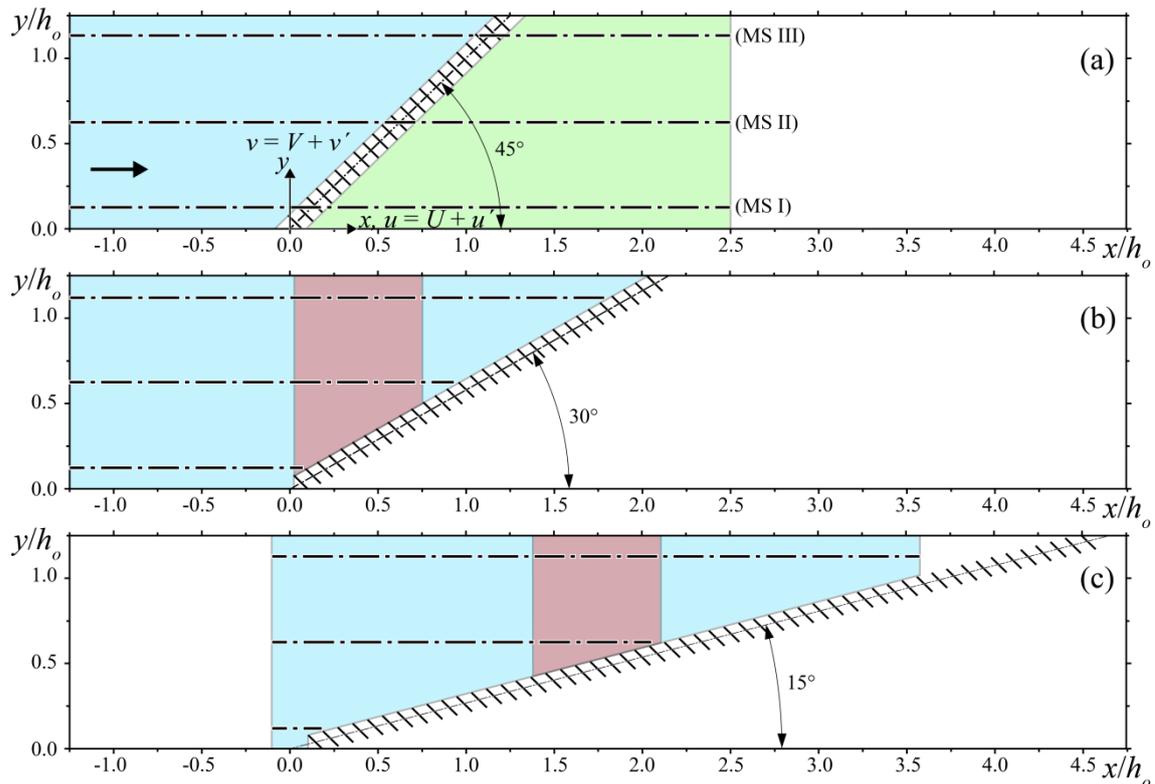


Abbildung 6.3 Übersicht zur Position und max. Grösse der UB und PIV-Aufnahmebereiche oberstrom (blau), unterstrom (grün) und Überlappungsbereiche (rot) für Leitrechen mit  $\alpha =$  (a)  $45^\circ$ , (b)  $30^\circ$  und (c)  $15^\circ$ ; Anordnung der Messspuren MS I bis III analog zur Energieverlustuntersuchung; Lage des 2D-Koordinatensystems mit Nullpunkt in der Achse des Rechenkopfes

## 6.2.4 Bilderfassung und Bildanalyse

Wesentliche Voraussetzung für die Extraktion der räumlichen Geschwindigkeitsinformationen durch die Anwendung von Bildkorrelationsalgorithmen ist eine hohe Qualität der auszuwertenden Einzelbilder eines Versuchsdurchgangs. Der gesamte UB muss gleichmässig und mit einer Lichtintensität ausgeleuchtet sein, die es ermöglicht, den Grossteil der Tracer-Partikel zu detektieren, ohne den Kontrast zum Bildhintergrund zu verringern. Die iterative Optimierung und der Abgleich von Laser- und Kameraeinstellungen ist aus diesem Grund unumgänglich.

### 6.2.4.1 Bilderfassung

Abhängig von der Laserausrichtung wurde die Laserlichtstärke zwischen 75 und 100% variiert. Bei der Untersuchung der Rechenkonfigurationen mit  $\alpha = 45^\circ$  und des Rechenkopfbereiches bei Konfigurationen mit  $\alpha \geq 30^\circ$  war der Laser orthogonal zur Modellverglasung ausgerichtet. Dabei kamen tendenziell geringere Lichtstärken zur Verwendung, da bei voller Laserleistung starke Reflexionen an der Verglasung und Überbe-

lichtungseffekte bei nahe gelegenen Tracer-Partikeln auftraten. Die Drehung des Lasers zur Belichtung des weiter unterstrom gelegenen Rechenkeiles betraf allein Konfigurationen mit  $\alpha \geq 30^\circ$ . Die Belichtungsebene hatte in diesen Versuchskonfigurationen einen grösseren Abstand zum Laser und eine Erhöhung der Lichtintensität erbot sich, um den UB vollständig auszuleuchten. In diesem Zusammenhang wurde auch die Blendenzahl  $f_\#$  optimiert und auf 5.6 festgelegt. Durch die Wahl einer hohen  $f_\#$  prägten sich Überbelichtungseffekte an der Gerinnewand deutlich weniger stark aus, allerdings wurden weniger Partikel im hinteren Bildbereich erkannt.

Der Aufnahmebereich im Modell besitzt abhängig von der gewählten UE die Kantentlängen  $L_{UE I} = 0.98$  m und  $L_{UE II} = 0.9$  m, während sie beim Kamera-Chip  $L_{CCD} = 0.015$  m beträgt. Mit der sich daraus ergebenden, geringen Bildvergrößerung  $M_i = L_{CCD}/L_{UE i} = 0.015-0.017$  besitzen die Aufnahmen eine hohe Tiefenschärfe, sodass Tracer-Partikel in der gesamten Laserlichtebene fokussiert dargestellt werden. Die Stärke der Laserlichtebene wurde im Modell vermessen und Werte zwischen 2-3 mm festgestellt. Grundsätzlich gilt, dass über die Projektionsdistanz die Stärke der Lichtebe-  
ne zunimmt. Die Tiefenschärfe wird wie folgt berechnet (Raffel *et al.* 1998)

$$\delta_{z,i} = \frac{2f_\# d_{s,i}(M_i + 1)}{M_i^2} = 0.3-0.4 \text{ m, mit} \quad (6.1)$$

$$d_{s,i} = 2.44(M_i + 1)f_\#\lambda = 7.37 - 7.38 \cdot 10^{-6} \text{ m} \quad (6.2)$$

Sie übersteigt demnach um Größenordnungen die Stärke der Laserlichtebene und Tracer-Partikel befinden sich unabhängig von ihrer vertikalen Position im Kamerafokus.

Die verwendeten Tracer-Partikel Griltex<sup>®</sup> der *Ems-Chemie Holding AG* haben einen mittleren Durchmesser  $d_p = 400 \mu\text{m}$  mit einer Spannweite zwischen  $300 \mu\text{m} \leq d_p \leq 500 \mu\text{m}$ . Nach Adrian und Yao (1985) berechnet sich der resultierende Reflexionsdurchmesser  $d_e$  für den mittleren Partikeldurchmesser zu

$$d_{e,i} = \sqrt{(M_i d_p)^2 + d_{s,i}^2} = 0.95 - 1.0 \cdot 10^{-6} \text{ m} \quad (6.3)$$

Die Aufzeichnungsgrösse in der Aufnahmeebene kann auf dieser Grundlage ebenfalls abgeschätzt werden zu

$$d_\tau \cong \sqrt{d_{e,i}^2 + d_r^2} = 1.2 - 1.25 \cdot 10^{-5} \text{ m} \quad (6.4)$$

worin  $d_r = L_{\text{CCD}} / 2048 \text{ px} = 7.32 \cdot 10^{-6} \text{ m}$  der Pixelgrösse auf dem Kamera-Chip entspricht (Fritz *et al.* 2003). Rechnerisch besitzen Tracer-Partikel mittlerer Grösse somit einen Pixel-Durchmesser von

$$d_{\text{px},i} = d_r \cdot 2048 \text{ px} / L_{\text{CCD}} = 1.64 - 1.69 \text{ px} \quad (6.5)$$

Unter Einbeziehung der Partikelgrössenspannweite werden sämtliche Tracer-Partikel auf dem CCD-Sensor durch 1.55 bis 1.75 px dargestellt. Dieser Wertebereich entspricht den in der Literatur gegebenen Empfehlungen für die Mindestgrösse von Tracerpartikeln auf dem CCD-Chip, um Peak-Locking-Effekte auszuschliessen oder zu minimieren (vgl. Abschnitt 4.4.7). Die tatsächlich beobachtete Aufnahmegrösse übersteigt für einen Teil der erfassten Partikel deutlich die rechnerischen Werte ( $d_{\text{px},\text{max}} \approx 6-10 \text{ px}$ ). Dafür wurden verschiedene Gründe identifiziert. Zum einen kann nicht ausgeschlossen werden, dass es im beschränkten Ausmass zur Bildung von Partikelkonglomeraten kommt und zum anderen scheint insbesondere auf der dem Laser zugewandten Kanal-seite der Reflexionsdurchmesser bei hoher Lichtintensität grössere Werte anzunehmen. Schliesslich sind in einem Pumpenkreislauf, in den ein freier Überfall integriert ist, Micro-Blasen anzutreffen. Ihre Verteilung, Grösse und lichtreflektierenden Eigenschaften sind unbekannt, eine Differenzierung anhand der Bildaufnahmen ist nicht möglich.

#### 6.2.4.2 Bildanalyse

Geschwindigkeitsvektorfelder wurden in *DynamicStudio* v3.41 durch Anwendung der Funktion „Adaptive Kreuzkorrelation“ auf die Partikelaufnahmen extrahiert. Der Prozess beinhaltet die rekursive Verfeinerung des Bildauswertungsquadranten in drei Schritten, beginnend mit einer Startquadrantengrösse von  $256 \times 256 \text{ px}^2$  und einem resultierenden Bildauswertungsquadranten (BQ) mit  $32 \times 32 \text{ px}^2$ . Die Grösse des finalen BQ bestimmen in Abhängigkeit von der Pulstaktung (Zeit zwischen zwei Laserimpulsen)  $t_P$ , der Grösse des Bildausschnittes  $L_{\text{UE},i}$  und der Pixelanzahl auf dem CCD-Chip die messtechnisch erfassbaren, maximalen Geschwindigkeitsresultierenden (Keane und Adrian 1990). Da alle Parameter bis auf  $t_P$  festgelegt sind, im Rahmen der Untersuchung aber ein breites Geschwindigkeitsspektrum vorlag, wurde die Pulstaktung variiert. Dies erfolgte nicht nur vor dem Hintergrund der unterschiedlichen, mittleren Zulaufgeschwindigkeiten, sondern vorrangig aufgrund der in den Rechenkeil hinein stark beschleunigenden, ungleichförmigen Strömung. Hinweise auf die Grösse der zu erwartenden Geschwindigkeitsgradienten boten für einen Teil der Versuchskonfigurationen die Arbeiten von Chatellier *et al.* (2011) und Raynal *et al.* (2013). Sie ermittelten z.B. am

Rechenende eines  $30^\circ$  zur Hauptströmungsrichtung schräg gestellten Leitrechens Fliessgeschwindigkeiten, die der zweifachen, mittleren Zulaufströmung entsprachen. Für bis dato unbekannte Konfigurationen wurde die optimale Pulstaktung iterativ im Experiment bestimmt. Der resultierende Variationsbereich umfasste bei der vorliegenden Untersuchung Werte zwischen  $6 \text{ ms} \leq t_p \leq 16 \text{ ms}$  und in Abhängigkeit davon maximal darstellzustellende Geschwindigkeitsresultierende  $u_{max}$  von

$$u_{max} = \frac{1}{4} \frac{32 \text{ px}}{t_p} \frac{L_{UE,i}}{2048 \text{ px}} = 0.22 - 0.67 \text{ m/s} \quad (6.6)$$

Die Wahl auch längerer Pulstaktungen liegt darin begründet, dass die Genauigkeit der PIV-Geschwindigkeitsfelder vom mittleren Partikelversatz in den BQs des durch den Doppelpuls belichteten Bildpaares beeinflusst ist. Er sollte nach Willert und Gharib (1991) den Bereich von 2-5 Pixeln nicht unterschreiten. Sehr kleine Versatzmasse, die bei der Anwendung einer kurzen Pulstaktung auf geringe mittlere Fliessgeschwindigkeiten auftreten, führen zu einer deutlichen Verringerung der Auswertungsgenauigkeit. Typische, mittlere Versatzmasse betragen in der nur leicht ungleichförmigen Zuströmung oberhalb des Rechens  $1/8$  und am Rechenende bis zu  $1/4$  der BQ-Kantenlänge von 32 px, das heisst 4 resp. 8 px.

PIV-Messungen haben sich im Verlauf der letzten Jahrzehnte zu einem Standardverfahren bei der Analyse von Fluidbewegungen entwickelt. Die Auswertungssoftware des für die vorliegende Untersuchung eingesetzten, kommerziellen *Dantec Dynamics* Systemes verfügt dementsprechend über eine Vielzahl vorimplementierter Validierungs- und Filteralgorithmen, von denen die wesentlichen Methoden folgend beschrieben werden. Für jeden BQ wurden die Korrelationsergebnisse mit 50% Überlappung zum Nachbar-BQ ausgewertet. Damit steht für die berechneten Vektorfelder die doppelte räumliche Auflösung von  $16 \times 16$  px zur Verfügung. Im Mittel besitzen die Vektorraster im UB eine Auflösung von  $7.8 \times 7.8$  mm. Zur Sublimation der Partikelversatzanalyse wurden die Vektorfelder pro Verfeinerungsschritt mit einem  $3 \times 3$  Tiefenpass-Gauss-Filter geglättet. Ferner wurde die von der Form des Maximalwertes unabhängige Methode „*High accuracy subpixel refinement*“ angewendet, die die Wahrscheinlichkeit einer verfälschten Deutung des Versatzmasses durch Interpolation der Bildinformationen auf Sub-Pixel-Ebene reduziert. Maximalwerte werden nur dann validiert, wenn ihre relative Grösse die des zweiten Maximalwertes um 10% überschreitet. Im Anschluss erfolgte die Überprüfung der Informationskonsistenz zwischen benachbarten BQ mittels lokal

angewendetem Median-Filter mit einem Akzeptanzfaktor von 0.2. Vektoren, die unverhältnismässig grosse Abweichungen zu ihren Nachbarvektoren aufweisen, sind dabei durch interpolierte Werte ersetzt worden (Westerweel 1994). Eine normalisierte Median-Filtermethode wurde auch global auf das gesamte Vektorfeld angewendet. Fehlerhafte Vektoren wurden entfernt und auf Grundlage der umgebenden Vektoren interpolierend substituiert.

## 6.3 Versuchsparameter

### 6.3.1 Eingangsparemeter

Eine Skizze der geometrischen und hydraulischen Parameter sowie eine Übersicht zu deren Variationsspektrum sind den Abschnitten 4.1.3 und 4.1.4 zu entnehmen. Die Strömungsfeldanalyse gliederte sich in drei Blöcke, in deren Mittelpunkt jeweils einer der drei Rechenwinkel  $\alpha = 45^\circ$ ,  $30^\circ$  und  $15^\circ$  stand. Pro Rechenwinkel wurden zwei Stabwinkel  $\beta = 45^\circ$  und  $90^\circ$  sowie zwei relative Stababstände  $\sigma = 0.17$  und  $0.08$  (lichte Prototypstababstände  $b = 5$  cm resp.  $11$  cm) getestet. Insgesamt kamen somit 12 Konfigurationen zur Untersuchung.

Für jede Konfiguration erfolgte die Bestimmung der Geschwindigkeitsfelder oberstrom des Rechens mit mindestens zwei von drei mittleren Zulaufgeschwindigkeiten  $U_o = 0.1$ ,  $0.2$  und  $0.3$  m/s im Modell. Ihre Auswahl ergab sich abhängig vom Verlauf der Wasserspiegellagen im Nahbereich der Rechen. Diese müssen nahezu ungestört und horizontal sein, um die störungsarme Bildaufnahme durch die auf die Strömung aufgelegten Acrylglas-Boote zu gewährleisten. Generell lässt sich formulieren, dass Rechenkonfigurationen, die einen hohen Verlustbeiwert  $\xi$  aufweisen, auch eine stärkere Störung der Wasserspiegellagen verursachen (vgl. Abschnitte 5.4.1ff). Solche Konfigurationen konnten oberstrom ausschliesslich mit  $U_o = 0.1$  m/s, und  $0.2$  m/s getestet werden, während für die restlichen Konfigurationen auch  $U_o = 0.3$  m/s möglich war.

Eine Sonderstellung nahmen die Versuche unterstrom des Rechens ein. Dort sind die lokalen Unterschiede der Wasserspiegellagen nochmals deutlicher ausgeprägt. Erschwerend kommt hinzu, dass bereits bei Zulaufgeschwindigkeiten von  $U_o = 0.2$  m/s Luftblasen zwischen den Rechenstäben in die oberflächennahe Strömung eingetragen werden. Diese bilden nach kurzer Zeit Blaskonglomerate am Acrylglas-Boot, die die Bildqua-

lität negativ beeinflussen. Die Testreihen unterstrom wurden aus diesem Grund mit  $U_o = 0.1$  m/s und 0.15 m/s ausgeführt.

Die auf den Fließgeschwindigkeiten unter- und oberstrom basierenden Reynolds- und Froudezahlen lagen im Bereich von  $R = 6 \times 10^4$  bis  $1.8 \times 10^5$  und  $F = 0.05$  bis 0.15. Die Strömungsverhältnisse waren dementsprechend immer turbulent und strömend.

Abschnitt 6.2.2 erläutert die Wahl der Untersuchungsebenen. Geschwindigkeitsfelder wurden dementsprechend für sämtliche Konfigurationen sowohl auf Höhe der halben Abflusstiefe  $z_1/h_o = 0.5$  als auch in Bodennähe bei  $z_2/h_o = 0.125$  ermittelt. Insgesamt basieren die in diesem Kapitel vorgestellten Ergebnisse auf der Auswertung von 72 Einzelversuchen, deren Konfigurationen in Tabelle 6.1 gelistet sind.

Tabelle 6.1 Parametervariation und Untersuchungsbereiche im PIV-Versuch

$\alpha$ [°]	$\beta$ [°]	$\sigma$ [-]	$U_o$ [m/s]	$z_i/h_o$ [-]	Untersuchungsbereich [ober-/unterstrom]
45	90	0.17	0.1, 0.15, 0.2	0.125 & 0.5	ober- & unterstrom
45	90	0.08	0.1, 0.15, 0.2, 0.3	0.125 & 0.5	ober- & unterstrom
45	45	0.17	0.1, 0.2	0.125 & 0.5	oberstrom
45	45	0.08	0.1, 0.2, 0.3	0.125 & 0.5	oberstrom
30	90	0.17	0.1, 0.2	0.125 & 0.5	oberstrom
30	90	0.08	0.1, 0.2, 0.3	0.125 & 0.5	oberstrom
30	45	0.17	0.1, 0.2, 0.3	0.125 & 0.5	oberstrom
30	45	0.08	0.1, 0.2, 0.3	0.125 & 0.5	oberstrom
15	90	0.17	0.1, 0.2	0.125 & 0.5	oberstrom
15	90	0.08	0.1, 0.2, 0.3	0.125 & 0.5	oberstrom
15	45	0.17	0.1, 0.2, 0.3	0.125 & 0.5	oberstrom
15	45	0.08	0.1, 0.2, 0.3	0.125 & 0.5	oberstrom

### 6.3.2 Ergebnisparameter

Die in Abschnitt 3.1 verwendeten Definitionen und die Nomenklatur zur Beschreibung der mittleren Bewegungs- und Schwankungsgrößen turbulenter Strömungen bilden die Grundlage für die in diesem Kapitel definierten Ergebnisparameter. Letztere werden den Vektorfeldern entnommen, die das Ergebnis von 579 Doppelpulsmessungen über einen Zeitraum von 104 s mit einer Frequenz von 5.6 Hz in einem horizontalen Strömungsschnitt sind. Alle Ergebnisparameter sind zwangsläufig aufgrund der gewählten Messtechnik auf die durch die  $x$ - und  $y$ -Richtung aufgespannte Ebene, also auf die Längs- und Querströmungsrichtung, begrenzt. Aus den Vektorfeldern werden die ge-

wünschten Skalargrößen und -felder abgeleitet. Dazu wird jedem Punkt  $P$  im Raum  $M$ , an dem eine Vektorinformation vorhanden ist, ein Zahlenwert (Skalar  $S$ ) zugeordnet. Das resultierende Skalarfeld bezeichnet man als  $S = S(P)$ . Im Anschluss werden die für die Darstellung der Ergebnisse gewählten Skalargrößen definiert und ihre Normierung erläutert.

### 6.3.2.1 Mittlere Bewegungsparameter

#### *Mittlere Fließgeschwindigkeiten in Longitudinal- und Transversalrichtung*

Die lokalen, zeitlich gemittelten Geschwindigkeiten in Longitudinal- und Transversalrichtung  $U$  und  $V$  bezeichnen die jeweiligen Komponenten des Geschwindigkeitsvektors, wobei  $u(t)$  resp.  $v(t)$  die instantanen Fließgeschwindigkeiten und  $u'(t)$  und  $v'(t)$  die instantanen Geschwindigkeitsschwankungen repräsentieren

$$U = u(t) - u'(t) \quad (6.7)$$

$$V = v(t) - v'(t) \quad (6.8)$$

Sie werden mit der tiefengemittelten Geschwindigkeit im Zulauf  $U_o$  normiert.

#### *Mittlere, resultierende Fließgeschwindigkeiten*

Die mittleren, resultierenden Fließgeschwindigkeiten (Resultierende)  $U_r$  werden bestimmt als

$$U_r = \sqrt{U^2 + V^2} \quad (6.9)$$

Auch sie werden mit der tiefengemittelten Geschwindigkeit im Zulauf  $U_o$  normiert.

### 6.3.2.2 Schwankungsgrößen

Die Wahl der Darstellung und Normierung turbulenter Schwankungsgrößen wird in der Literatur unterschiedlich gehandhabt. Die statistischen Grundlagen stellen allerdings immer die Varianz und die von ihr abgeleitete Standardabweichung der Schwankungsgrößen (Turbulenzstärke) um ihren Mittelwert in einer bestimmten Raumachse dar (vgl. Abschnitt 3.1). Reale turbulente Strömungen weisen in allen Raumachsen unterschiedliche, also anisotrope Turbulenzintensitäten auf. Üblicherweise werden letztere entweder mit der lokalen zeitlich gemittelten Geschwindigkeit  $U$ , der tiefengemittelten globalen Geschwindigkeit  $U_o$  oder der Schubspannungsgeschwindigkeit  $U_*$  normiert und als (relative) Turbulenzintensitäten bezeichnet. Neben der diskreten Betrachtung der Schwankungsgeschwindigkeiten wird der Turbulenzgrad  $Tu$  als Mittelwert aller

Komponenten der Schwankungsgeschwindigkeiten bestimmt (Surek und Stempin 2007).

#### *Turbulenzintensitäten in Longitudinal- und Transversalrichtung*

Die RMS-Werte (Standardabweichungen oder Englisch „*root-mean-square*“) der Schwankungsgeschwindigkeiten  $u_{rms} = \sqrt{u'^2}$  und  $v_{rms} = \sqrt{v'^2}$  werden im Rahmen der Auswertung mit der zeitlich und tiefengemittelten Anströmgeschwindigkeit  $U_o$  normiert. Es ist allerdings bekannt, dass gegenüber einer Normierung mit der Schubspannungsgeschwindigkeit  $U_*$  Einflüsse durch die Reynoldszahl und die Sohlrauigkeit auf die Verteilung und den Betrag der Turbulenzintensitäten zu erwarten sind (Blinco und Partheniades 1971; Nezu und Nakagawa 1993). Diese sind allerdings weitgehend auf den wandnahen Bereich ( $y/h < 0.15$ ) beschränkt und quantitativ untersucht. Allgemein kann formuliert werden, dass dort eine Zunahme der Reynoldszahl und eine Abnahme der Rauigkeit zur signifikanten Reduktion von  $u_{rms}/U_o$  führt. Zudem ist eine sichere Bestimmung von  $U_*$  mit dem vorliegenden Versuchsaufbau nicht möglich. Die Berechnung des Energieliniengefälles einerseits ist nicht hinreichend genau, da die nur marginale Abnahme der WSL bei ungestörtem Abfluss im Bereich der Messgenauigkeit liegt. Andererseits waren präzisere Methoden wie die hochaufgelöste Bestimmung vertikaler Geschwindigkeitsprofile, der Reynoldsspannungen  $-\overline{uw}(y)$  oder die direkte Messung der Wandschubspannung mit der verwendeten Messtechnik mit dem zeitlichen Rahmen der Untersuchung unvereinbar. Diese Einschränkung kann vor dem Hintergrund des Forschungsfokus der vorliegenden Arbeit hingenommen werden. Deren Ziel ist es, eine allgemeine Beschreibung der relativen Veränderung der Turbulenzintensitäten im Nahbereich von Leitreechen im Modellsystem zu geben (Adam und Lehmann 2011). Diese ist aufgrund der geringen Einflüsse der gewählten Normierungsmethode im Mittenbereich der Strömung insbesondere für die UE II gegeben (Nezu und Nakagawa 1993).

#### *Turbulenzgrad*

Turbulente Schwankungsgrößen oberhalb der Grenzschicht verhalten sich selbständig zur maximalen Anströmgeschwindigkeit und der Abflusstiefe (Townsend 1976). Da die Strömungsverhältnisse am Rechen aber ungleichförmig sind, führt eine Normierung mit der tiefengemittelten Anströmgeschwindigkeit zu einer relativ abgeflachten Darstellung der Schwankungsgrößen in Bereichen geringer Strömungsgeschwindigkeiten und umgekehrt zu einer relativen Überhöhung in beschleunigten Gebieten. Sollten sich

Fische demgegenüber vorzugsweise an lokalen Strömungsverhältnissen orientieren, müssten sie die Erhöhung der Schwankungsgrößen relativ zur beschleunigten Strömung als vorhersehbar interpretieren, ohne Meidreaktionen auszulösen. Um diesem Umstand Rechnung zu tragen, wird der Turbulenzgrad im Gegensatz zu den Turbulenzintensitäten mit der lokalen, zeitlich gemittelten Geschwindigkeitsresultierenden normiert und wie folgt für das horizontale 2D-Untersuchungsgebiet definiert

$$Tu_{uv} = \frac{\sqrt{\frac{1}{2}(\overline{u'^2} + \overline{v'^2})}}{\sqrt{(U^2 + V^2)}} \quad (6.10)$$

### 6.3.2.3 Kohärente Strukturen

Ganzfeldmethoden wie PIV ermöglichen vergleichende Betrachtungen der räumlichen und zeitlichen Bewegung benachbarter Vektoren zueinander. Gross-skalige, kohärente Strukturen wie Scherzonen oder Wirbel können im Untersuchungsbereich grundsätzlich durch die visuelle Analyse der originalen oder aufgelösten Vektorfelder identifiziert werden (Abschnitt 3.1). Insbesondere bei Untersuchungen mit einer sehr umfangreichen Datengrundlage, wie bei der vorliegenden Arbeit der Fall, ist die genannte Methode zeitlich schwer oder nicht zu bewältigen. Aus diesem Grund wurde in den letzten Jahrzehnten eine Vielzahl zusätzlicher Analysemethoden entwickelt, die die Lokalisierung turbulenter, kohärenter Strukturen unterstützen. Zwei dieser Methoden, die Analyse der Wirbel- und die der Rotationsstärke, wurden auf instantane und zeitlich gemittelte Vektorfelder angewendet und sind wie folgt definiert:

#### Wirbelstärke

Die Wirbelstärke (engl. *vorticity*) ist eine vektorielle Grösse und beschreibt die Drehung eines Fluidelementes

$$\vec{\omega} = \text{rot}(\vec{U}) = \nabla \times \vec{U} = \left( \frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y}, \frac{\partial}{\partial z} \right) \times (u, v, w) = \begin{bmatrix} \frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z} \\ \frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (6.11)$$

Sie wird für die vorliegenden 2D Vektorfelder als Drehung um die z-Achse bestimmt

$$\omega_z = \frac{\partial u}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial x} \quad (6.12)$$

Mit dem Verfahren werden nicht nur Wirbelzentren, sondern auch Scherströmungen identifiziert, die z.B. im Wandbereich oder entlang der Rechenstruktur auftreten kön-

nen. Eine Unterscheidung zwischen beiden Phänomenen ist auf Grundlage der Wirbelstärke nicht möglich (Adrian *et al.* 2000). Die Wirbelstärke besitzt die SI-Einheit [1/s] und ihr Vorzeichen definiert den Drehsinn.

### Rotationsstärke

Die Rotationsstärke (engl. *swirling strength*) wird über den Tensor des Geschwindigkeitsgradienten  $\mathbf{J}$  definiert

$$\mathbf{J}_3 = \nabla \vec{U} = \begin{bmatrix} \partial u / \partial x & \partial u / \partial y & \partial u / \partial z \\ \partial v / \partial x & \partial v / \partial y & \partial v / \partial z \\ \partial w / \partial x & \partial w / \partial y & \partial w / \partial z \end{bmatrix} \quad (6.13)$$

Bei Betrachtungen in der horizontalen Ebene, also im zweidimensionalen Fall, entfallen die vertikale Geschwindigkeit  $w$  und die Geschwindigkeitsgradienten in  $z$ -Richtung

$$\mathbf{J}_2 = \nabla \vec{U} = \begin{bmatrix} \partial u / \partial x & \partial u / \partial y \\ \partial v / \partial x & \partial v / \partial y \end{bmatrix} \quad (6.14)$$

Die Eigenwertgleichung vereinfacht sich und das Quadrat des imaginären Anteils ( $\lambda_{ci}^2$  - Kriterium) besitzt die Form

$$\lambda_{ci}^2 = \frac{1}{4} \left( \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \frac{1}{4} \left( \frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 - \frac{1}{2} \frac{\partial u}{\partial y} \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial y} \quad (6.15)$$

Als Konturplot dargestellt, unterstützen sie die Identifikation von Wirbelstrukturen. Vorteil dieser Methode ist die Differenzierung zwischen Wirbelzentren und Scherschichten. Lokale Minima stellen erstere dar, während positive Werte Bereiche ausweisen, in denen Scherzonen zu erwarten sind (Zhou *et al.* 1999; Adrian *et al.* 2000; Zang *et al.* 2013).

## 6.4 Messtechnische Grenzen des Versuchsaufbaus

### 6.4.1.1 *Limite der Untersuchungsbereiche*

Im Rahmen der PIV-Versuche wurde der Nahbereich der Leitreckenkonfigurationen untersucht (Abbildung 6.3). Die Auswertung der Wasserspiegellagen (WSL) und Interpretation der visuellen Inspektion im vorangegangenen Kapitel zeigte allerdings, dass sich ungestörte Abflussverhältnisse nur in einigem Abstand vom Rechen einstellen. Es wurde die deutliche Beeinflussung sowohl des Ober- wie auch des Unterwassers festgestellt. Oberstrom waren die Einflüsse in einem zur Wassertiefe relativen Abstand von  $x/h_o > 2$  zum Rechenkopf visuell nicht mehr feststellbar und die Abweichungen der mittleren im Verhältnis zu den Ausgangswasserspiegellagen betragen lediglich zwischen 0.05 – 0.25%. Unterstrom zeigte sich erwartungsgemäss eine deutlich ausgeprägte Inhomogenität des Abflussbildes. Während sich die mittleren WSL in den drei Messspuren ebenfalls asymptotisch einem Endwert näherten, war das Abflussbild bei höheren Fliessgeschwindigkeiten auch am Ende der Versuchsrinne leicht gewellt und durch lokale Wirbel- und Rezirkulationszonen gekennzeichnet (Abschnitt 5.4.3). Es stellt sich daher die Frage nach der räumlichen Einordnung der im PIV-Verfahren gewonnenen Informationen.

Abbildung 6.4 zeigt für das Beispiel einer Rechenkonfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$  den Verlauf der WSL in den Messspuren MS I – III vom Ein- bis zum Auslauf des Versuchskanals. Ferner sind der PIV-UB blau eingefärbt und die Position des ersten und letzten Rechenstabes durch gepunktete Linien angezeigt. Es wird deutlich, dass die WSL im gesamten PIV-UB auch oberstrom vom Rechen bereits markant divergieren. In den Messspuren MS II und III, die entlang der Kanalachse und in den Rechenkeil hinein verlaufen, nehmen die WSL ab, während im Verlauf der MS I hin zum Rechenkopf der typische Aufstaubereich zu erkennen ist. Unterstrom des Rechens bildet der PIV-UB ebenfalls nur den gestörten Abflussbereich ab. Er reicht gerade über den charakteristischen Senkenbereich hinaus, in dem die WSL die niedrigsten Werte aufweisen. Aus diesen Randbedingungen ergeben sich für die PIV-Versuche zwei grundlegende Konsequenzen. Zum einen basieren die vergleichenden Betrachtungen zwischen ungestörter Kanal- und stark beeinflusster, rechennaher Strömung auf den theoretischen Betrachtungen in Abschnitt 3.1. Zum zweiten müssen im Hinblick auf die untersuchten Fliessgeschwindigkeiten gewisse Obergrenzen eingehalten werden, die unter denen der Energieverlustversuche liegen (vgl. Abschnitt 6.2.3).

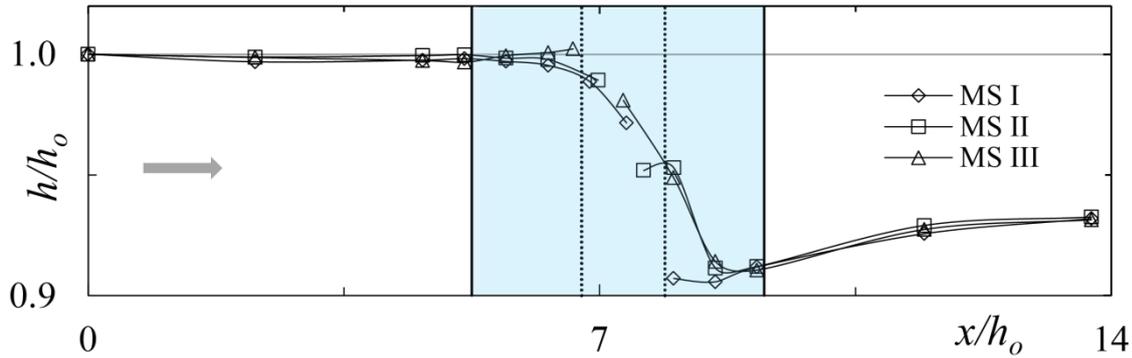


Abbildung 6.4 Wasserspiegellagen in den Messspuren MS I bis MS III (Rechen mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $\sigma = 017$  bei  $R = 2.5 \times 10^5$ ); gepunktete Linien repräsentieren die Position des ersten resp. letzten Rechenstabes, blau gefärbter Bereich mit durchgezogenen Linien die der oberen resp. unteren Begrenzung des PIV-Untersuchungsbereiches

Die vorhergehenden Betrachtungen sind auf Rechenkonfigurationen mit  $\alpha = 30^\circ$  direkt übertragbar. Auch hier erstreckt sich der UB oberstrom vom Rechenkopf über eine relative Länge von  $x/h_o = 1.25$  und befindet sich damit im stark beeinflussten Abflussbereich (Abbildung 6.3). Dies ist bei Rechen mit  $\alpha = 15^\circ$  a priori ersichtlich. Der UB beginnt hier unmittelbar oberstrom des Rechenkopfes bei  $x/h_o = 0.1$ . Während er die grösste Längsausdehnung aller Konfigurationen besitzt, schliesst er nur ca. 76% der Gesamtlänge des Abflusskeiles zwischen Kanalwand und Rechen ein. Der Abflussbereich am Rechenende wird nicht erfasst. Aufgrund des spitzen Rechenwinkels entspricht dies allerdings 94% der Abflusskeilfläche. Begründet ist diese Einschränkung durch die Notwendigkeit zur regelmässigen Reinigung des Acrylglas-Bootes zwischen den Versuchsläufen. Jenes ist in der  $15^\circ$  Konfiguration 1.92 m lang und muss aus diesem Grund beidseitig zugänglich sein.

Abschliessend folgen Betrachtungen zur Erfassung der Strömungszustände zwischen den Rechenstäben. Diese ist nicht einheitlich umsetzbar. Sie wird einerseits (i) durch die Rechengeometrie und Positionierung der Kamera relativ zur luftseitigen Rechenhalterung und andererseits (ii) durch die Lage der BQs (Bildauswertungsquadranten vgl. Abschnitt 6.2.4) relativ zu den Rechenstäben beeinflusst:

- i. Die Einsicht zwischen die Rechenstäbe ist abhängig vom Aufnahmewinkel. Schneidet die Linsenachse der Kamera die des Rechens, werden die Stabzwischenräume vollständig von der Rechenhalterung verdeckt. Je weiter die Kameraachse vom Rechen entfernt ist, umso besser wird die Einsehbarkeit. Diese ist ferner beeinflusst durch den Rechenwinkel selbst. Da die Kameraachse bei allen Versuchen die Kanalachse schneidet, nimmt der perspektivisch erfassbare

Rechenzwischenraum mit grösseren  $\beta$  ab, da vorgelagerte Rechenstäbe die Nachfolger verdecken.

- ii. Die BQs besitzen eine Grösse von  $15.6 \times 15.6$  mm mit einer resultierenden Auflösung des Vektorfeldes von  $7.8 \times 7.8$  mm, während der kleinste lichte Stababstand im Modell  $b = 25$  mm ( $\sigma = 0.17$ ) beträgt. Es kommt unweigerlich zum Verlust von Bildinformationen, wenn Rechenstäbe ganz oder teilweise die Fläche der BQs schneiden. Die Einsehbarkeit zwischen die Rechenstäbe vorausgesetzt, bedeutet dies, dass sich im günstigsten Fall nur maximal ein BQ exakt zwischen zwei Rechenstäben befindet. Im ungünstigsten Fall werden zwei benachbarte BQs auch von den benachbarten Rechenstäben geschnitten. Je grösser der Stababstand, umso mehr Informationen können aus dem Rechenstabzwischenraum extrahiert werden.

Generell wurden die PIV-Versuche im Hinblick auf die Auswertung der Rechenan- und abströmung optimiert. Sie liefern dennoch Informationen über die Strömungsfelder zwischen den Rechenstäben, die aber jeweils im Einzelfall und räumlich diskret überprüft werden müssten. Wenn auch aus Sicht der Forschung interessant, ist eine solche Auswertung im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht notwendig, da davon ausgegangen werden kann, dass Fische die Strömungssignatur des Leitrechens bereits vor dem Rechen wahrnehmen. Die Ergebnisse der PIV-Versuche werden aus diesem Grund unter Ausklammerung der Stabzwischenräume präsentiert.

#### ***6.4.1.2 Einfluss der Laserpositionierung auf die Schwankungsgrössen***

Eine Vielzahl von Faktoren beeinflusst die Qualität von 2D PIV-Messungen und deren Ergebnisse. Die Wahl ungeeigneter Tracer-Partikel, grosse Geschwindigkeitsgradienten und dreidimensionale Strömungsfelder, nichtlineare und -uniforme Kamerafunktion, ungleichmässige Ausleuchtung des Bildbereiches, in Abhängigkeit von Position und Ausrichtung wechselnde Reflexionseigenschaften der Partikel, Übertragungsfehler bei der Übermittlung zwischen Kamera und Mess-PC sowie Digitalisierungsfehler stellen mögliche Fehlerquellen dar (Huang *et al.* 1997). Allein den einzelnen Aspekten der Fehleridentifikation und -quantifizierung haben sich in den letzten Jahrzehnten diverse umfangreiche Studien gewidmet (Westerweel 1994; Westerweel 1997; Raffel *et al.* 1998; Megerle *et al.* 2002; Overmars *et al.* 2010; Putman 2011). Im Rahmen eines anwendungsbezogenen Einsatzes der Messtechnik ist es deshalb empfehlenswert, Standardeinstellungen gemeinsam mit dem Hersteller des eingesetzten PIV-Systems zu

erarbeiten und die experimentellen Randbedingungen optimal an den gewählten Auswertungsalgorithmus anzupassen. Demgegenüber zwingen spezielle Randbedingungen oftmals zu einer Relativierung der Erwartungshaltung an die Genauigkeit einzelner Messgrößen. Im vorliegenden Fall beschränkten die Platzverhältnisse am Versuchstand die Wahl der Laserpositionierung. Während die Messungen an Rechen mit  $\alpha = 45^\circ$  vollständig unter optimal kalibrierten Bedingungen durchgeführt werden konnten, war dies für Rechen mit  $\alpha = 30^\circ$  und  $15^\circ$  nur für den oberstrom gelegenen Teil des UB möglich. Um den gesamten, mit abnehmendem Rechenwinkel verlängerten UB zu erfassen, war es notwendig, zwei Aufnahmebereiche einzuführen (vgl. Abbildung 6.3). Dies zog die Umpositionierung sowohl der Kamera als auch des Lasers nach sich. Ersterer konnte entlang der Kanalachse und parallel zur WSL ohne Veränderung der relativen Aufnahmeperspektive in Richtung Unterwasser verschoben werden. Die Parallelverschiebung des Lasers war demgegenüber nicht möglich. Um den Aufnahmebereich zu belichten, wurde er in Richtung Rechenende um  $\Delta\Gamma$  um seine Achse gedreht. Bei  $\alpha = 30^\circ$  betrug die Neuausrichtung  $\Gamma_{30} = 28^\circ$  und bei  $\alpha = 15^\circ$   $\Gamma_{15} = 35^\circ$ . Kalibrierungsmessungen wiesen im Überlappungsbereich übereinstimmende Messergebnisse für die über die Messdauer gemittelten Geschwindigkeitsgrößen (Resultierende, Längs- und Quergeschwindigkeit) aus. Demgegenüber wurden im unteren Aufnahmebereich generell abweichende Schwankungsgrößen (Turbulenzgrad, Turbulenzintensitäten in Längs- und Querrichtung) ermittelt, die zudem räumlich unregelmässig verteilte, lokal ausgeprägte Spitzen aufzeigten. Die Auswertung der Wölbung (Kurtosis), die das zentrale Moment 4. Ordnung der Häufigkeitsverteilung der Messwerte darstellt, ergab eine generelle moderate Abnahme der Schwankungswerte mit lokal begrenzten Spitzen für Rechenkonfigurationen mit  $\alpha = 30^\circ$  und eine markante generelle Zunahme mit starken lokalen Spitzen für  $\alpha = 15^\circ$ . Es lässt sich demnach ableiten, dass die Laserstellung unmittelbaren Einfluss auf die Streuung der Messwerte um ihren Mittelwert nimmt. Mit zunehmender Drehung nimmt die Wölbung der Werteverteilung zu, das heisst, die Streuung wird durch eher seltene, aber extreme Ereignisse dominiert. Als mögliche Fehlerquellen für die Zunahme der Streuungsspitzen wurden folgende Faktoren identifiziert:

- Inhomogene Belichtung des Aufnahmebereiches  
Der Laser ist in der Grundkonfiguration orthogonal zur Kanalwand ausgerichtet und belichtet den UB weitgehend gleichmässig. Selbstverständlich nimmt die Lichtintensität über die Kanalbreite und in den Randbereichen des UB ab, dies

allerdings ohne signifikante Auswirkungen auf die Partikelbelichtung. Bei Konfigurationen mit ausgerichtetem Laser verringert sich demgegenüber zum einen mit wachsendem Abstand von der Lichtquelle die Lichtintensität und zum anderen verändern sich die Lichtbrechungsverhältnisse an der Kanalglaswand. Im Ergebnis ist der weiter oberstrom gelegene Aufnahmebereich stärker ausgeleuchtet als der am Rechenende gelegene (Reuss *et al.* 2002). Ferner wurde die Zunahme der Lichtschnittdicke von max. 2 mm auf ca. 4 mm mit wachsendem Abstand zum Laser festgestellt. Es werden demnach vermehrt Partikel aufgenommen und in die Korrelationsauswertung einbezogen, die signifikante vertikale Geschwindigkeitskomponenten aufweisen.

- **Heterogene Partikelreflexion**

Während Partikel im oberen Teil des Aufnahmebereiches parallel zur Kanalachse seitlich belichtet werden, trifft der Lichtschnitt mit zunehmendem Abstand vom Laser auf deren Rückseite auf. Die Auswirkungen auf die Datenqualität sind komplex. Sie werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht vertieft vorgestellt (Gharib *et al.* 1995).

Zusammenfassend wird festgestellt, dass die Drehung des Lasers vernachlässigbare oder geringe Auswirkungen auf die mittleren Geschwindigkeitsfelder hat, Schwankungsgrößen allerdings markant beeinflusst werden. Versuche, die Qualität der PIV-Aufnahmen durch die Wahl anderer Tracer-Partikel und die Variation der Laserintensität zu verbessern, blieben erfolglos. Aus diesem Grund werden im Ergebnisteil dieses Kapitels auch im Überlappungsgebiet der Aufnahmebereiche allein die Korrelationsresultate der Grundkonfiguration vorgestellt, ohne eine Mittelung beider Datensätze vorzunehmen. Unterhalb des ersten Aufnahmebereiches schliessen unmittelbar die Ergebnisse des zweiten Aufnahmebereiches an. In Abbildungen und Diagrammen ist diese Trennung jeweils durch eine fette Strich-Punkt-Linie markiert.

## **6.5 Ergebnisse der Strömungsfelduntersuchungen**

Die PIV-Messungen liefern hoch aufgelöste Informationen in der horizontalen Aufnahmeebene, die anhand von Konturplots dargestellt werden. Dies macht die anschauliche Beschreibung der räumlichen Verteilung der Strömungscharakteristika für jede Rechenkonfiguration möglich. Eine Vorstellung aller Ergebnisgrößen ist in dieser Form aber unzweckmässig, da sie konfigurationsübergreifende Betrachtungen erschwert und mit

erheblichem Platzaufwand verbunden ist. Aus diesem Grund werden Konturplots nur für die wichtigsten Rechenkonfigurationen zur Bildung des Prozessverständnisses gezeigt. Vergleichende Betrachtungen erfolgen anhand von Profilplots, die entlang der bereits im vorangegangenen Kapitel eingeführten Messspuren extrahiert wurden (Abbildung 6.3). Neben der Variation der geometrischen Rechenparameter umfasste die Untersuchung Messungen bei verschiedenen Fließgeschwindigkeiten und in zwei Abflusshorizonten. Während ihr Einfluss für alle Konfigurationen ermittelt wurde, werden auch in diesem Fall die Ergebnisse anhand repräsentativer Beispiele erläutert. Folgend werden die Gliederung und der Inhalt des Ergebnisteils umrissen. Er erhält drei Hauptblöcke, die entsprechend der Rechenwinkel  $\alpha$  unterteilt sind:

i. Rechenwinkel  $\alpha = 45^\circ$

Abschnitt 6.5.1 hat die Strömungsfelder der Rechenkonfigurationen mit  $\alpha = 45^\circ$  unter Variation des Stabwinkels ( $\beta = 45^\circ$  und  $90^\circ$ ) und des dimensionslosen Stababstandes ( $\sigma = 0.17$  und  $0.08$ ) zum Inhalt. Sie werden für die Rechenkonfigurationen mit  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$  und  $0.08$  sowohl ober- als auch unterstrom des Leitrechens bei mittleren Strömungsgeschwindigkeiten im Modellzulauf von  $U_o = 0.1$  m/s und in der UE I mit  $z_1/h_o = 0.125$  detailliert präsentiert. Es schliesst sich ein Vergleich der Strömungsverhältnisse in den UE I und II an.

Folgend werden die Strömungsfelder oberstrom von Konfigurationen mit  $\beta = 45^\circ$  für beide Stababstände vorgestellt. Der gewählte Untersuchungshorizont befindet sich in der UE II und die mittlere Fließgeschwindigkeit beträgt  $U_o = 0.2$  m/s. Erneut werden zusammenfassend die Unterschiede in beiden UE erläutert.

ii. Rechenwinkel  $\alpha = 30^\circ$

Im Abschnitt 6.5.2 wird, auf die Ergebnisse des Kapitels 7 vorgehend, nur die Anströmung der Rechenvariante mit  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$  anhand von Konturplots in der UE II und bei  $U_o = 0.2$  m/s analysiert. Diese Variante ist im Hinblick auf die Fischleiteffizienz vielversprechend und zudem ökonomisch interessant, da die Rechenlänge im Prototyp gegenüber Varianten mit  $\alpha = 15^\circ$  signifikant kürzer ausfällt.

Anhand dieser Rechenvariante wird abschliessend der Einfluss verschiedener mittlerer Zulaufgeschwindigkeiten  $U_o$  erarbeitet.

iii. Rechenwinkel  $\alpha = 15^\circ$

Der Anschlussabschnitt umfasst die Vorstellung der Rechenkonfigurationen mit

$\beta = 45^\circ$  und  $90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$ . Die Ergebnisse werden wiederum für die Anströmung in der UE II und bei einer mittleren Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.2$  m/s präsentiert.

Am Ende des Resultatteiles erfolgt ein Vergleich der mittleren Bewegungs- und Schwankungsgrößen in Längs- und Querrichtung über alle geometrischen Rechenparameter.

Abschliessend seien einige Hinweise zur Interpretation der folgend vorgestellten Konturplots erlaubt. Insbesondere dann, wenn der darzustellende Wertebereich innerhalb einer einzelnen Abbildung gross ist, entsteht ein Zielkonflikt zwischen Übersichtlichkeit und Präzision der Ergebnisdarstellung. Ist die Abstufung des Wertebereiches zu klein, sind Informationen an Stellen hoher Geschwindigkeitsgradienten kaum differenzierbar. Demgegenüber „verstecken“ sich allfällig wichtige Informationen, wird eine zu grobe Abstufung gewählt. Für das Prozessverständnis sind aber immer beide Faktoren wichtig. Aus diesem Grund werden bei der Beschreibung der Strömungscharakteristika wiederholt Informationen, die erst in späteren Abschnitten zur Verfügung stehen und nicht direkt aus dem referenzierten Konturplot hervorgehen, ohne Verweis verwendet. Ferner erfolgt die Wahl der verwendeten Werteabstufungen für jede Ergebnisgrösse separat und ist innerhalb eines Ergebnisblocks nicht a priori gleichverteilt.

## 6.5.1 Leitreechen mit $\alpha = 45^\circ$

### 6.5.1.1 Strömungsfelder beidseitig des Leitreechens mit $\beta = 90^\circ$ und $\sigma = 0.17$

Der folgend besprochene Leitreechen mit orthogonal zur Hauptströmungsrichtung ausgerichteten Rechenstäben (engl. *louver*) besitzt mit  $\zeta_{R,m} = 17.66$  ( $\zeta_{R,k} = 17.17$ ) den grössten Verlustbeiwert aller untersuchten Konfigurationen. Er bietet sich für die Gesamtbetrachtung der Abflussverhältnisse an, da die visuelle Inspektion im Zusammenhang mit den Versuchen zur Bestimmung der Energieverluste zeigte, dass hier spezifische Strömungsmuster besonders prominent ausgeprägt sind.

#### Mittlere Bewegungsgrößen

Abbildung 6.5 zeigt die zeitlich über den Versuchszeitraum gemittelten Bewegungsgrößen in der UE I (a) Resultierende  $U_r$ , (b) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$  und (c) Transversalgeschwindigkeit  $V$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.1$  m/s bei  $F = 0.05$  und  $R = 6 \times 10^4$ . Die Konturdarstellung von  $U_r$  ist zudem mit

dem Vektorfeld überlagert. Um die Übersichtlichkeit zu wahren, wird nur jeder vierte Vektor dargestellt.

Im Bereich  $-1.25 < x/h_o < -1.1$  ist  $U_r$  homogen über die Kanalbreite verteilt und liegt bei 80 bis 90% der tiefengemittelten Fließgeschwindigkeit  $U_o$ . Die generelle Unterschreitung von  $U_o$  ist auf die Lage der Untersuchungsebene zurückzuführen. Sie befindet sich im Wandbereich, also in dem Teil des Geschwindigkeitsprofils, in dem die lokalen Fließgeschwindigkeiten kleiner als  $U_o$  sind.

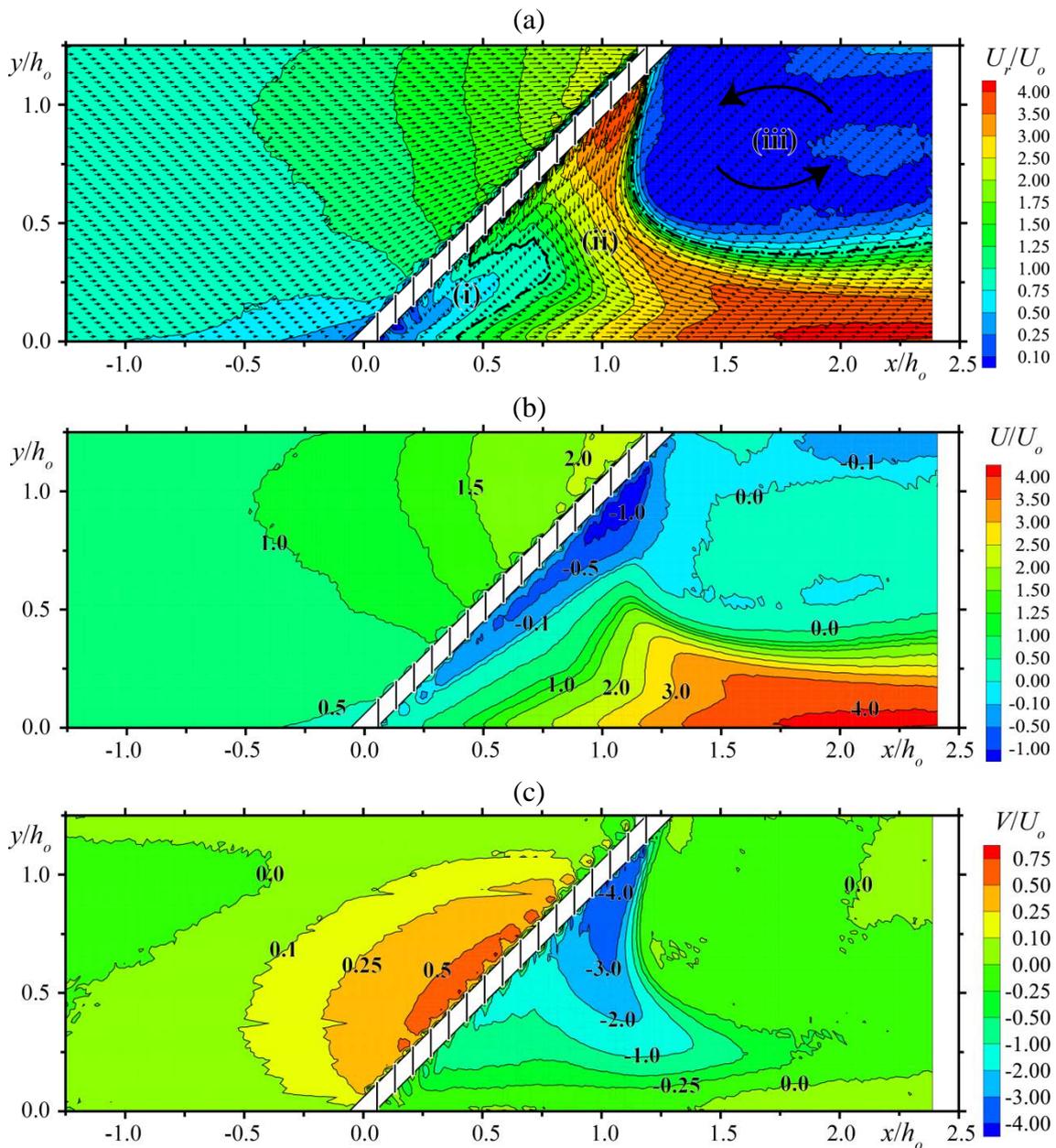


Abbildung 6.5 Mittlere relative Bewegungsgrößen in der UE I ( $z/h_o = 0.125$ ): (a) Resultierende, (b) Longitudinal-, (c) Transversalgeschwindigkeit mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

Im weiteren Verlauf wird die Auswirkung des Aufstaus vor dem Rechenkopf deutlich. In einem Abstand von  $x/h_o = 1$  verringert sich  $U_r$  auf der orografisch rechten Seite des Versuchskanals auf  $0.75U_o$  und fällt kurz vor dem ersten Rechenstab unter  $0.25U_o$ . Dieser Geschwindigkeitsverlauf deckt sich mit den gemessenen WSL, die erwartungsgemäss mit der verzögerten Strömung zunehmen. Der Bereich vor dem Rechenkopf ist durch eine ausgeprägte Stauzone gekennzeichnet. Entsprechend bestätigt auch die kontinuierliche Zunahme von  $U_r$  im Rechenkeil auf der orografisch linken Kanalseite die Abnahme der dortigen WSL. Die Zuströmung lässt sich generell in einen ungleichmässig verzögerten Bereich zwischen  $0 \leq y/h_o \leq 0.25$  und einen ungleichmässig beschleunigten Bereich zwischen  $0.25 \leq y/h_o \leq 1.25$  gliedern. Die höchsten Geschwindigkeitsgradienten treten in der Beschleunigungszone bei  $y/h_o = 1.0$  auf. Sie sind an der oberstromigen Ausbauchung der Isotachen erkennbar, die allerdings in den Rechenkeil hinein an Ausprägung abnimmt. Im Vergleich zum Zulauf hat sich die Geschwindigkeit am Rechenende mehr als verdoppelt.  $U_r$  erreicht dort Maximalwerte von  $2.25U_o$ . Verantwortlich für die ausgeprägte Zunahme der Geschwindigkeit ist die Teilumlenkung der Strömung entlang des Rechens und folglich die Konzentration der Strömung am Rechenende. Das Strömungsmuster kann annähernd mit dem typischerweise bei allmählich verjüngten Fliessquerschnitten auftretenden Abflussbild verglichen werden. Deutlich zu erkennen ist dies an der Orientierung der Geschwindigkeitsvektoren. Am Rechenkopf zwischen  $0 \leq y/h_o \leq 0.25$  sind sie nahezu parallel zur Rechenachse, also  $45^\circ$  zur Hauptströmungsrichtung, ausgerichtet. In Richtung der Kanalachse nehmen die Werte auf ca.  $30^\circ$  ab und am Rechenfuss ist keine Umleitung mehr zu beobachten. Es kann daraus abgeleitet werden, dass der obere Bereich des Rechens weniger stark durchströmt wird als der untere Bereich.

Unterstrom des Rechens sind ebenfalls klar abgrenzbare Geschwindigkeitszonen zu erkennen. Sie sind zur besseren Lesbarkeit durch fette Strich-Punkt-Linien voneinander abgegrenzt und nummeriert. Im ersten Bereich (i) unterhalb des Rechenkopfes zwischen  $0 < x/h_o < 0.75$  sind die Auswirkungen der reduzierten Rechendurchströmung auszumachen. Die Abströmgeschwindigkeiten betragen hier 10 - 75% von  $U_o$ . Es schliesst sich zweitens (ii) ein Hochgeschwindigkeitsbereich an, der seinen Ursprung am Rechenende hat, über die gesamte Abflussbreite zur gegenüberliegenden Kanalwand verläuft und dort in Richtung Unterwasser umgelenkt wird. Die am Rechenende austretende Strömung lässt sich als ein durch die Rechenstäbe aufgefannter Abflussstrahl beschreiben. Er ist nahezu orthogonal zur Kanalachse ausgerichtet und weist lokal Maxi-

malwerte von  $4U_o$  auf. Tatsächlich zeigen die Fluchtlinien der Geschwindigkeitsvektoren im Bereich zwischen  $0.25 < x/h_o < 1.25$  in Richtung Oberwasser, ein Phänomen, das anhand der Abbildung 6.5 (b) später genauer erläutert wird. Mit der Annäherung an die orografisch rechte Kanalseite kommt es zu einer erneuten Umlenkung der Strömung nach unterstrom. Die Kanalberandung wirkt hier als Prallwand. Bei hohen  $U_o$  kann dies anhand der stationären Ausbildung eines ausgeprägten Staubereiches beobachtet werden (Abbildung 5.6), in dem ferner die Vereinigung des Abflussesstrahles und der Rechenkopfströmung stattfindet. Aus dem Staubereich heraus beschleunigt die Strömung erneut und konzentriert sich auf der rechten Kanalseite. Der effektive Abflussquerschnitt erstreckt sich an der Stelle der stärksten Einschnürung bei  $x/h_o = 1.75$  von der rechten Wand bis  $0.4y/h_o$  und besitzt damit nur 30% der Kanalbreite.  $U_r$  erreicht hier Maximalwerte von  $4U_o$ . Die dritte Zone (iii) dehnt sich in Längsrichtung bei  $x/h_o = 1.25$  beginnend bis zum Ende des UB aus und besitzt eine Breite von ca.  $y/h_o = 0.75$ . Die Resultierenden sind hier generell sehr klein ( $0.1 \leq U_r/U_o \leq 0.5$ ) und anhand des Vektorfeldes werden zudem Rückströmungsbereiche erkennbar (vgl. auch Stromlinien, Abbildung 6.7). Diese Zone trägt praktisch nicht zum Massentransport in Richtung Unterwasser bei, so dass der effektive Abflussquerschnitt auf die oben erwähnten 30% der Kanalbreite beschränkt bleibt. Unterhalb von  $x/h_o > 1.75$  nimmt die Breite der Rückströmungszone langsam ab und analog erfolgt eine Aufweitung des effektiven Abflussquerschnittes. Die Vermessung des Winkels zwischen Null-Isotache und Kanalachse ergibt einen Ausbreitungswinkel zwischen  $7^\circ$  bis  $8^\circ$ . Das ist ein Wert, der in guter Übereinstimmung mit einschlägigen Literaturwerten zu Ausbreitungswinkeln in Scherschichten steht. Eine Abschätzung des notwendigen Fließweges bis zur vollständigen Homogenisierung des Abflusses  $L_F$  ist trotzdem aufgrund des begrenzten Untersuchungsbereiches nur unter grober Näherung möglich. Durch Extrapolation der Daten, ausgehend vom Zwängungspunkt, ergeben sich Werte von  $L_F > 5W$ , also dem 5fachen der Abflussbreite.

In Abbildung 6.5 werden zusätzlich die in Längs- (b) und Querrichtung (c) zerlegten mittleren Bewegungsgrößen  $U$  und  $V$  dargestellt. Ihre Analyse präzisiert die vorgängig anhand des Vektorfeldes abgeleiteten Strömungscharakteristika. Generell kann festgestellt werden, dass das Strömungsbild oberstrom des Rechens signifikant von der Longitudinalbewegungsgröße  $U$  bestimmt ist. Plots von  $U_r$  und  $U$  sind praktisch deckungsgleich, da  $V$  deutlich geringe Absolutwerte besitzt. Unterstrom dominiert  $U$  hingegen lediglich den weiter entfernten Unterwasserbereich und  $V$  die Abströmungszone in

Rechennähe. Im Hinblick auf die Anströmung wird ersichtlich, dass zwischen  $-1.25 < x/h_o < -0.5$  beide Bewegungsgrößen weitgehend homogen verteilt sind. Die Beeinflussung der Anströmung ist allerdings bereits anhand der rechtsseitig ( $y/h_o < 0.5$ ) positiv ausgerichteten Transversalgeschwindigkeitskomponente erkennbar. Ab  $x/h_o > -0.5$  sind die Abflussbeschleunigung und -umlenkung deutlich in beiden Plots ersichtlich. Vom Rechenkopf ausgehend nimmt  $U$  kontinuierlich bis in den Rechenkeil auf  $2U_o$  zu (vgl.  $U_r = 2.25U_o$ ), während  $V$  Maximalwerte von  $0.75U_o$  in der Rechenmitte erreicht, danach abnimmt und die Umkehr der Strömungsrichtung zum Rechen ab  $x/h_o > 0.8$  festgestellt werden kann. Das räumliche Muster der  $V$ -Isotachen entspricht dabei am Rechen geschnittenen Ellipsoiden, die leicht in Richtung der Rechenachse gedreht sind. Sie deuten an, was in Abbildung 6.7 anhand der Stromlinienverläufe bestätigt wird. Die intensive, rechennahe Abflussumlenkung wird weiter oberstrom von einer sekundären begleitet, nämlich dem Eindrehen der Strömung ausgehend von der orografisch linken Kanalseite hin zur Rechenachse. Diese wichtigen Details wurden aus den Betrachtungen zu  $U_r$  nicht ersichtlich, sind aber sowohl hydraulisch schlüssig als auch im Hinblick auf die Fischleiteffizienz von entscheidender Bedeutung. Wird kontinuierlich ein Teil des Abflusses parallel entlang eines endlich langen Rechens umgeleitet, muss es zwingend einen Wendepunkt geben, an dem die Strömung in Richtung Rechen eindreht und in das Unterwasser abfließt. Dieser Punkt ist im vorliegenden Fall bei  $4/5$  der projizierten Rechenlänge erreicht. Fischbiologisch hat dies potentiell weitreichende Konsequenzen, denn es erfordert eine rasche Anpassung an die veränderten Strömungsbedingungen und birgt die Gefahr, dass Fische, die nicht schnell genug den Abstand zum Rechen vergrößern, durch die Stäbe eingezogen werden. Wenn auch aus den vorliegenden Messungen keine quantitativen Informationen über die Fließgeschwindigkeiten zwischen den Rechenstäben deduziert werden können, lassen die unmittelbar unterstrom stark erhöhten Werte von  $V = -4U_o$  und der Vergleich mit Literaturdaten (Meusburger *et al.* 1999; Tsikata *et al.* 2009) lokal auch dort vergleichbare Größenordnungen erwarten.

Neben der Ableitung fischbiologischer Konsequenzen erschliesst die Einzelbetrachtung der zerlegten Bewegungsgrößen unterstrom vom Rechen weitere wichtige Informationen. Der Ausrichtung der Strömung durch die Rechenstäbe entsprechend, ist die Hauptströmungsrichtung von  $V$  negativ. Der Beobachtung folgend, dass die Strömung das Rechenende in Form eines konzentrierten Abflussstrahles verlässt, auf die gegenüberliegende Kanalwand trifft und umgelenkt wird, ist eine Neuausrichtung unterhalb des

Prallbereiches zu erwarten. Die Messungen bestätigen das visuelle Ergebnis. Unterstrom  $x/h_o \geq 1.3$  besitzt  $V$  entlang der rechten Kanalwand positive Werte, die Strömung wird also im Anschluss an den Prallbereich in Richtung Kanalmitte umgeleitet.

Im Zusammenhang mit der Vektorfeldanalyse wurde bereits festgestellt, dass die Ausrichtung der rechen nahen Abströmung über den durch die Rechenstäbe vorgegebenen Winkel von  $90^\circ$  hinausgeht, also eine Rückströmung in Richtung Oberwasser verläuft. Diese Beobachtung deckt sich nicht mit den Ergebnissen von Spangler (1928) und Zimmermann (1969), die feststellten, dass bei  $b/l \leq 1$  eine vollständige Orientierung der Strömung in Richtung der Rechenstäbe erfolgt (Gleichrichterwirkung). Am stärksten ausgeprägt ist dieses Phänomen am Rechenende. Die Geschwindigkeitsvektoren sind hier maximal in einem Winkel von  $107^\circ$  zur Kanalachse angestellt. Bei separater Betrachtung von  $U$  wird ersichtlich, dass sich der Rückströmungsbereich fast über die gesamte Rechenlänge erstreckt und zwischen  $0.9 < x/h_o < 1.2$  überdies die gleiche Größenordnung wie  $U_o$  besitzt. Es können dafür zwei Erklärungsversuche herangezogen werden.

Zum einen stimmen, wie in Abschnitt 3.2 erläutert, die geometrischen Randbedingungen früherer Versuche an Einlaufrechen nicht vollständig mit denen schräg gestellter Leitrechen überein. Dies betrifft nicht nur die Anordnung der Rechen in der Modellrinne. Auch die Stabausrichtung geht mit  $\beta = 90^\circ$  weit über die vorgängig untersuchte Bandbreite hinaus, die maximal Stabwinkel von  $\beta = 60^\circ$  beinhaltete. Zum anderen konzentrierten sich die zitierten Arbeiten vorrangig auf die Bestimmung der lokalen Rechenverluste und nicht auf die Beschreibung der Strömungsfelder. Räumlich hoch aufgelöste Analyseverfahren kamen nicht zum Einsatz. Demgegenüber lässt die Extrapolation der Ergebnisse jüngster PIV-Detailuntersuchungen in den Zwischenräumen schräg angeordneter Rechteckzylinder die „überhöhte“ Strömungsumlenkung erwarten (Tsikata *et al.* 2008; Tsikata *et al.* 2009). Der dort präsentierte Verlauf der Stromlinien unmittelbar unterstrom von  $12^\circ$  resp.  $22.5^\circ$  schräg angestellten Stabgruppen überschreitet lokal deren Ausrichtung um 2 bis  $4^\circ$ . Grund dafür ist die Zunahme der räumlichen Ausdehnung der Ablösezone auf der Leeseite der Stabköpfe und das darauf folgende Eindrehen der Strömung im Bestreben zum Wiederanlegen an den Rechteckzylinder.

### Schwankungsgrößen

Abbildung 6.6 zeigt die zeitlich über den Versuchszeitraum gemittelten Schwankungsgrößen (Abschnitt 6.3.2) in der UE I mit (a) Turbulenzgrad  $Tu_{uv}$  relativ zur mittleren lokalen Fließgeschwindigkeit  $U_r$  und (b) sowie (c)  $u_{rms}$  und  $v_{rms}$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.1$  m/s bei  $F = 0.05$  und  $R = 6 \times 10^4$ . Die Konturdarstellung von  $Tu_{uv}$  in Abbildung 6.6 (a) enthält zudem das Vektorfeld der Resultierenden, um Orientierung und Betrag der Strömung zu kennzeichnen.

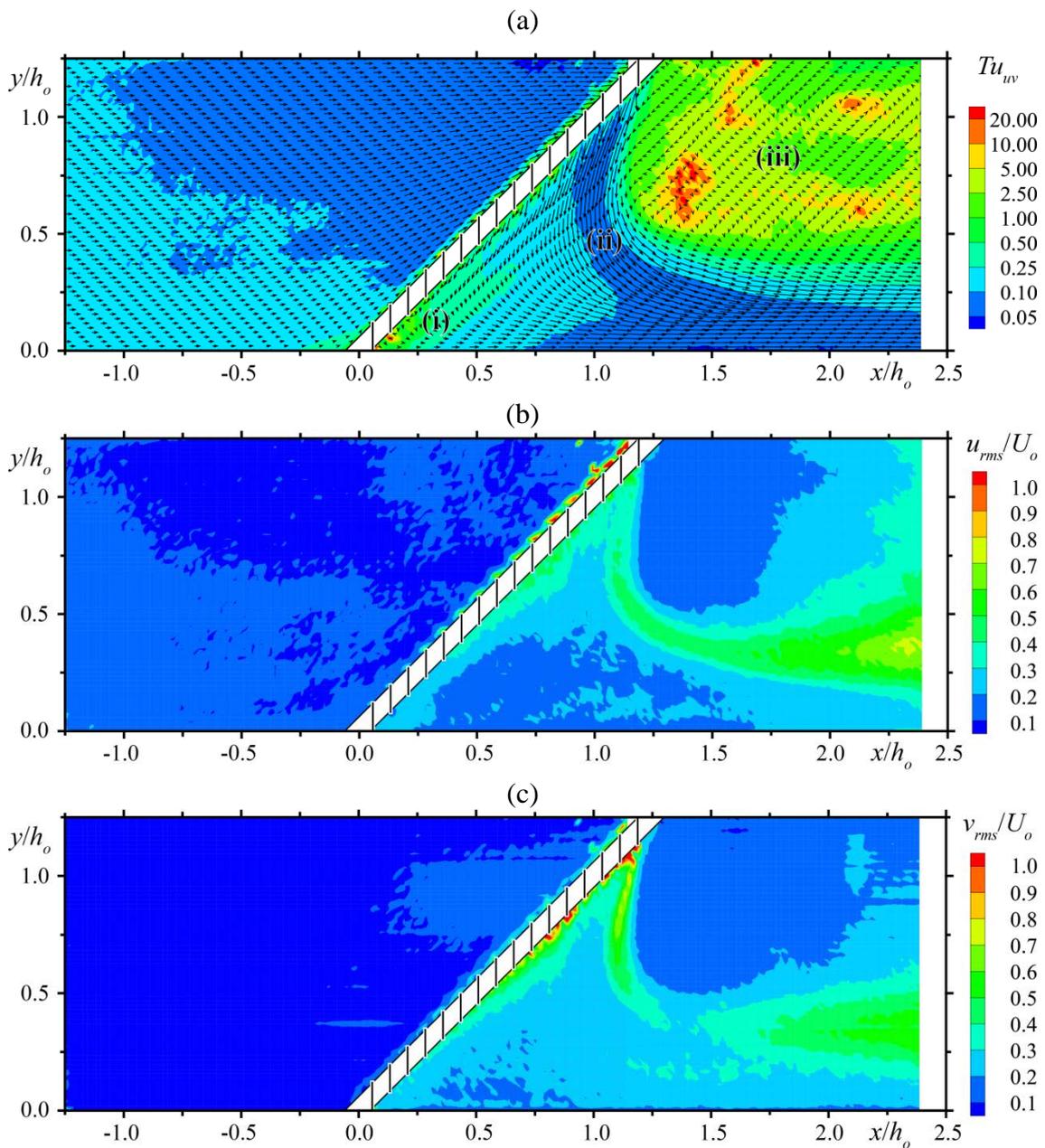


Abbildung 6.6 Schwankungsgrößen: (a) Turbulenzgrad, (b) relative Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung, (c) Turbulenzintensität in Transversalrichtung bei  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

Der Einfluss des Normierungsparameters auf die Gewichtung der Schwankungsgrößen wird unmittelbar ersichtlich. Während sich oberstrom eine Abnahme von  $Tu_{uv}$  in den Rechenkeil hinein abzeichnet, also die Schwankungsgrößen in der ungleichförmig beschleunigten Strömung relativ zur lokalen  $U_r$  abnehmen, wird dieser Trend bei der Normierung von  $u_{rms}$  und  $v_{rms}$  mit  $U_o$  nicht ersichtlich. Die Turbulenzintensitäten sind hier weitgehend homogen mit einer Tendenz zur Zunahme im unteren Rechenkeil verteilt. Sie variieren zwischen  $0.06 - 0.16U_o$ , wobei  $u_{rms}$  insbesondere im weniger gestörten Bereich  $-1.25 < x/h_o < -0.5$  grossflächig höhere Werte als  $v_{rms}$  besitzt. Die Ergebnisse folgen damit der allgemeingültigen Korrelation, nach der die Turbulenzintensitäten Ähnlichkeitsbeziehungen gehorchen und in Hauptströmungsrichtung zweidimensionaler Parallelströmungen immer grösser als in Transversal- und Vertikalrichtung sind (Nezu und Nakagawa 1993; Bezzola 2002). Beiden Darstellungen gemein ist die räumlich, lediglich auf die unmittelbare Rechennähe begrenzte, signifikante Zunahme der Schwankungsgrößen. Diese sind im Gegensatz zur mittleren Bewegung nicht bereits in einigem Abstand vom Rechen durch klar abgegrenzte Zonen gekennzeichnet, sondern weisen starke Gradienten nur in direkter Nähe der Rechenstäbe auf. Deren Ausdehnung und Wertemaxima wiederum nehmen entlang des Rechens kontinuierlich zu, wobei gilt  $u_{rms} \gg v_{rms}$ . Es sei an dieser Stelle allerdings angemerkt, dass die höher aufgelöste Darstellung der Schwankungsgrößen im Konturplot auch feinere Strukturen in der grossräumigen Anströmung sichtbar macht.

Unterstrom des Rechens ist die räumliche Verteilung der Schwankungsgrößen deutlich heterogener. Es lassen sich klare Beziehungen zwischen ihnen und der Verteilung der Bewegungsgrößen erkennen und für  $Tu_{uv}$  eine Einteilung analog zu den bei  $U_r$  gewählten Hauptbereichen (i) - (iii) ableiten (vgl. Abbildung 6.5). Die Darstellung von  $Tu_{uv}$  verdeutlicht, dass in Zonen mit niedrigen mittleren Fließgeschwindigkeiten die Schwankungsgrößen in Relation zu  $U_r$  gross sind und letztere lokal um das 20fache überschreiten. Sie befinden sich unmittelbar unterstrom des Rechenkopfes (i) und in der Rückströmungszone (iii) bei  $1.25 < x/h_o < 2.4$ . Im gesamten Hochgeschwindigkeitsbereich (ii) sind die RMS-Schwankungen um den Mittelwert von  $U_r$  demgegenüber mit  $0.05 - 0.25U_r$  gering. Ein konträres Bild bietet die Darstellung der relativen Turbulenzintensitäten. Hier werden die Schwankungsgrößen aufgrund der Normierung mit  $U_o$  in den Zonen (i) und (iii) mit geringen  $U_r$  vergleichsweise niedrig gewichtet. Sie befinden sich zudem im gleichen Wertebereich wie die der Hochgeschwindigkeitsströmung und es ist keine klare Zuordnung insbesondere zu (i) oder (ii) möglich. Interessant

ist jedoch die ausgeprägte Steigerung von  $u_{rms}$  und  $v_{rms}$  in der Scherschicht zwischen (ii) und (iii). Dort treten hohe Schubspannungen zwischen Abflussstrahl und Rezirkulationszone auf, die für die Zunahme der Turbulenz verantwortlich sind. Form und Lage der Scherschicht sind an die Verteilung von  $U_r$  im Unterwasser angelehnt. Sie hat ihren Ursprung am Rechenende zwischen letztem und vorletztem Rechenstab, ist dort orthogonal zur Kanalachse ausgerichtet und von geringer Breite ( $x/h_o \approx 0.08$ ). Im weiteren Verlauf folgt sie der charakteristischen Strömungsumlenkung und nimmt entsprechend den turbulenten Mischvorgängen an Ausdehnung zu. Am Ende des UB ist die Scherschicht parallel zur Hauptströmung ausgerichtet und erstreckt sich über ca. 35% der Kanalbreite. Bemerkenswert ist dabei ein weiteres Detail. Die grössten Werte für  $u_{rms}$  treten erst am Ende der Scherschicht auf, also im längsausgerichteten Bereich. Indes sind die Maxima von  $v_{rms}$  auf den orthogonal ausgerichteten Abschnitt unterhalb des Rechenkopfes beschränkt; in beiden Fällen also immer parallel zur Auswertungsrichtung. Das bedeutet aber, dass die Schwankungsgrössen in der Scherschicht in Analogie zur Korrelation für gleichförmige, stationäre Strömungen stehen, wonach gilt  $u_{rms} > v_{rms} > w_{rms}$ . Dies gilt im Übrigen auch für die relativen Schwankungsgrössen in unmittelbarer Nähe zum Rechen. Ausgeprägte Maxima sind für  $u_{rms}$  nur oberstrom zwischen den Rechenstäben bei  $0.75 < x/h_o < 1.25$  erkennbar, wo  $U_r$  nahezu parallel zu  $U$  ausgerichtet ist. Nach der Umlenkung der Strömung zwischen den Rechenstäben in Transversalrichtung ist  $U_r$  demgegenüber parallel zu  $V$  orientiert und Maxima werden entsprechend für  $v_{rms}$  ausgewiesen. Die Grenzschicht nimmt in ihrer Ausdehnung nach unterstrom und auch die Werte von  $u_{rms}$  steigen an.

### Kohärente Strukturen

Abbildung 6.7 zeigt die auf die zeitlich gemittelten Vektorfelder in der UE I angewendeten Funktionen zur Identifikation kohärenter turbulenter Strukturen (a) Wirbelstärke  $\omega_z$  und (b) Rotationsstärke  $\lambda_{ci}^2$  (Abschnitt 6.3.2). Die Konturplots sind in beiden Fällen mit der Darstellung der Stromlinien überlagert.

In der Anströmung ist die grossräumige Teilumleitung der Strömung parallel zum Rechen deutlich anhand der Stromlinienverläufe erkennbar. In Übereinstimmung mit Abbildung 6.5 erstreckt sich die Strömungsumlenkung nicht über die gesamte Rechenlänge. Im letzten Fünftel ( $0.9 < x/h_o < 1.25$  und  $y/h_o > 0.9$ ) verlaufen die Stromlinien annähernd parallel zur Kanalachse und sind auch kurz vor dem Rechen noch orthogonal zu den Rechenstäben ausgerichtet. Ferner weisen weder  $\omega_z$  noch  $\lambda_{ci}^2$  Rotationszonen in

der Anströmung aus. Erst in direkter Rechennähe, insbesondere ausgeprägt an den Stabköpfen, sind stark erhöhte Werte feststellbar. Die in Abschnitt 6.3.2 diskutierte Abgrenzung beider Auswertungsmethoden wird dort unmittelbar ersichtlich. Mit der Wirbelstärke sind die Drehrichtung, sie ist im Uhrzeigersinn positiv zu lesen, und die Intensität von Fluidelementdrehungen und Scherströmungen darstellbar. Anhand der Rotationsstärke werden zusätzliche, differenzierte Aussagen möglich, da hier nur negative Werte Wirbelzentren ausweisen, positive hingegen Scherschichten kennzeichnen.

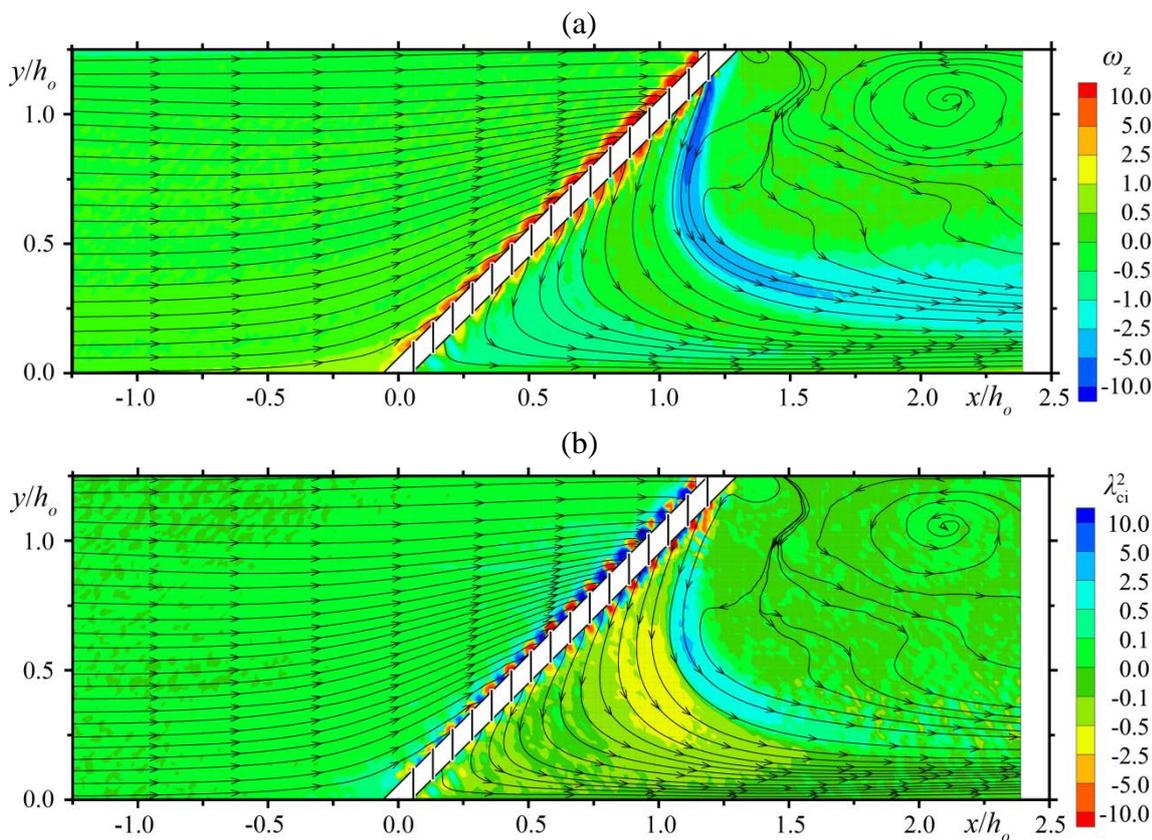


Abbildung 6.7 Kohärente Strukturen der zeitlich gemittelten Vektorfelder überlagert mit Stromlinienverlauf: (a) Wirbelstärke, (b) Rotationsstärke bei  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

Dieser Unterschied erschliesst sich anschaulich im Bereich der umströmten Rechenstabköpfe. Der Fließweg ist hier eindeutig als Kreisbahn definiert. Aufgrund der zweifachen Abflussumlenkung ist dieser in der Anströmung erst nahezu rechenparallel geführt und orientiert sich danach in Richtung der Rechenstäbe rechtsdrehend in den Stabzwischenraum. Mit zunehmendem Abstand zum Stabkopf wird die Strömung mehr und mehr durch den Folgestab beeinflusst und gegenläufig in Richtung Rechenachse umgelenkt. Hier enthält die Strömung starke Scherschichten. Diese Zonen werden nur in der Darstellung durch  $\lambda_{ci}^2$  separat ausgewiesen. Die Intensität und räumliche Ausdehnung der turbulenten Strukturen nimmt vom Rechenkopf ausgehend kontinuierlich zu,

erreicht Maximalwerte im unteren Rechendrittel und reduziert sich wiederum leicht im Nahbereich des Rechenendes.

Unterstrom ist in direkter Rechennähe eine ähnliche Situation zu erkennen. Starke Wirbelzentren werden wiederum direkt an den Stabenden ausgewiesen. Sie stehen in Verbindung mit der überhöhten Strömungsumlenkung, die dort den Abfluss rechtsdrehend um die Rechenenden lenkt. Im Anschluss deckt sich der Verlauf der Stromlinien mit der anhand der Vektorfelder und mittleren Bewegungsgrößen erarbeiteten Abflussstruktur im Hochgeschwindigkeitsbereich. Sie beschreiben im Wesentlichen eine Transversalbewegung, die allerdings eine signifikante Komponente wider die Hauptströmung besitzt und mit Annäherung an die orografisch rechte Kanalwand in longitudinaler Richtung umgelenkt wird. Zwischen dieser und der Rückströmungszone wird in beiden Darstellungen die mittels der relativen Turbulenzintensitäten identifizierte Scherzone zwischen Abflussstrahl und Rückströmungszone blau koloriert gekennzeichnet. In der Rückströmungszone selbst weisen die Stromlinien bei  $1.5 < x/h_o < 2.5$  einen grossräumigen Wirbel aus, der durch die Konturierung wenig betont ist. Seine räumliche Position ist demnach über den Versuchszeitraum stabil, während die Stärke seiner Drehbewegung aufgrund der dort vorherrschenden niedrigen Fliessgeschwindigkeiten gering ist. Die Darstellung von  $\lambda_{ci}^2$  pointiert zusätzlich zwei Details. Erstens ist dies ein grossräumiger Bereich geringer bis mittlerer Rotationsstärke oberstrom der Scherzone, der durch hellgrüne und gelbe Kolorierung bei  $0.0 < x/h_o < 1.25$  angezeigt wird. Er markiert das anhand der Stromlinien ebenfalls ausgewiesene Eindrehen der Strömung in longitudinale Richtung. Die Abnahme der Rotationstärke zum Rechenkopf hin ist dabei auf die Abnahme der Fliessgeschwindigkeiten und -gradienten zurückzuführen. Zweitens fällt der gegenüber der Darstellung in  $\omega_z$  unregelmässig mit Rotationszellen durchsetzte, hauptströmungsparallele Teil der Scherzone bei  $1.5 < x/h_o < 2.4$  auf. Offenbar sind in diesem Bereich selbst nach Mittelung über den Versuchszeitraum räumlich und in ihrer Orientierung zufällig verteilte Geschwindigkeitsgradienten vorhanden. Dies lässt auf ein Gebiet stark variierender Strömungszustände und instabiler Wirbelzellen schliessen. Solche Diskontinuitätsbereiche am Übergang zwischen Abflussabschnitten verschiedener Fliessgeschwindigkeiten sind ein weithin bekanntes Phänomen in der Hydraulik. Sie treten z.B. auch in gegliederten Gerinnen auf, wo die Interaktion der verschiedenen Strömungsgebiete in Form von Wirbeln erfolgt und ein Impuls- und Massenaustausch stattfindet (Bezzola 2002). Die Grenzschicht manifestiert sich als eine Region ausgeprägter negativer Wirbelstärke, die mit der Fliessstrecke an Ausdeh-

nung zunimmt und an Intensität verliert. Spitzen fallen in den Bereich unterstrom des Rechenfuss. Die Ausprägung des Feldes grosser Wirbelstärke korrespondiert sehr gut mit der Verteilung der longitudinalen und transversalen Turbulenzintensitäten.

Neben der grossräumigen Rückströmungszone tritt unmittelbar unterstrom den Rechenfuss ein zweiter, räumlich weniger ausgedehnter Zirkulationsbereich auf, der eine entgegengesetzte Drehrichtung aufweist.

### Instantane Vektorfelder

Zur Identifikation solch hochturbulenter Zonen ist die Analyse der instantanen Vektorfelder notwendig. Diese Momentanaufnahmen unterscheiden sich teilweise deutlich von den zeitlich gemittelten, da letztere nur stationäre kohärente Strukturen ausweisen oder instationäre diffus andeuten. Insbesondere entlang der Scherzone unterstrom vom Rechen zeigte die visuelle Inspektion aber, dass wandernde Wirbelzellen auftreten und sich Schwankungen der Wasserspiegellagen und Strömungszustände in zeitlich kurzer Abfolge manifestieren (vgl. Abbildung 5.6). Vor diesem Hintergrund wurden auch instantane Vektorfelder aller Konfigurationen einer Analyse unterzogen. Das für alle Konfigurationen repräsentative Ergebnis wird für die vorliegende Rechenkonfiguration beispielhaft in Abbildung 6.8 dargestellt. Darin sind in Teil (a) der Abbildung die instantanen Resultierenden  $u_r = \left| \vec{u} + \vec{v} \right|$  und in Teil (b) die Resultierenden nach Reynolds-Zerlegung  $u'_r = \left| \vec{u}' + \vec{v}' \right|$  als Vektorfeld und die Rotationsstärke  $\lambda_{ci}^2$  basierend auf der Auswertung von (a) koloriert angezeigt. Bei der Reynolds-Zerlegung handelt es sich um eine der Standardmethoden zur Sichtbarmachung kohärenter turbulenter Strukturen in Vektorfeldern von Bewegungsgrössen. Die dahinter stehende Idee ist, solche Formationen von der Überlagerung durch die dominante Abflussstruktur zu entkoppeln. Zu diesem Zweck erfolgt eine Subtraktion der über die gesamte Messdauer bestimmten zeitlich gemittelten Fliessgeschwindigkeiten von denen der Momentaufnahme. Das Resultat ist eine Darstellung der turbulenten Schwankungsgrössen zum gewählten Zeitpunkt in Form eines Vektorfeldes. Es sei in diesem Zusammenhang bemerkt, dass vorsätzlich von einer einheitlichen Normierung der Vektorlängen in Abbildung 6.8 abgesehen wurde, um die Lesbarkeit zu verbessern. Gleiches gilt für die Anzahl der angezeigten Vektoren pro Flächeneinheit. Nur so ist es möglich, den breiten Bereich der Geschwindigkeitsgradienten übersichtlich darzustellen.

Anhand der Darstellungsmethode (a) wird ersichtlich, dass keine grundsätzlichen Unterschiede zwischen den instantanen und zeitlich gemittelten Vektorfeldern oberstrom vom Rechen vorhanden sind. Es werden zwar zusätzliche, klein-skalige Wirbelstrukturen mit

geringer Wirbelstärke ersichtlich, die charakteristische, gleichgerichtete Vektororientierung in der Zuströmung und ihre Umlenkung und Längenzunahme in den Rechenkeil hinein sind in beiden Fällen ähnlich ausgeprägt (Abbildung 6.5). Ebenso verhält es sich mit der auf Basis der Momentaufnahme berechneten Rotationsstärke, deren Darstellung in diesem Fall allerdings auf die negativen Eigenwertanteile und damit auf die Hervorhebung von Wirbelzentren beschränkt wurde. Diese werden nur im Bereich der Stabkopfumströmung mit erhöhter Intensität angezeigt und sind ansonsten gleichmässig diffus, ohne erkennbare Muster in der Anströmung verteilt. Auch unterstrom können mehrheitlich Übereinstimmungen zwischen dem instantanen und dem zeitlich gemittelten Vektorfeld festgestellt werden. Sowohl die vom Rechenende ausgehende Abflusskonzentration auf der orographisch rechten Kanalseite als auch die linksseitig ausgeprägte Rückströmungszone sind klar erkennbar. Wie erwartet treten aber im Bereich der Scherschicht starke, lokale Geschwindigkeitsgradienten auf und Wirbelzellen werden erkennbar. Beispiele letzterer sind in den Details (i) und (iii) vergrössert dargestellt von A-E nummeriert. Auffällig ist hier, dass anhand des originalen Vektorfeldes (a) nur ein Teil der durch das  $\lambda_{ci}^2$ -Kriterium angezeigten Wirbelzellen identifiziert werden kann. In (i) ist das die Wirbelzelle C und in (iii) die Zelle E. Bei den restlichen Zellen ist die Hauptbewegung derart dominant, dass anhand der Vektororientierung keine Rotationszonen erkennbar sind.

In der Reynolds-zerlegten Darstellung der Schwankungsgrössen in (b) werden demgegenüber sämtliche Wirbelzentren unterstrom auch anhand des instantanen Vektorfeldes sichtbar. Dies sind in (i) zusätzlich A und B und in (ii) D. Die einheitliche Normierung der Vektorlängen verdeutlicht ferner die unterschiedliche Rotationsstärke der temporären Wirbelzellen. Sie ist unmittelbar unterstrom vom Rechen am grössten und nimmt mit der Zunahme des Mischweges ab. Ausserdem ist ersichtlich, dass die Abweichung der Bewegungsgrössen vom zeitlich gemittelten Zustand in der Scherschicht um Grössenordnungen die der restlichen Abströmung überschreitet.

In der Anströmung bietet sich ein allgemein für turbulente Strömungen typisches Bild. Die Momentanwerte der Bewegung sind chaotisch verteilt und weisen keine erkennbaren grossräumigen Strukturen aus. Lokal unter- oder überschreiten sie die der mittleren Bewegung und sind zudem in ihrer Orientierung ungerichtet. Im Bereich der Scherschicht treten gross-skalige Wirbelstrukturen mit unterschiedlicher Rotationsrichtung auf. Zudem werden kleinere Wirbelzentren an der orografisch rechten Kanalseite ersichtlich. Da die Breite der Scherschicht nach unterstrom zunimmt, nimmt die Intensität der Wirbelzentren ab.

In der Synthese des Vergleichs mittlerer und instantaner Vektorfelder sind die folgenden Erkenntnisse zentral:

*Anströmung oberstrom des Rechens*

Hier werden keine signifikanten Unterschiede zwischen der Auswertung mittlerer und instantaner Bewegungsgrößen ersichtlich. Sowohl die Struktur des Strömungsfeldes als auch die Geschwindigkeitsverteilungen befinden sich in guter Übereinstimmung.

*Abströmung unterstrom des Rechens*

Während auch in diesem Fall die allgemeinen Strömungsverhältnisse vergleichbar sind, fallen massgebende Unterschiede bei der Darstellung der Scherzone auf. In der Momentaufnahme werden dort lokale, wandernde Wirbelzentren sichtbar, die in der zeitlich gemittelten Auswertung durch Überlagerung mit der Hauptströmung nur mehr „verschmiert“ in Form von Zonen erhöhter Turbulenzintensität repräsentiert sind.

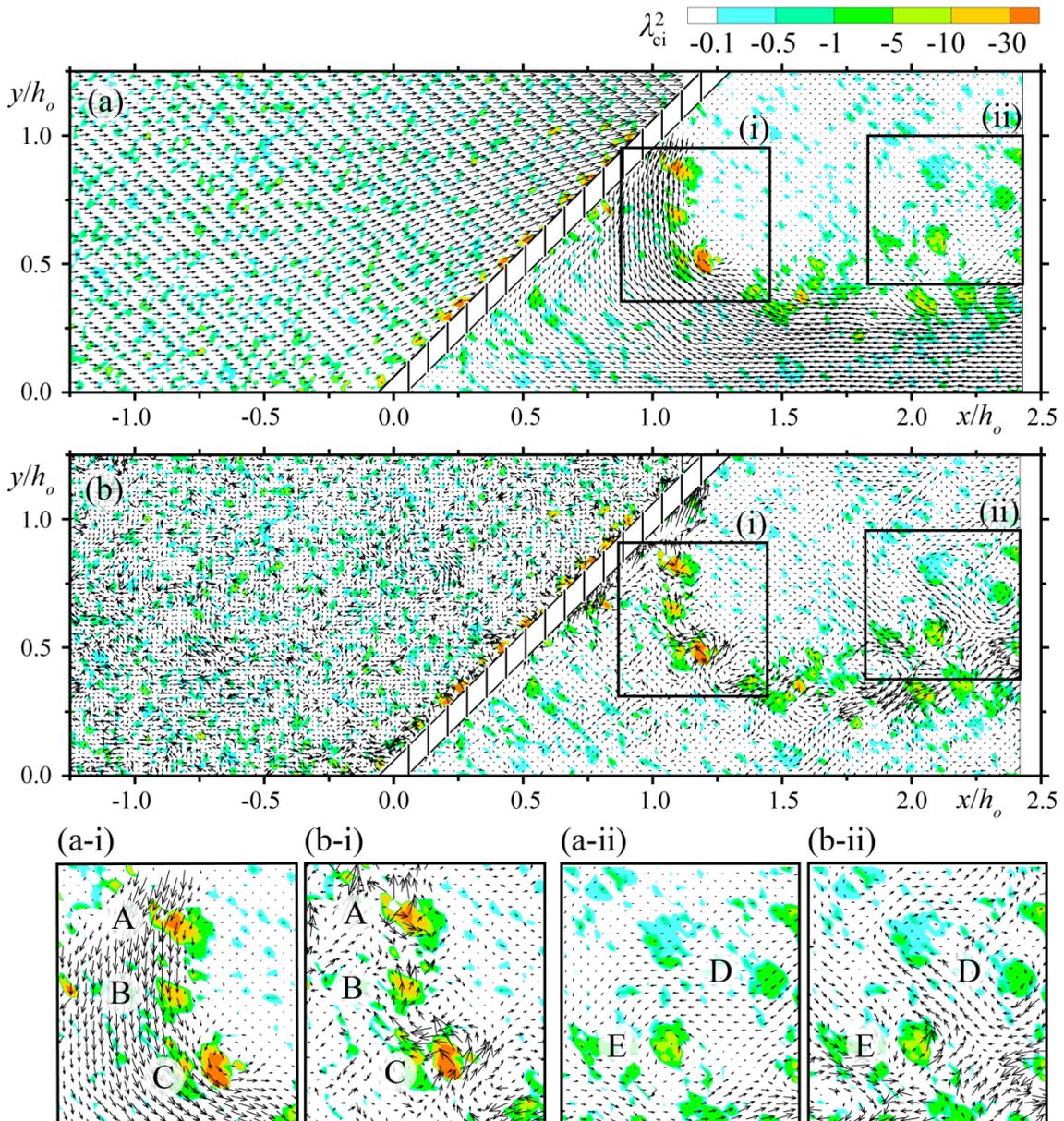


Abbildung 6.8 Instantane Vektorfelder mit hinterlegter Rotationsstärke  $\lambda_{ci}^2$ : (a) Momentaufnahme von  $u_r = |\vec{u} + \vec{v}|$  und (b) Resultat der Reynolds-Zerlegung mit  $u'_r = |\vec{u}' + \vec{v}'|$

### Zusammenfassung

Die mittleren und instantanen Bewegungsgrößen und Strömungsstrukturen ober- und unterstrom des Leitreechens mit den Hauptparametern  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$  wurden detailliert vorgestellt und besprochen. Die Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die **subkritische, überwiegend stationäre Anströmung** wird bereits oberstrom des Rechens beeinflusst. Auf der Rechenkopfseite des Kanals wird sie bis auf

$0.25U_o$  ungleichförmig verzögert, während sie im Rechenkeil bis auf  $2.25U_o$  ungleichförmig beschleunigt ist. Ferner findet eine Teilumlenkung des Abflusses in Richtung der Rechenachse statt. Sie ist auf die vorderen  $4/5$  der projizierten Rechenlänge begrenzt. Im letzten  $1/5$  der Abflussbreite (orographisch linke Rinenseite) wird der Rechen mehrheitlich orthogonal zu den Rechenstäben angeströmt.

- **Unterstrom ist das subkritische, teils instationäre Strömungsbild stark heterogen** und in drei Hauptbereiche unterteilbar. Massgebend für die Abflusskapazität ist dabei der seinen Ursprung am Rechenende nehmende Abflussstrahl, der erst transversal und nach seiner Umlenkung an der orografisch rechten Rinne wand longitudinal zur Kanalachse orientiert ist. In ihm ist auf ca. 30% der Kanalbreite der gesamte Abfluss konzentriert, was zu lokalen Fließgeschwindigkeiten von  $4U_o$  führt. Es existieren zudem zwei strömungsberuhigte Zonen. Zum einen ist dies der Bereich unmittelbar unterstrom des Rechenkopfes und zum anderen die Rückströmungszone parallel zum Abflussstrahl, die eine primäre, grossräumige Wirbelzelle und zudem eine kleine, sekundäre Zelle am Rechenfuss enthält.
- Die kombinierte Betrachtung der Rechenzu- und -abströmung verdeutlicht die **mehrfache Umlenkung des Abflusses**; oberstrom entlang der Rechenachse, bei der Rechenpassage vollständig in Richtung der Rechenstäbe und unterstrom nochmals in Kanalfucht.
- Die **Schwankungsgrößen** in Form von Turbulenzgrad und –intensität sind in der Anströmung eher homogen verteilt und von geringer Stärke. Erst in direkter Nähe der Rechenstäbe werden deutlich erhöhte Werte festgestellt. Unterstrom sind sie analog zu den Bewegungsgrößen heterogen verteilt. Sie besitzen in Rechennähe und in der Scherzone zwischen Abflussstrahl und Rezirkulationsbereich lokal vergleichbare Größenordnungen wie die mittleren Fließgeschwindigkeiten selbst.
- **Grossräumige kohärente Strukturen** höherer Intensität werden nur unterstrom des Rechens identifiziert. Die Auswertung instantaner Vektorfelder veranschaulicht hier lokale Wirbelzellen in der Scherzone. Ferner manifestieren sich eng auf den Abflussbereich in Rechennähe begrenzte, starke Wirbelzellen und Scherzonen sowohl in der An- als auch Abströmung. Die Wirbelzentren befin-

den sich dabei an den Stabköpfen, während Scherzonen zwischen den Rechenstäben existieren.

- Für **Energieverluste** massgebend verantwortlich sind Diskontinuitätsbereiche, in denen es zum Massen- und Impulsaustausch zwischen benachbarten Gebieten unterschiedlicher Fliessgeschwindigkeiten kommt. Bei den vorliegenden Leitreckenkonfigurationen sind diese sowohl im Ober- als auch Unterwasser vorhanden. In der Anströmung wird der Abfluss am Rechenkopf abgebremst und in den Rechenkeil hinein beschleunigt. Die Auswirkungen auf die Verteilung der Schwankungsgrössen sind aber aufgrund der geringeren Rechenlänge noch moderat (vgl. Abschnitt 6.5.3). Demgegenüber sehr prominent ausgeprägt sind sie in der Abströmung, wo eine klar abgegrenzte Scherzone zwischen dem Abflussstrahl und den Zonen niedriger Geschwindigkeit existiert. Über die Strömungsverhältnisse zwischen den Rechenstäben können keine direkten Angaben gemacht werden. Der Vergleich mit anderen publizierten Arbeiten lässt aber den Rückschluss zu, dass auch an dieser Stelle starke Geschwindigkeitsgradienten auftreten und eine intensive Energieumwandlung stattfindet. Eine getrennte Quantifizierung der durch die separaten Effekte verursachten Einzelverluste ist basierend auf der eingesetzten Messtechnik nicht möglich. Als wesentlich für die Verlustentstehung sind aber sicherlich die Prozesse am Rechen und in der Abströmung einzuschätzen. Die Strömungseinschnürung oberstrom ist gleichwohl weniger ausschlaggebend, wenn auch nicht vernachlässigbar.
- Im Hinblick auf die **fischleitende Wirkung** ist lediglich die Rechenanströmung von Bedeutung. Die Versuchsergebnisse lassen dabei den Rückschluss zu, dass eine wesentliche Beeinflussung des Fischverhaltens durch Schwankungsgrössen oder kohärente Strukturen nur in direkter Rechennähe zu erwarten ist, da ihre hydraulische Signatur im untersuchten Parameter- und Messgrössenbereich räumlich stark begrenzt ist. Demgegenüber werden die Bewegungsgrössen bereits weit oberstrom durch den Rechen manipuliert. Die weitgehend gleichmässige Beschleunigung des Abflusses in den Rechenkeil, gepaart mit der transversalen Teilumlenkung wider den Rechen, kann als positiver Leitimpuls interpretiert werden.

### 6.5.1.2 Strömungsfelder beidseitig des Leitreechens mit $\beta = 90^\circ$ und $\sigma = 0.08$

Der vorhergehend besprochene Leitreechen wurde durch die Entnahme jedes zweiten Rechenstabes modifiziert und damit der axiale Stababstand  $B$  von 6 cm auf 12 cm (Prototypmasse) verdoppelt ( $\sigma = 0.08$ ). Der Verlustbeiwert dieser Konfiguration wurde nach Abschnitt 5.7.2 zu  $\zeta_{R,M} = 5.64$  ( $\zeta_{R,K} = 6.96$ ) ermittelt. Dies entspricht einer Reduktion um den Faktor 3 im Vergleich zum Ausgangsreechen. Die Rechenstabentnahme hatte eine weitere Modifikation zur Folge. Um den Versuchsaufbau invariant zu halten, muss der lückenlose, beidseitige Abschluss des Rechens mit der Kanalberandung sichergestellt sein. Dieser Vorgabe entsprechend wurde am Rechenkopf ein zusätzlicher Rechenstab verbaut, der die Stabreihe bis zur orographisch rechten Kanalwand vervollständigt. Seine Stabtiefe wurde dafür gemäss den geometrischen Randbedingungen auf 0.4l reduziert. Diese Massnahme hat Auswirkungen auf die Versuchsauswertung, da der gespiegelte Einbau des Rechens zur Aufnahme der Strömungsbilder mittels PIV in der Abströmung notwendig ist. Das gekürzte Stabelement befindet sich demnach bei solchen Aufnahmen nicht mehr am Rechenkopf, sondern am Rechenfuss. Bei der Darstellung der Ergebnisse wurde dieser Umstand durch die Abbildung beider Rechenanordnungen berücksichtigt.

#### Mittlere Bewegungsgrössen

Abbildung 6.9 zeigt die zeitlich über den Versuchszeitraum gemittelten Bewegungsgrössen in der UE I (a) Resultierende  $U_r$ , (b) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$  und (c) Transversalgeschwindigkeit  $V$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.1$  m/s bei  $F = 0.05$  und  $R = 6 \times 10^4$ . Die Konturdarstellung von  $U_r$  ist zudem mit dem Vektorfeld überlagert. Um die Übersichtlichkeit zu wahren, wird nur jeder vierte Vektor dargestellt.

Die Verdopplung des Stababstandes führt zu einer signifikanten Veränderung der Strömungsverhältnisse am Leitreechen. Während weiterhin ein Trend zur Abflussbeschleunigung in den Rechenkeil hinein existiert, ist die Anströmung nun zwischen  $-1.25 < x/h_o < -0.5$  mehrheitlich symmetrisch zur Kanalachse orientiert.  $U_r$  und  $U$  weisen in Abflussmitte leicht erhöhte Fließgeschwindigkeiten im Vergleich zu den beiden Randbereichen aus, während  $V$  mit um Null pendelnden Werten auf eine vollständig longitudinale Ausrichtung der Strömung schliessen lässt. Bemerkenswert ist in diesem Zusammenhang auch, dass  $U_r$  im oberen Teil der Anströmung nicht mehr generell kleinere Werte als  $U_o$  besitzt, obgleich auch hier die Auswertung sohlennah in der

UE I erfolgte. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Verzögerung des Abflusses am Rechenkopf und auch die Teilumlenkung der Strömung am Rechen geringer ausgeprägt sind. Es kommt deshalb zu einer Streckung und Verschiebung des Beschleunigungsgebietes von der orographisch linken Kanalseite hin zu dessen Achse mit  $U_r > 1U_o$  zwischen  $0.45 < y/h_o < 0.75$ .

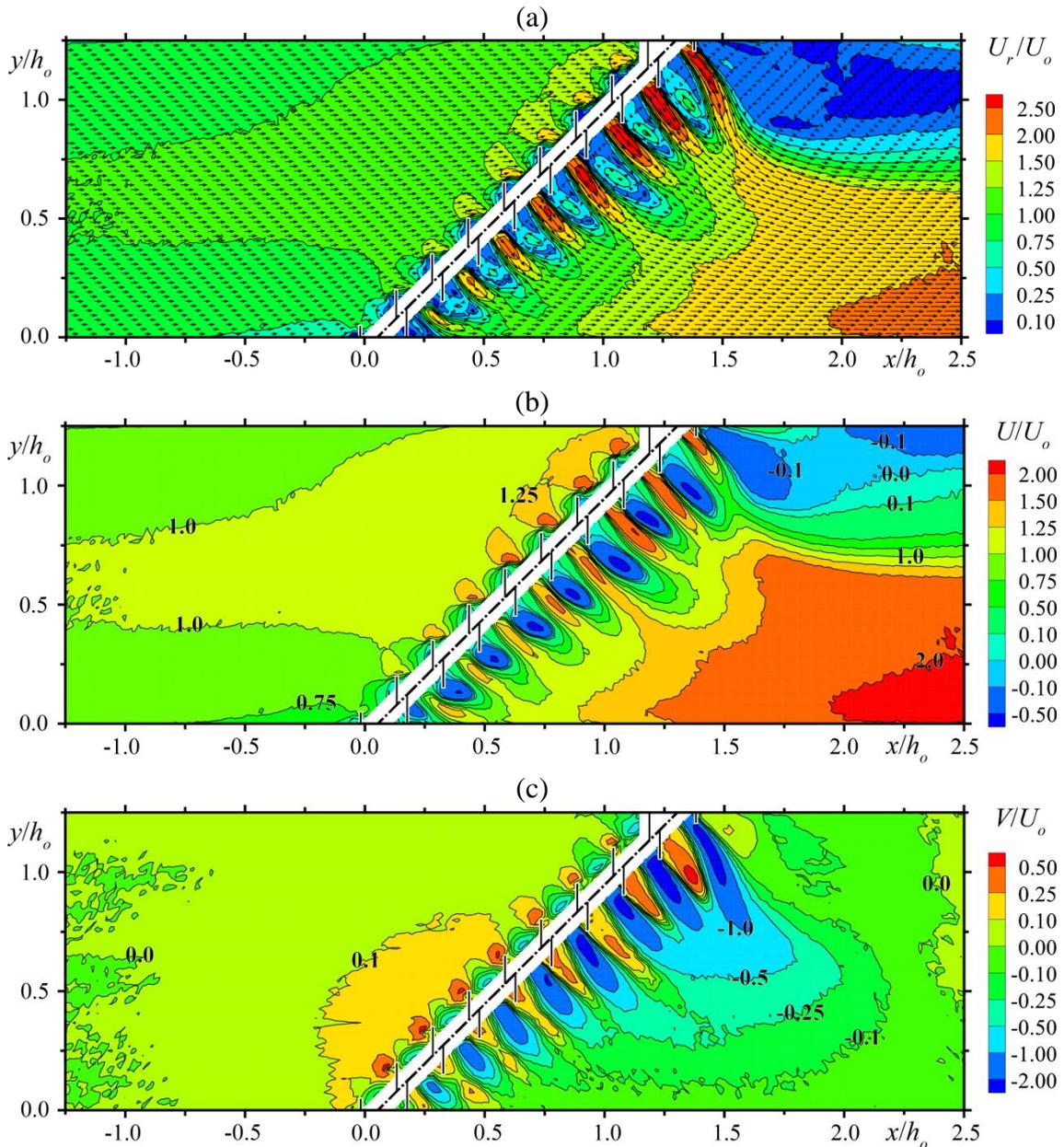


Abbildung 6.9 Mittlere relative Bewegungsgrößen: (a) Resultierende, (b) Longitudinal-, (c) Transversalgeschwindigkeit mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.08$

Ferner fällt auf, dass die Geschwindigkeitsgradienten in direkter Rechennähe kein kompaktes Bild aufweisen. Dem erhöhten Stababstand geschuldet, ist dort eine deutliche lokale Differenzierung der Bewegungsgrößen erkennbar. Während die resultierenden und longitudinalen Fließgeschwindigkeiten Maximalwerte oberstrom der Rechenstab-

zwischenräume besitzen, sind die transversalen Komponenten markant an den Stabköpfen erhöht. Generell ist der Rechenquerschnitt homogener durchströmt und die Geschwindigkeitsspitzen sind kleiner. Aus diesem Grund erreichen  $U_r$ , wie auch  $U$ , am Rechenfuss nur mehr Maximalwerte von  $1.5U_o$  und auch die Spitzen von  $V$  sind abgesehen von der unmittelbaren Stabkopfumströmung mit  $0.25U_o$  kleiner als bei der Grundkonfiguration. Dementsprechend hat sich auch die räumliche Verteilung der transversalen Geschwindigkeitskomponenten verändert. Die Umlenkung des Abflusses erfolgt oberstrom erst in kurzem Abstand vor dem Rechen bei  $x/h_o > -0.25$  und nicht wie bei der vorgängig betrachteten Konfiguration bereits bei  $x/h_o > -0.5$ . Sie erstreckt sich zudem lediglich über ca. 50% der Rechenlänge zwischen  $0.0 < x/h_o < 0.6$ . In der unteren Hälfte des Rechens wird keine kontinuierliche transversale Strömungsumlenkung festgestellt. Sie besitzt dort eine alternierende Struktur, wobei die Ausrichtung lokal in den Stabkopfbereichen positiv und im Bereich der Stabzwischenräume negativ in Richtung Rechen orientiert ist.

Die Abströmung des Rechens ist analog lokal in Einzelzonen gegliedert. Es ist kein kompakter Abflussstrahl am Rechenfuss erkennbar, mittels dessen der Abfluss konzentriert in das Unterwasser geleitet wird. Vielmehr treten zwischen den Rechenstäben separate Spitzen auf, deren Intensität vom Rechenkopf ( $U_r > 1.25U_o$ ) zum Rechenfuss hin zunimmt ( $U_r > 2.5U_o$ ). Diese Abflusskonzentrationen befinden sich auf der in Fliessrichtung linken Seite der Stabzwischenräume und lösen vom unterstromigen Stabfuss unter einem mittleren Winkel von  $45^\circ$  zur Kanalachse ab. Im Strömungsschatten des jeweils vorgelagerten Rechenstabes bilden sich komplementäre Rückströmungszonen, die anhand des Vektorfeldes, aber auch anhand der negativen  $U$ - und positiven  $V$ -Komponenten erkennbar sind. Dieses Resultat ist insbesondere im Hinblick auf die hydraulischen Verluste von grosser Bedeutung. Zum einen kann davon ausgegangen werden, dass ein erhöhter Massen- und Impulsaustausch in den eng aufeinander folgenden Diskontinuitätsbereichen unmittelbar unterstrom des Rechens stattfindet und die lokalen Verluste an dieser Stelle die des Rechens mit einfachem Stababstand sogar überschreiten. Zum anderen erfolgt die Strömungsumlenkung zwischen den Rechenstäben nun nicht mehr vollständig und die Reorganisation der Strömung unterstrom wird erleichtert. Diese Reorganisation lässt sich anhand zweier prominenter Zonen charakterisieren. Zum einen findet eine Zusammenführung der den Rechen verlassenden, separierten Abflussstrahlen und die Homogenisierung mit den komplementären Rückströmungszonen zwischen  $0.0 < x/h_o \leq 1.5$  statt. Zum anderen erfolgt zeitgleich, erzwungen

durch die Zwängung an der rechten Kanalwand, die Umlenkung der Strömung in longitudinale Richtung, dies allerdings ohne die Ausbildung eines prominenten Prallbereiches. Im Anschluss ähnelt die Abflussstruktur derjenigen der Grundkonfiguration. Es existiert eine grossräumige Rückströmungszone auf der orografisch linken Kanalseite und parallel dazu eine Hochgeschwindigkeitszone, in der der Abfluss konzentriert abgeführt wird. Deren Breitenverhältnis hat sich jetzt allerdings umgekehrt. An der Stelle der stärksten Einschnürung bei  $x/h_o = 1.75$  stehen 70% der Kanalbreite für den effektiven Abflussquerschnitt zur Verfügung. Die Maximalwerte von  $U_r$  überschreiten in diesem Bereich  $2U_o$ .

### Schwankungsgrössen

Abbildung 6.10 zeigt die zeitlich über den Versuchszeitraum gemittelten Schwankungsgrössen in der UE I (a) Turbulenzgrad  $Tu_{uv}$  relativ zur mittleren lokalen Fließgeschwindigkeit  $U_r$ , (b)  $u_{rms}$  und (c)  $v_{rms}$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.1 \text{ m/s}$  bei  $F = 0.05$  und  $R = 6 \times 10^4$ . Die Konturdarstellung von  $Tu_{uv}$  in Abbildung 6.10(a) enthält zudem das Vektorfeld der Resultierenden, um Orientierung und Betrag der Strömung zu kennzeichnen.

Die Schwankungsgrössen in der Anströmung des Rechens sind wie bei der vorgängig besprochenen Rechenkonfiguration bis auf den Nahbereich der Struktur wenig beeinflusst und den letzteren in räumlicher Verteilung und Quantität ähnlich. Wiederum liefert die verschiedenartige Normierung komplementierende Ergebnisse. Der Turbulenzgrad nimmt aufgrund der Strömungsbeschleunigung und –komprimierung in den Rechenkeil leicht ab. Demgegenüber zeigen die Darstellungen der Turbulenzintensitäten, dass die Schwankungsgrössen in longitudinaler Richtung weiträumig grössere Werte besitzen als in transversaler Richtung ( $u_{rms} > v_{rms}$ ). Während  $v_{rms}$  in der Anströmung vollständig homogen verteilt und immer kleiner als  $0.1U_o$  ist, besitzt die Verteilung von  $u_{rms}$  strukturelle Unterschiede, die denen der Rechenkonfiguration mit einfachem Stababstand sehr ähnlich sind. So ist  $u_{rms}$  auf der orografisch linken Seiten mehrheitlich durch kleinere Werte von  $u_{rms} < 0.1U_o$  gekennzeichnet als im restlichen Zuströmungsgebiet mit  $u_{rms} > 0.1$ . Insgesamt jedoch sind diese Unterschiede wenig signifikant und können im Vergleich zur deutlichen Zunahme der Schwankungsgrössen auf  $>0.8U_o$  in Rechennähe als wenig relevant im Hinblick auf die fischleitende Wirkung eingestuft werden.

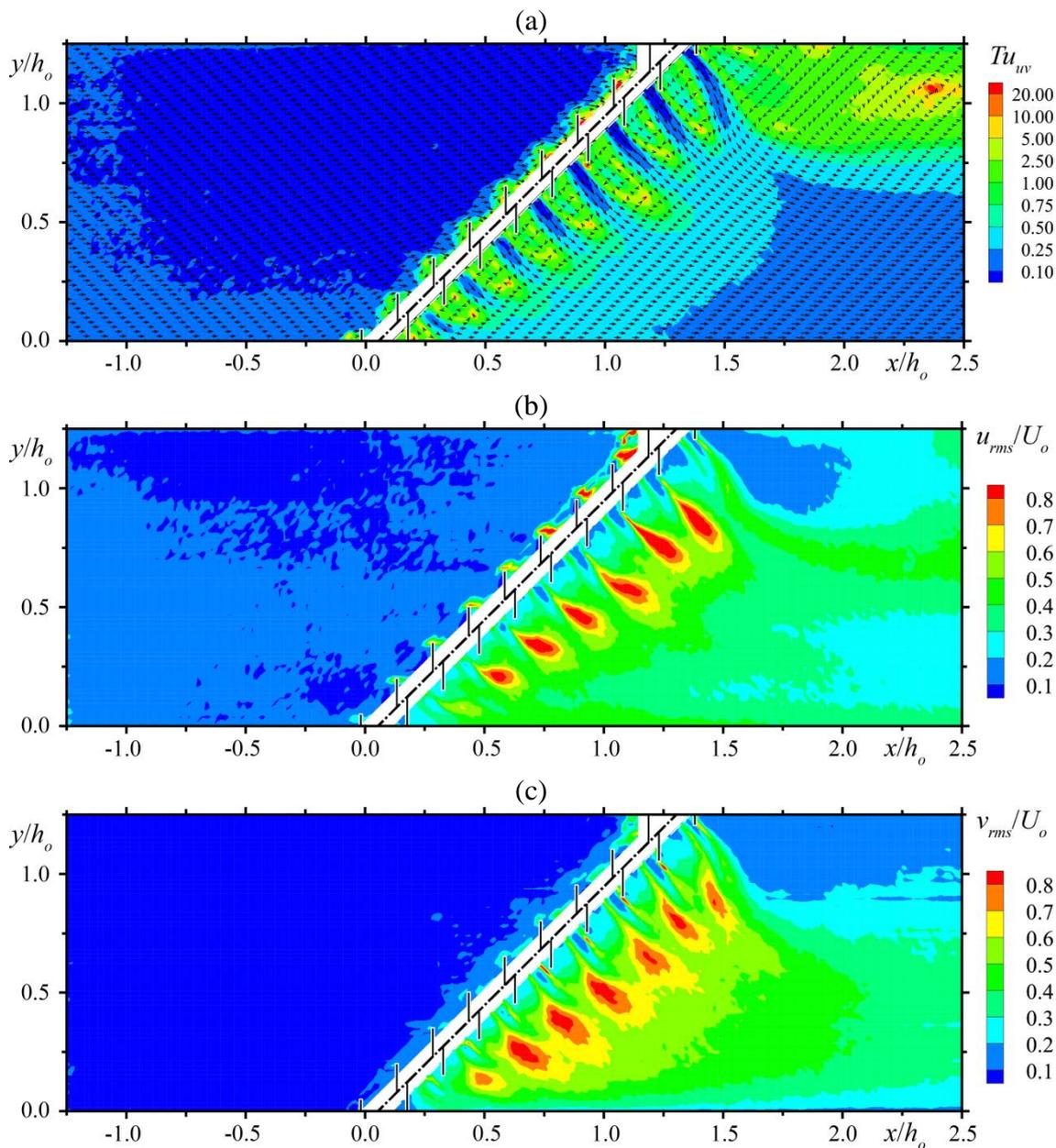


Abbildung 6.10 Schwankungsgrößen: (a) Turbulenzgrad, (b) relative Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung, (c) Turbulenzintensität in Transversalrichtung bei  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.08$

Unterstrom des Rechens bietet sich ein differenzierteres Bild der Schwankungsgrößen, welches in enger Relation zu den Bewegungsgrößen steht. Der Turbulenzgrad ist überall dort gering, wo hohe Fließgeschwindigkeiten vorherrschen, also im Bereich der Abflussstrahlen direkt unterstrom des Rechens und nach erfolgter Homogenisierung in der Hochgeschwindigkeitszone zwischen  $0.0 < y/h_o \leq 0.75$ . Entsprechend sind erhöhte Werte für  $Tu_{uv}$  in sämtlichen Zirkulationsgebieten und den zugehörigen Scherzonen ausgewiesen. Während die grossräumige Rezirkulationszone auf der linken Kanalseite aufgrund ihrer strukturellen Ähnlichkeit zur Grundkonfiguration nicht weiter besprochen werden muss, bietet der Bereich der unmittelbaren Rechenabströmung interessante

Hinweise auf den Energieaustausch zwischen den dort gegenwärtigen Zonen mit starken Geschwindigkeitsgradienten. In der Darstellung von  $Tu_{uv}$  fallen die den jeweils dunkelblau gekennzeichneten Abflussstrahlen zwischengeschalteten Turbulenzbereiche auf. Sie sind zapfenförmig ausgebildet und der lokalen Hauptströmungsrichtung entsprechend gekrümmt. Ferner sind sie durch hochturbulente Randbereiche und einen weniger turbulenten Kern charakterisiert. Auffällig ist, dass in den Randbereichen jeweils die Form und Ausrichtung der tiefer gelegenen Flanken mit den Turbulenzspitzen von  $u_{rms}$  und die der höher gelegenen mit denen von  $v_{rms}$  übereinstimmen. Besonders hohe longitudinale Schwankungen treten demnach in den Ablösezonen unterhalb der Stabenden auf, während transversale Schwankungen Maximalwerte in der Scherschicht zwischen den Rechenstäben besitzen. Der turbulente Energieaustausch, einhergehend mit der Reorientierung und Homogenisierung der Strömung, erfolgt dabei auf einer relativ kurzen Fließstrecke, die ungefähr der Abflusstiefe entspricht.

### **Kohärente Strukturen**

Abbildung 6.11 zeigt die auf die zeitlich gemittelten Vektorfelder in der UE I angewendeten Funktionen zur Identifikation kohärenter turbulenter Strukturen: (a) Wirbelstärke  $\omega_z$  und (b) Rotationsstärke  $\lambda_{ci}^2$ . Die Konturplots sind in beiden Fällen mit der Darstellung der Stromlinien überlagert.

Der Verlauf der Stromlinien in der Anströmung orientiert sich im Bereich  $-1.25 < x/h_o \leq -0.5$  über die gesamte Gerinnebreite annähernd parallel zur Kanalachse. Dies unterstreicht die in Abbildung 6.9 dargestellte, homogene Verteilung der Transversalgeschwindigkeit und den durch die Stababstandserhöhung verringerten Einfluss des Rechens auf die Oberwasserstruktur. Erst bei  $x/h_o > -0.25$  kommt es oberhalb vom Rechenkopf zur charakteristischen, linksseitigen Teilumlenkung der Strömung. Diese ist aufgrund der stark aufgelösten Rechengometrie allerdings nur mässig ausgeprägt und lokal variabel. Aufgrund des grösseren Stababstandes ist es nun jedoch möglich, Informationen über den Strömungsverlauf auch im Nahbereich der Stabköpfe und der Stabzwischenräume anhand der Stromlinien zu extrahieren.

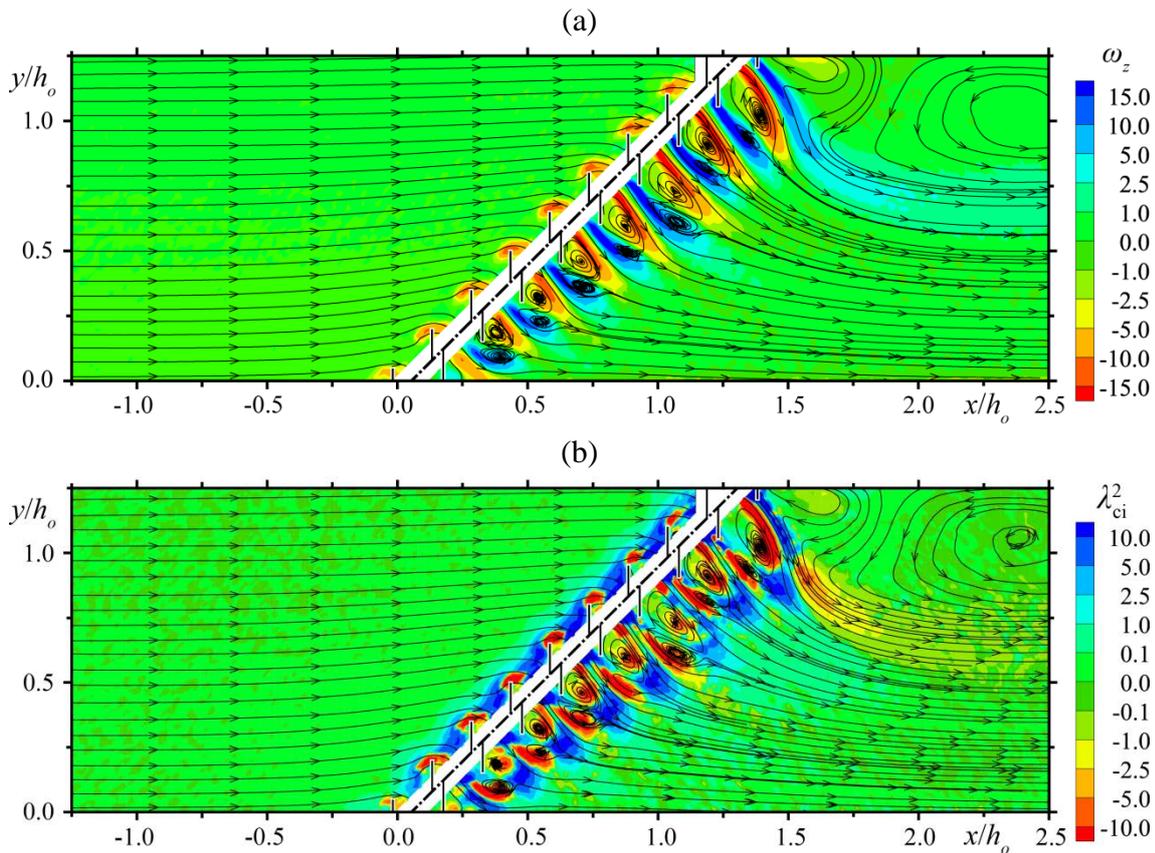


Abbildung 6.11 Kohärente Strukturen der zeitlich gemittelten Vektorfelder überlagert mit Stromlinienverlauf: (a) Wirbelstärke, (b) Rotationsstärke bei  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.08$

So wird ersichtlich, dass es, wie erwartet, an den Stabköpfen zur Strömungsablösung kommt, in der Mitte der Stabzwischenräume die Strömung in Richtung Rechenachse eindreht und sich mit Annäherung an den Folgestab eine Prallzone mit Scherschicht ausbildet, in der ein Teil des Abflusses in die aktuelle Rechenöffnung und der andere Teil nach unterstrom umgelenkt wird. Auch die Darstellung der Rotationsstärke  $\lambda_{ci}^2$  in Abbildung 6.11(b) weist die entsprechenden Zonen aus. Rot gekennzeichnet ist die um den Rechenkopf eindrehende Strömung, während Scherzonen blau dargestellt werden. Im Plot der Wirbelstärke in Abbildung 6.11(a) werden demgegenüber nur die Wirbelzellen hervorgehoben.

Im Nachlauf des Rechens werden sowohl durch das  $\lambda_{ci}^2$ -Kriterium als auch  $\omega_z$  zwischen jedem Abflussstrahl zwei Wirbelzellen prominent identifiziert. Voraussetzung dafür ist, dass diese Strukturen räumlich weitgehend stabil über die gesamte Versuchsdauer auftreten. Bemerkenswerterweise werden aber in Abbildung 6.10(b,c) die höchsten Turbulenzintensitäten exakt im Bereich der Wirbelzellen ausgewiesen. Sie sind demnach zwar räumlich stabil, aber in ihrer Intensität stark variabel. Die Wirbelpaare besitzen, wie

anhand der Stromlinienverläufe und der Wirbelstärke festgestellt werden kann, gegenläufige Drehrichtungen. Der durch die Strömungsablösung am Stabfuss hervorgerufene Wirbel dreht dabei in negativer Richtung ( $\omega_z$  blau), also gegen den Uhrzeigersinn, indessen besitzt der im Strömungsschatten eines Rechenstabes liegende Wirbel einen positiven Drehsinn ( $\omega_z$  rot). Im weiteren Verlauf nehmen sowohl Wirbel- als auch Rotationsstärke schnell ab, die Stromlinien konvergieren und sind am Ende des Untersuchungsbereiches im effektiven Abflussquerschnitt parallel zur Kanalachse ausgerichtet. Für eine Erläuterung der grossräumigen Rückströmungszone auf der linken Kanalseite wird auf den vorhergehenden Abschnitt verwiesen, in dem die äquivalente Abflussstruktur bereits beschrieben wurde.

### Zusammenfassung

Die mittleren und instantanen Bewegungsgrössen und Strömungsstrukturen ober- und unterstrom des Leitreechen mit den Hauptparametern  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.08$  wurden detailliert vorgestellt. Die Ergebnisse werden folgend mit dem Fokus auf einen Vergleich mit der Rechenkonfiguration mit einfachem Stababstand zusammengefasst:

- Die Charakteristik der **subkritischen, stationären Anströmung** verändert sich durch die Verdopplung des Stababstandes signifikant. Sowohl die Strömungsverzögerung auf der Rechenkopfseite als auch ihre Beschleunigung in den Rechenkeil fallen moderater aus. Am Rechenfuss erreicht  $U_r$  nur mehr Maximalwerte von  $1.5U_o$  im Vergleich zu  $2.25U_o$  bei der Grundkonfiguration. Ferner ist die Teilumlenkung des Abflusses in Richtung der Rechenachse generell reduziert und ihre Spitzen sind lokal auf Rechenstabnähe begrenzt.
- **Unterstrom ist das subkritische, teils instationäre Strömungsbild stark heterogen** und durch die Aufteilung in einzelne Abflussstrahlen, die ihren Ursprung zwischen den Staböffnungen haben, und zugehörige Rückströmungszonen charakterisiert. Die Strömungsumlenkung erfolgt nicht mehr vollständig in Rechenstabrichtung, sondern orientiert sich in einem mittleren Winkel zur Kanalachse von  $45^\circ$ . Der effektive Abflussquerschnitt wird dadurch vergrössert und die Rückströmungszone entsprechend verkleinert.
- Während weiterhin eine **mehrfache Umlenkung des Abflusses** durch den Rechen erzwungen wird, verringern sich die eingeschlossenen Winkel- und damit Richtungsänderungen ober- und unterstrom deutlich.

- Die **Schwankungsgrößen** sind in der Anströmung homogen verteilt und von geringer Intensität. Erst in direkter Nähe der Rechenstäbe werden deutlich erhöhte Werte festgestellt. Unterstrom treten Spitzen in den Rotationsbereichen und Scherschichten auf.
- **Turbulente kohärente Strukturen** höherer Intensität werden wiederum nur unterstrom des Rechens identifiziert. Spezifisch für diese Konfiguration sind Wirbelpaare mit entgegengesetztem Drehsinn, die räumlich stabil zwischen den Abflussstrahlen unmittelbar unterstrom des Rechens auftreten.
- Die **Energieverluste** sind massgebend von Diskontinuitätsbereichen zwischen den Rechenstäben und in der Abströmung bestimmt. Die in Analogie zur kontinuierlichen Querschnittsverjüngung auftretende Strömungskonzentration in der Anströmung des Rechenkeiles verliert an Einfluss.
- Die hydraulische Signatur des Rechens und ihre Ausdehnung in das Oberwasser verringern sich generell sowohl für die Bewegungs- als auch Schwankungsgrößen. Es ist in Verbindung mit der Erhöhung des Stababstandes mit einer Abnahme der **fischleitenden Wirkung** zu rechnen.

### 6.5.1.3 Einfluss der Messebenenposition für $\beta = 90^\circ$

Wie in den Abschnitten 3.1 und 6.2.2 erläutert, sind Bewegungs- und Schwankungsgrößen turbulenter Gerinneströmungen nicht gleichmässig über den Abflussquerschnitt verteilt. Sie werden zudem durch zusätzliche Strukturen wie die in der vorliegenden Untersuchung getesteten Leitrechen unterschiedlich beeinflusst. Um die Strömungsverhältnisse einer spezifischen hydraulischen Situation vollständig zu beschreiben, müsste das gesamte Abflussvolumen im Untersuchungsbereich für jede Konfiguration hoch aufgelöst analysiert werden. Dies überschreitet in der Regel den vertretbaren Aufwand und ist überdies nicht notwendig, wenn sinnvolle Verallgemeinerungen oder systematische Parallelen für ähnliche hydraulische Verhältnisse abgeleitet werden können. Im vorliegenden Fall ist von Interesse, ob die Wahl der Untersuchungsebene, also des betrachteten Abflusshorizontes, massgebende Differenzen bei der Beschreibung der Strömungsverhältnisse an Leitrechen verursacht. Zu diesem Zweck werden in Abbildung 6.12 die mittleren Bewegungen  $U_r$ ,  $U$  und  $V$  und die entsprechenden Schwankungsgrößen  $u_{rms}$  und  $v_{rms}$  in beiden Untersuchungsebenen UE I und UE II entlang der Messpuren MS I-III für den Leitrechen der *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$

und  $\sigma = 0.17$  vergleichend dargestellt. Rote Datenreihen stellen dabei die Messergebnisse in der UE I und schwarze in der UE II dar.

Die aus den Ebenendaten extrahierten Geschwindigkeitsprofile verdeutlichen die inhomogene Verteilung der Bewegungs- und Schwankungsgrößen in der Rechenanströmung. In der MSI oberstrom des Rechenkopfes wird der Abfluss in longitudinaler Richtung verzögert und transversal umgelenkt. In Gerinnemitte bei MS II erfolgt eine Zunahme beider Geschwindigkeitskomponenten. Die transversale Umlenkung erreicht hier die grössten Werte. In der MS III wird die stärkste longitudinale Beschleunigung festgestellt. Demgegenüber ist aber die transversale Umlenkung am geringsten. Die Datenreihen der mittleren Bewegungen  $U_r$  und  $U$  zeigen dabei einen klaren Versatz zwischen den UE. Der charakteristischen Geschwindigkeitsverteilung im Gerinne entsprechend, werden dabei höhere Werte im mittleren Abflusshorizont festgestellt als an in Sohlennähe. Die prozentualen Geschwindigkeitsdifferenzen zwischen beiden UE betragen am oberen Ende des UB 5-20%, haben danach für jede Messspur einen annähernd parallelen Verlauf und zeigen mit der Annäherung an den Rechen eine konvergierende Tendenz. Insbesondere in der MS III, die sich bis in den Rechenkeil erstreckt, besitzen  $U_r$  und  $U$  ähnliche Maximalwerte. Hier überlagert der Einfluss des Rechens offensichtlich die normale Geschwindigkeitsverteilung vollständig. Weniger ausgeprägt ist dieser Effekt für die Ergebnisse der transversalen Bewegungen. In der Anströmung liegen die Datenreihen im Allgemeinen näher beieinander und verlaufen auch bis in Rechennähe vorwiegend parallel. Bis auf die Variante MS I kommt es somit nicht zur Annäherung der Maximalwerte vor dem Rechen. Bis auf den charakteristischen Geschwindigkeitsversatz sind die Bewegungsgrößen qualitativ identisch in beiden UE verteilt.

Die Schwankungsgrößen  $u_{rms}$  in longitudinaler Richtung zeigen ausgeprägte Unterschiede. Während sie in der UE II in allen MS gleich verteilt bei Werten von ca.  $0.1U_o$  sind und erst in Rechenstabnähe stark zunehmen, folgen sie in Sohlennähe einem anderen Trend. Sie sind in den MS I und II am oberen Ende des UBs um den Faktor 2 erhöht ( $0.2U_o$ ), fallen danach bis  $x/h_o = 0$  auf das gleiche Niveau wie im mittleren Abflusshorizont und folgen danach dem gleichen Trend mit auf die Rechenstabnähe begrenzten Spitzenwerten. In der MS III besitzen sie demgegenüber in der Anströmung bis auf einzelne Spitzen einen nahezu horizontalen Verlauf mit Werten um  $0.1U_o$  und steigen ab  $x/h_o = 0$ , also vor Erreichen des Rechens, begleitet durch markante Schwankungen wiederum bis auf  $0.2U_o$  an.

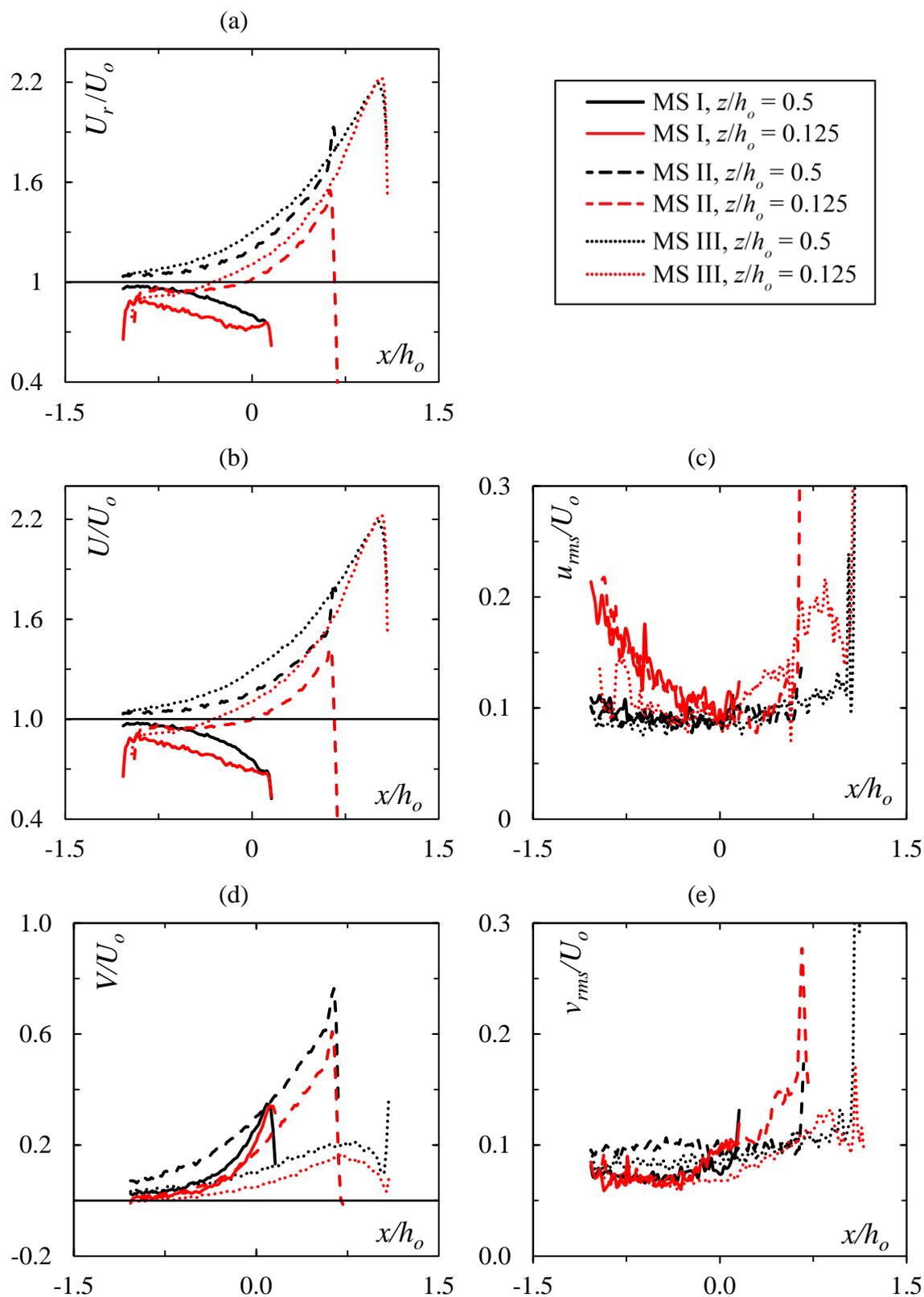


Abbildung 6.12 Geschwindigkeits- und Turbulenzgrößen in den Untersuchungsebenen UEI und II mit  $z/h_o = 0.125$  resp.  $0.5$  für die Messspuren MS I bis III am Leitreechen mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$ : (a)  $U_r/U_o$ , (b)  $U/U_o$ , (c)  $u_{rms}/U_o$ , (d)  $V/U_o$ , (e)  $v_{rms}/U_o$

In Rechenstabnähe wird danach der charakteristische Maximalwert erreicht. Bemerkenswert an dieser Verteilung ist, dass die Zunahme von  $u_{rms}$  in der MS III damit räumlich in den Bereich des Rechenkeils fällt und exakt mit der Querschnittsverengung beginnt. Die Schwankungsgrößen in transversaler Richtung  $v_{rms}$  sind, wie in den Konturplots der UE I bereits deutlich wurde, kleiner als die in longitudinaler Richtung. Sie liegen bis auf Höhe des Rechenkopfes auf demselben Niveau von ca.  $0.07U_o$ , steigen danach kontinuierlich bis auf  $0.15U_o$  an und zeigen ausgeprägte Spitzen vor den Rechenstäben. Ihre Entwicklung unterscheidet sich damit von denen im mittleren Abflusshorizont UE II. Dort weisen die Profile eine parallele Staffelung im Bereich der Anströmung bis zum Rechenkopf auf. In der MS I sind die  $v_{rms}$ -Werte mit  $0.07U_o$  am geringsten, besitzen zur MS III einen Versatz auf  $0.08U_o$  und sind in der MS III mit  $0.1U_o$  am grössten. Im weiteren Verlauf weisen die  $v_{rms}$ -Profile in MS I&III einen gemässigten Anstieg auf, während sie in der MS II weiterhin parallel verlaufen. Allen gemein sind die typischen Spitzenwerte kurz vor dem Rechen. Die Schwankungsgrößen in der UE II korrelieren damit direkt mit den Gradienten der transversalen Abflussumlenkung und sind nicht mehr signifikant durch die turbulente Grenzschicht in Sohlennähe überlagert.

Es stellt sich abschliessend die Frage, welche UE zur Auswertung der übrigen Rechenkonfigurationen herangezogen werden soll. Die Verteilung der mittleren Fließgeschwindigkeiten ist bis auf den charakteristischen Versatz nahezu identisch in beiden Ebenen. Demgegenüber weisen die Profile der Schwankungsgrößen deutlichere Unterschiede auf. Ausschlaggebend wird dabei gewertet, dass im mittleren Abflusshorizont keine Überlagerung der rechenverursachten Turbulenzgrößen durch die der turbulenten Grenzschicht besteht und klarere Wechselverhältnisse zur Verteilung der Geschwindigkeitsgradienten abgeleitet werden können. Aus diesem Grund werden die Ergebnisse aller Folgekonfigurationen auf Basis der Messungen in der UE II dargestellt und im Bedarfsfall zusätzliche Darstellungen im Anhang bereitgestellt.

#### **6.5.1.4 Strömungsfelder oberstrom des Leitreechens mit $\beta = 45^\circ$ und $\sigma = 0.17$**

Der Leitreechen mit einer Rechenstabausrichtung zur Hauptströmungsrichtung von  $45^\circ$  (engl. *bar rack*) besitzt einen Verlustbeiwert von  $\zeta_{R,M} = 3.36$  ( $\zeta_{R,K} = 3.55$ ). Er verursacht demnach nur  $\approx 20\%$  der Fallhöhenverluste der *Louver*-Konfiguration mit identischem Stababstand und  $\approx 60\%$  derer mit doppeltem Stababstand. Wie in Abschnitt 5.7 bereits dargestellt, ist der Stabwinkel  $\beta$  der die hydraulischen Verluste dominant beeinflussende

Parameter. Konfigurationen mit möglichst geringem  $\beta$  sind deshalb im Hinblick auf die Energieproduktion am Kraftwerk zu bevorzugen. Vergleichende ethohydraulische Untersuchungen an beiden Rechentypen haben ferner gezeigt, dass für typische nordamerikanische Fischarten keine signifikanten Unterschiede der Fischleiteffizienz nachweisbar waren (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001). Aus diesem Grund stellt sich die Frage, welche Übereinstimmungen oder Unterschiede die hydraulischen Signaturen von *Louver* und *Bar Rack* aufweisen und inwieweit sie die fischleitende Wirkung beeinflussen. Folgend werden deshalb ausschliesslich die Strömungsverhältnisse in der Anströmung von Leitrechen betrachtet, da nur diese relevant für die Beurteilung der Fischleiteffizienz sind.

Im Gegensatz zu den vorhergehenden Abschnitten werden die Strömungsverhältnisse im mittleren Abflusshorizont und bei doppelter Fliessgeschwindigkeit dargestellt. Die Wahl des Abflusshorizontes wurde im letzten Abschnitt begründet und gezeigt, dass sie lediglich quantitative Änderungen der Abflussstruktur nach sich zieht. Die Wahl einer höheren Fliessgeschwindigkeit im Zufluss liegt im Bestreben begründet, die PIV-Versuchsverhältnisse möglichst nah an die im Kapitel 5 beschriebenen Versuche der Fallhöhenverluste anzulehnen. Bei ihnen erfolgte die Auswertung des Verlustbeiwertes erst ab Abflüssen mit  $R \geq 1.2 \times 10^5$ . Im Fall der Messungen oberstrom der Rechen erwies sich diese Vorgabe als umsetzbar, nicht aber für die Untersuchungen unterstrom. Abschnitt 6.3.1 erläutert die Details im Zusammenhang mit den versuchstechnischen Einschränkungen, während in Abschnitt 6.5.2 exemplarisch aufgezeigt wird, dass sich die Bewegungs- und Schwankungsgrössen selbstähnlich verhalten und deshalb die normierten Resultate unabhängig von der gewählten Fliessgeschwindigkeit sind.

### **Mittlere Bewegungsgrössen**

Abbildung 6.13 zeigt die zeitlich über den Versuchszeitraum gemittelten Bewegungsgrössen in der UE II (a) Resultierende  $U_r$ , (b) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$  und (c) Transversalgeschwindigkeit  $V$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.2$  m/s bei  $F = 0.1$  und  $R = 1.2 \times 10^5$ .

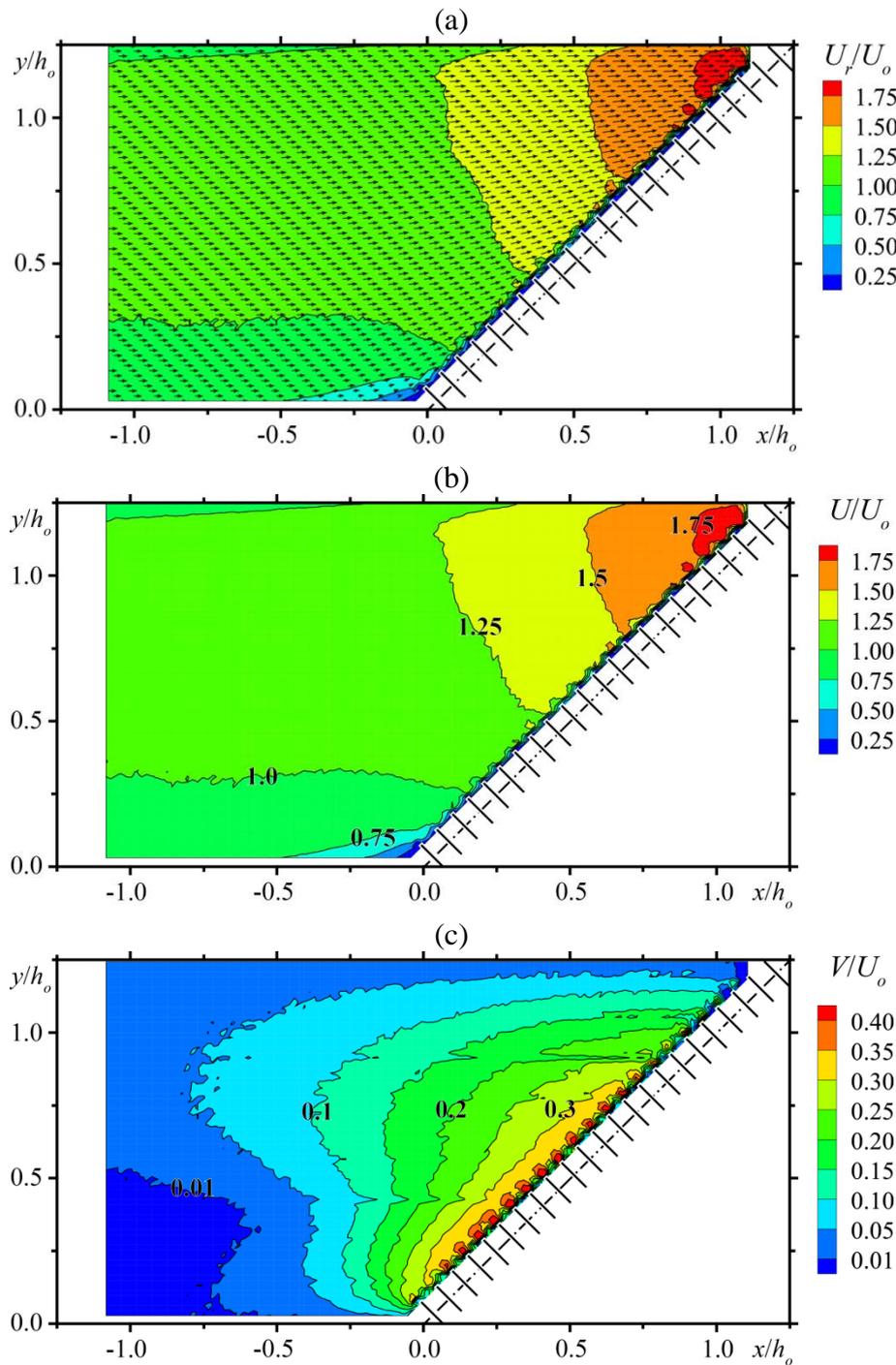


Abbildung 6.13 Mittlere relative Bewegungsgrößen: (a) Resultierende, (b) Longitudinal-, (c) Transversalgeschwindigkeit mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

Die mittleren Bewegungsgrößen besitzen am *Bar Rack* eine ähnliche räumliche Verteilung, wie sie am *Louver* beobachtet wurde. Es ist dabei zu beachten, dass nun in der UE II die Resultierende im überwiegenden Teil der Abflussebene mit der tiefengemittelten Zuflussgeschwindigkeit  $U_o$  übereinstimmt.  $U_r$  wird weiter durch die longitudinale Abflusskomponente  $U$  dominiert. Die Isotachen beider Parameter verlaufen quasi deckungsgleich und weisen eine vor dem Rechenkopf bis zu  $0.25U_o$  verzögerte Bewegung auf. Der Rechenkopf stellt weiterhin eine wesentliche Störstelle dar, deren Einfluss auf

die Strömungsstruktur weit in das Oberwasser reicht. Dies wird am horizontalen Verlauf der  $1U_o$ -Isotachen von  $U_r$  und  $U$  bei  $y/h_o = 0.3$  deutlich. Demgegenüber steht die Beschleunigung hin zum Rechenfuss bis auf  $1.75U_o$  auf der linken Kanalseite. Wie der deutlich geringere Verlustbeiwert dieser Rechenvariante bereits vermuten liess, ist die Abflusskonzentration im Rechenkeil demnach geringer ausgeprägt. Dieser Umstand lässt auf eine gleichmässiger auf den Rechenquerschnitt verteilte Durchströmung schliessen. Entsprechend ist auch die Teilumlenkung der Strömung entlang des Rechens, die von der transversalen Geschwindigkeitskomponente  $V$  charakterisiert ist, durch geringere Grössenordnungen gekennzeichnet und erreicht oberhalb der Rechenstäbe Maximalwerte von  $0.3U_o$ . Ihre räumliche Verteilung weicht leicht von derer am *Louver* ab. Sie ist generell homogener über die Abflussbreite verteilt und verfügt, entgegen der vorher festgestellten elliptischen Form, über zwei Ausläufer nach oberstrom, die durch eine Diskontinuitätszone getrennt sind. Der erste befindet sich linksseitig zwischen  $0.75 \leq y/h_o \leq 1.0$ , während der zweite, geringer ausgeprägte oberstrom vom Rechenkopf bei  $0.15 \leq y/h_o \leq 0.3$  lokalisiert ist. Die Deutung dieses Phänomens ist nicht endgültig bindend. Es kann aber argumentiert werden, dass der Rechen grundsätzlich als Störstelle fungiert, also zur grossräumigen, rechtsseitigen Verzögerung der Anströmung führt. In unmittelbarer Rechennähe kommt es jedoch wieder zur lokalen Beschleunigung der Strömung hin zur Rechenfläche. Der Bereich zwischen diesen beiden Gebieten wird als die erwähnte Diskontinuitätszone definiert. Zusätzlich verdeutlicht der Verlauf der Isotachen, dass nun rechtsseitig zwischen  $-1.1 \leq x/h_o \leq -1.25$  keine signifikanten transversalen Bewegungen existieren. Dies offenbart einen grundlegenden Unterschied der *Bar Rack*-Anströmung zu der des *Louvers*. Sie erfolgt ohne Sekundärumlenkung durch das gleichgerichtete Eindrehen der Strömung über die rechte Abflussseite hin zum Rechenfuss. Im letzten 1/5 des Rechens nimmt die transversale Komponente nach wie vor ab und unterschreitet bei  $y/h_o \geq 1.125$  den Betrag von  $0.1U_o$ . Im Hinblick auf die fischleitende Wirkung lässt aber die quantitativ geringere Umlenkung der Strömung vermuten, dass die Ausrichtung des Abflusses entlang der Rechenachse (*sweeping flow*) weniger stark ausgeprägt sein sollte. Dieser Rückschluss wird durch die generell zur Kanalachse flachere Ausrichtung der Geschwindigkeitsvektoren in Abbildung 6.13(a) unterstrichen und anhand der Stromlinienverläufe in Abbildung 6.15 genauer besprochen.

### Schwankungsgrößen

Abbildung 6.14 zeigt die zeitlich über den Versuchszeitraum gemittelten Schwankungsgrößen in der UE II (a) Turbulenzgrad  $Tu_{uv}$  relativ zur mittleren lokalen Fließgeschwindigkeit  $U_r$ , (b)  $u_{rms}$  und (c)  $v_{rms}$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.2$  m/s bei  $F = 0.1$  und  $R = 1.2 \times 10^5$ .

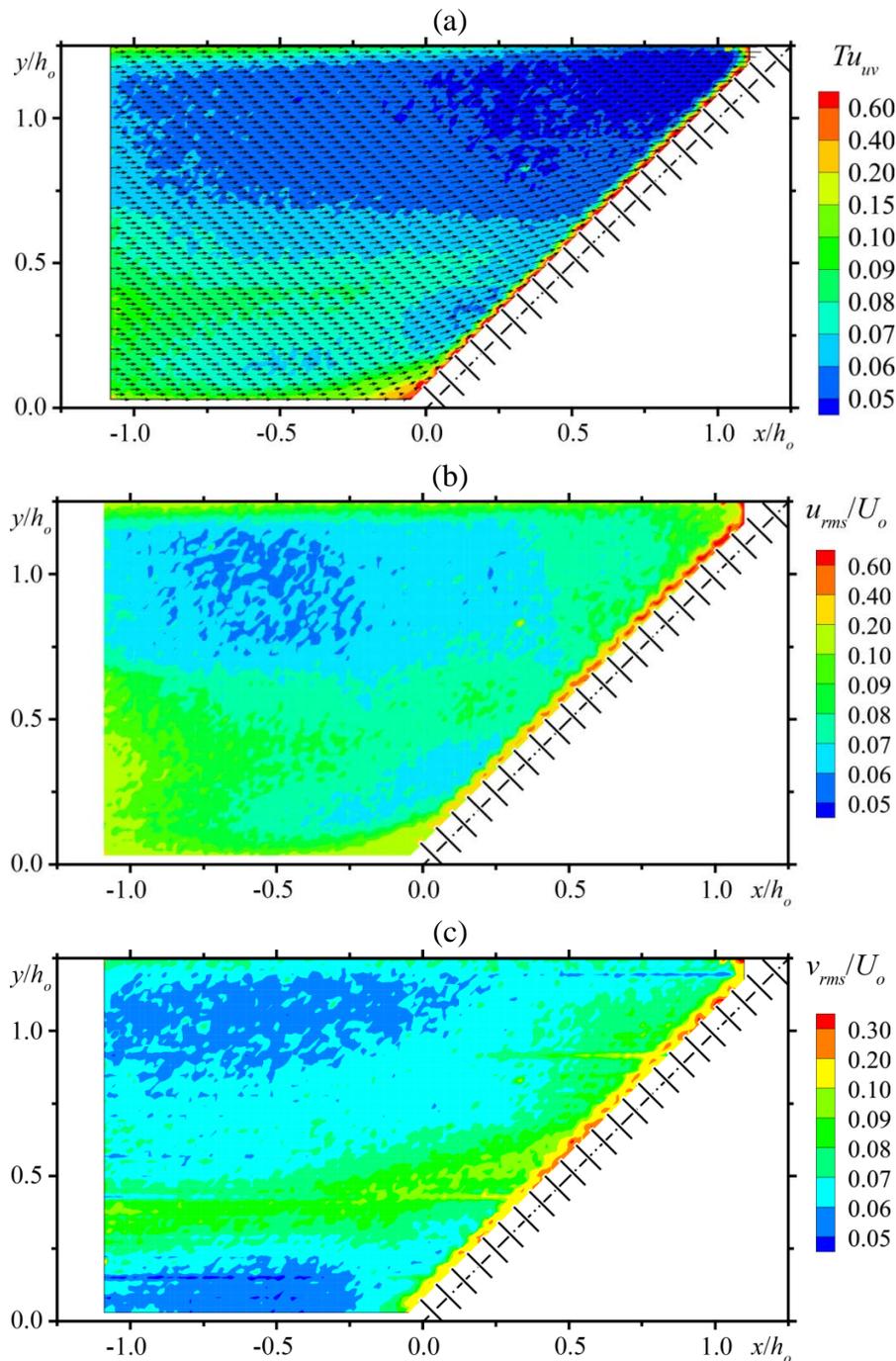


Abbildung 6.14 Schwankungsgrößen: (a) Turbulenzgrad, (b) relative Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung, (c) Turbulenzintensität in Transversalrichtung bei  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

Im Rahmen der auf die Anströmung begrenzten Auswertung verringert sich das Wertespektrum der Schwankungsgrößen, da diese unterstrom des Rechens grössere Spitzenwerte ausweisen. Aus diesem Grund wird eine verfeinerte Skalierung für die Konturplots gewählt, die die lokale Abstufung der Messwerte detaillierter auflöst.

Die Schwankungsgrößen relativ zur lokalen Fließgeschwindigkeit in Abbildung 6.14(a) weisen eine zur Kanalachse asymmetrische Verteilung auf. Im Bereich oberstrom der Abflussverzögerung am Rechenkopf bei  $0.0 < y/h_o \leq 0.3$  sind sie generell leicht erhöht und ihr Wertespektrum reicht von  $0.08 - 0.12U$ . Von besonderem Interesse ist aber die sichtbare Konzentration erhöhter Turbulenzwerte in Bereich der  $1U_o$ -Isotache aus Abbildung 6.13(b) bei  $y/h_o \approx 0.25-0.4$ . Sie weist auf die Ausbildung einer Scherzone zwischen der verzögerten Strömung oberstrom des Rechenkopfes und dem auf der linken Kanalseite beschleunigten Abfluss hin, in der es aufgrund des Impulsaustausches zu erhöhten Geschwindigkeitsschwankungen kommt. In der Beschleunigungszone selbst nehmen die  $Tu_{uv}$ -Werte kontinuierlich zum Rechenfuss hin ab und besitzen Werte zwischen  $0.05 - 0.10U$ . Wiederum werden erst direkt an den Rechenstabköpfen signifikant erhöhte Geschwindigkeitsschwankungen ausgewiesen. Sie liegen dort über die gesamte Rechenlänge in der Größenordnung von  $\geq 0.6U$ . Ein weiteres Detail verdient im Zusammenhang mit der feineren Auflösung der Konturplots Erwähnung. Es handelt sich um die entlang beider Wandbereiche typisch erhöhten Schwankungsgrößen insbesondere der longitudinalen Komponente in der turbulenten Grenzschicht. Ihre Dicke nimmt zudem charakteristischer Weise mit Annäherung an den Rechenfuss an der linken Kanalwand ab, da es zu einer zunehmenden Strömungseinschnürung kommt.

### Kohärente Strukturen

Abbildung 6.15 zeigt die Rotationsstärke  $\lambda_{ci}^2$  der zeitlich gemittelten Vektorfelder in der UE I überlagert mit dem Verlauf der Stromlinien. Auf die Darstellung der Wirbelstärke wird verzichtet, da sich vorgängig zeigte, dass von ihr im Bereich der Anströmung keine zusätzlichen Informationen abgeleitet werden können.

Der Verlauf der Stromlinien steht in Übereinstimmung mit der Überlagerung der Longitudinal- und Transversalbewegungen. Unmittelbar am Beginn des UBs sind sie im orographisch linken Teil des Kanales in Richtung Rechenfuss ausgerichtet, während sie zwischen  $0.0 \leq y/h_o \leq 0.5$  in Wandnähe horizontal später tendenziell leicht rechtsseitig orientiert sind. Ab  $x/h_o \geq -0.5$  ist die Strömung über die gesamte Abflussbreite vollständig in Richtung Rechenfuss eingedreht. Die Umlenkung ist oberhalb des Rechenkopfes

am stärksten und nimmt kontinuierlich entlang des Fließweges zum Rechenfuss hin ab. Die Stromlinien besitzen kurz vor dem Rechen in Fließrichtung betrachtet folgende zur Kanalachse relative Umlenkwinkel  $\varphi_i$ : Bei  $y/h_o = 0.125$  ist  $\varphi_1 \approx 19^\circ$ , bei  $y/h_o = 0.625$  ist er reduziert auf  $\varphi_2 \approx 15^\circ$  und beträgt bei  $y/h_o = 1.125$  nur mehr  $\varphi_3 \approx 3^\circ$ . Im letzten Ende des Rechenkeiles wird danach keine Umlenkung durch die Stromlinien ausgewiesen.

Mittels  $\lambda_{ci}^2$ -Kriterium werden wie schon bei den vorangegangenen Konfigurationen Drehbewegungen und Scherzonen signifikanter Stärke nur in direkter Rechennähe ermittelt. Ihre Anordnung und Stärke verhalten sich äquivalent zu denen am *Louver*. Allerdings verdeutlicht die türkise Einfärbung des dem Rechen vorgelagerten Abflussbandes, dass in erster Linie oberstrom des Rechenkopfes und -fusses Bereiche leicht erhöhter Schubspannung existieren. Sie erstrecken sich zum Teil bis zu  $0.6-0.8h_o$  in die Anströmung und besitzen damit eine markant erhöhte räumliche Ausdehnung im Vergleich zur *Louver*-Konfiguration.

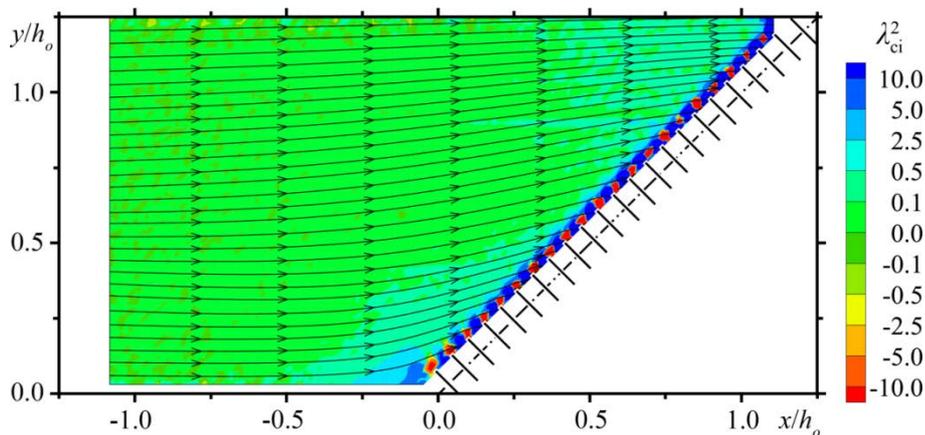


Abbildung 6.15 Rotationsstärke der zeitlich gemittelten Vektorfelder überlagert mit Stromlinienverlauf für  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

### 6.5.1.5 Strömungsfelder oberstrom des Leitreechens mit $\beta = 45^\circ$ und $\sigma = 0.08$

Die Strömungsverhältnisse am Leitreechen mit doppeltem Stababstand sind in Abbildung 6.16 in Form einer Übersicht dargestellt. Aufgrund der gleichartigen Verteilung von  $U_r$  und  $U$  wird auf die separate Darstellung der Resultierenden verzichtet.

Die räumliche Struktur der Anströmung bleibt mit der Erweiterung des Stababstandes weitgehend erhalten. Wesentliche Unterschiede machen sich lediglich im Hinblick auf ihre quantitative Ausprägung bemerkbar. So nehmen die relevanten, das heisst grossflächig auftretenden, Maximalwerte der longitudinalen und transversalen Bewegungskomponenten auf  $1.5U_o$  resp.  $0.2U_o$  ab. Gleiches gilt auch für die Schwankungsgrößen, die

in der gesamten Anströmung leicht verringerte Intensitäten ausweisen. Entsprechend sind auch die in der Scherzone festgestellten, lokal erhöhten Turbulenzgrößen abgeschwächt.

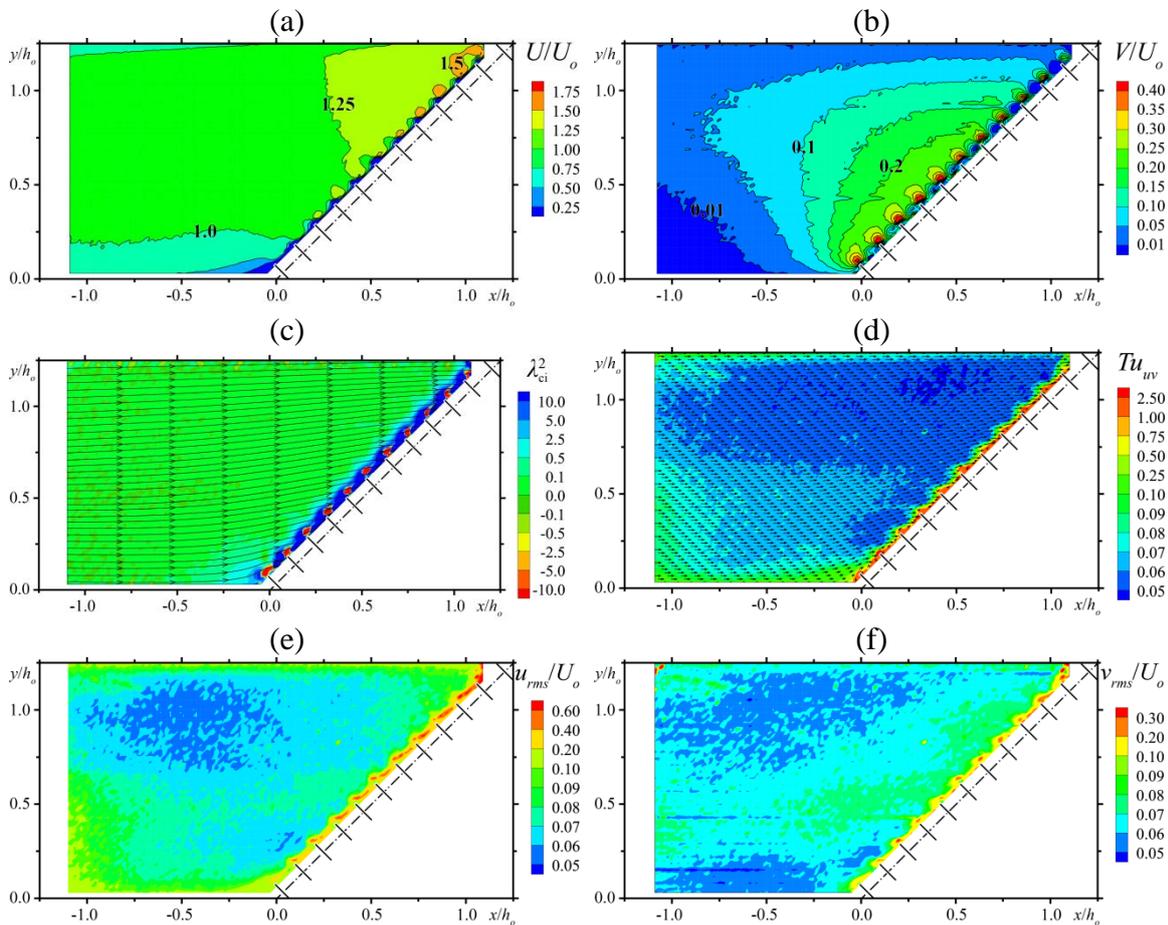


Abbildung 6.16 Normierte Bewegungs- und turbulente Schwankungsgrößen des Leitrechens mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.08$ : (a) mittlere Longitudinal- und (b) Transversalgeschwindigkeit, (c) Rotationsstärke, (d) bis (f) Turbulenzgrad und Turbulenzintensitäten

### 6.5.1.6 Einfluss der Messebenenposition für $\beta = 45^\circ$

Abschliessend werden auch am Beispiel der *Bar Rack*-Konfiguration die Auswirkungen verschiedener Beobachtungshorizonte ausgewertet. Analog zur *Louver*-Konfiguration in Abbildung 6.12 zeigt Abbildung 6.17 die Bewegungs- und Schwankungsgrößen in den Messpuren MS I-III für die UE I (rot) und UE II (schwarz). Die folgenden Erläuterungen konzentrieren sich nun vorrangig auf zwei Schwerpunkte. Zum einen ist es die Diskussion der Frage, (i) ob die Ableitung einer allgemeinen Beschreibung der Strömungsverhältnisse unabhängig vom Untersuchungshorizont auch für die *Bar Rack*-Konfiguration zulässig erscheint und (ii) zum anderen werden grundsätzliche Parallelen und Unterschiede zwischen beiden Konfigurationen herausgearbeitet.

(i) Die mittleren resultierenden und longitudinalen Bewegungsgrößen  $U_r$  und  $U$  der UE I und UE II besitzen unverkennbar ähnliche Verläufe, allerdings besteht zwischen den jeweiligen Kurven ein ausgeprägter Versatz. Nahe der Kanalsohle unterschreiten sie insbesondere am Beginn des UBs diejenigen im mittleren Abflusshorizont um 5-15%. Mit der Annäherung an den Rechen nehmen die Differenzen stetig ab, die Kurven konvergieren. Am deutlichsten betont ist dieser Effekt in der MS III.

In transversaler Richtung sind die Verhältnisse noch weniger differenziert. Nicht nur weisen auch hier die Verläufe entlang der korrelierenden Messspuren ausgeprägte Ähnlichkeiten auf, ihr Wertespektrum ist zudem deutlich schmäler, da ihre absoluten Werte signifikant kleiner sind. Lediglich ein Effekt verdient Erwähnung. Entgegen dem erwarteten Trend überschreiten die sohlennahen Transversalgeschwindigkeiten in der MS I am Anfang des UBs (bis  $x/h_o \leq -0.5$ ) leicht die in der UE II. Obgleich messtechnisch in diesem Fall nicht beleg- oder quantifizierbar, kann dieser Effekt mit hoher Sicherheit auf die in kompakten Gerinnen auftretenden Sekundärströmungen zurückgeführt werden. Diese verursachen in Sohlennähe eine Strömungskomponente in Richtung Kanalwand, also wider die typische Umlenkung hin zur Rechenachse, und überlagern im oberen Teil des Einlaufes letztere noch vollständig.

(ii) Im Hinblick auf Unterschiede zwischen *Louver*- und *Bar Rack*-Konfiguration fallen folgende Effekte auf. Die Steigungen der Kurvenverläufe der Longitudinalbewegungen am *Bar Rack* sind generell flacher. Dies sowohl in den verzögerten als auch in den beschleunigten Bereichen. Im Gegensatz dazu gilt dies bei der Transversalbewegung nur für die mittlere Strömungsbahn in der MSII, während in MS I und III vergleichbare Verläufe registriert werden. In der Folge wird ersichtlich, dass die Abflussumlenkung am *Bar Rack* zwar geringere Maximalwerte aufweist, aber deutlich gleichmässiger über den Rechenverlauf verteilt ist. Für die Effizienz der Fischleitung kann diese Eigenschaft von massgebender Bedeutung sein.

Ferner werden in beiden UE geringere Schwankungsgrößen festgestellt. So liegen beim *Bar Rack* die mittleren Werte von  $u_{rms}$  ca. 20% und die von  $v_{rms}$  teilweise bis zu 30% unter denen des *Louvers*. Die Spitzen in Rechennähe sind davon nicht betroffen.

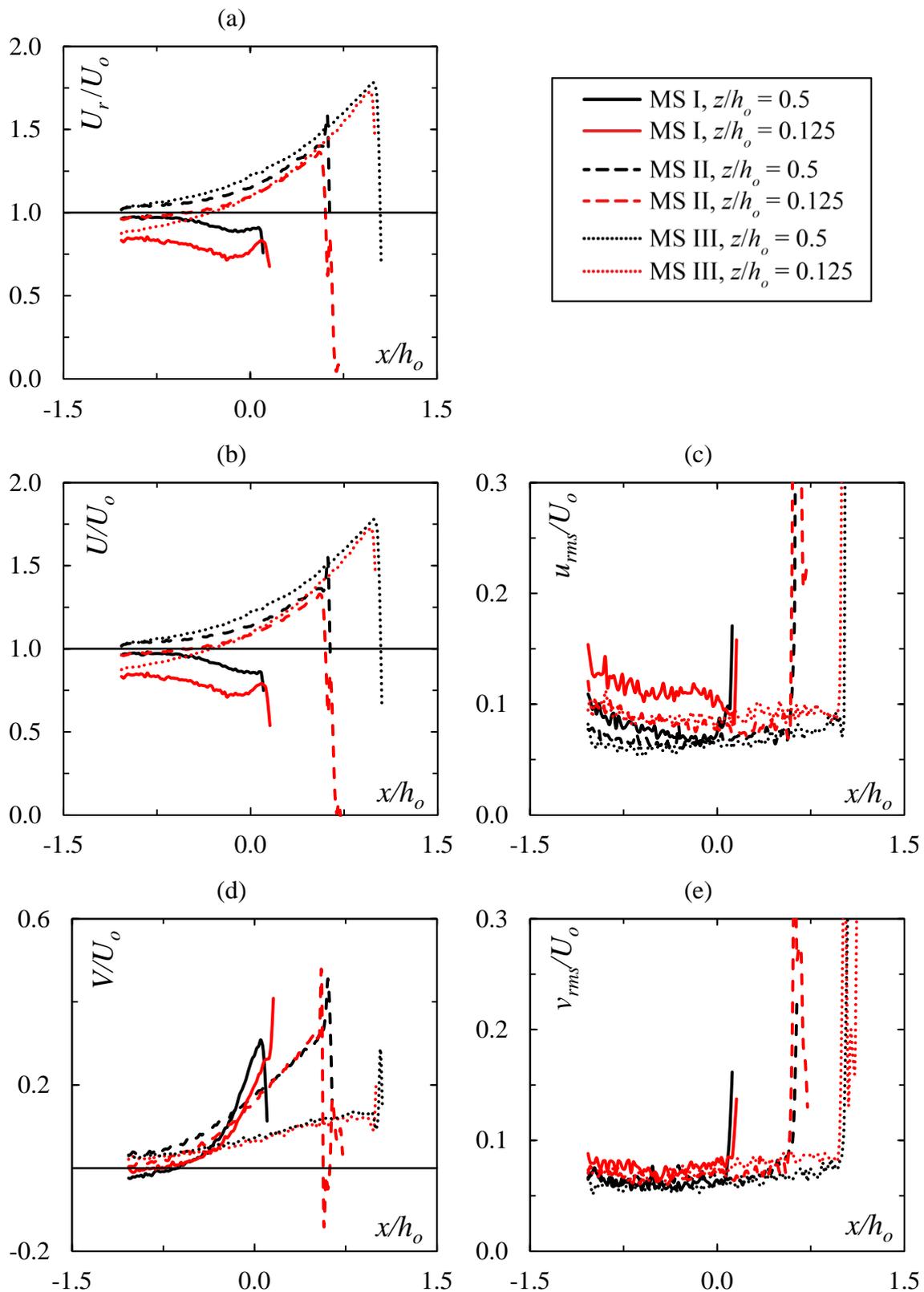


Abbildung 6.17 Geschwindigkeits- und Turbulenzgrößen in den Untersuchungsebenen UE I und II mit  $z/h_o = 0.125$  resp.  $0.5$  für die Messspuren MS I bis III am Leitreechen mit  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.08$ : (a)  $U_r/U_o$ , (b)  $U/U_o$ , (c)  $u_{rms}/U_o$ , (d)  $V/U_o$ , (e)  $v_{rms}/U_o$

## 6.5.2 Leitrechen mit $\alpha = 30^\circ$

### 6.5.2.1 Strömungsfelder oberstrom des Leitrechens mit $\beta = 45^\circ$ und $\sigma = 0.17$

Die Verkleinerung des Rechenwinkels führt bei geringen Stababständen ( $\sigma = 0.17$ ) unabhängig vom Stabwinkel zur Abnahme des Verlustbeiwertes. Der mit  $\alpha = 30^\circ$  orientierte Leitrechen in *Bar Rack*-Konfiguration ( $\beta = 45^\circ$ ) besitzt so auch mit  $\zeta_{R,M} = 2.56$  ( $\zeta_{R,K} = 2.83$ ) einen um 25% niedrigeren Verlustbeiwert als die Vergleichskonfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$ . Grund dafür ist unter anderem die Zunahme der Rechenlänge und damit der durchflossenen Fläche, was zur Abnahme der mittleren Fliessgeschwindigkeiten am Rechen führt. Ein spitzerer Rechenwinkel ist, die hydraulischen Verluste betreffend, demnach von Vorteil. Zudem verbessert sich im Allgemeinen mit der Abnahme von  $\alpha$  auch die Fischleiteffizienz (Ebel 2013). Ziel der Folgeabschnitte ist es vor diesem Hintergrund insbesondere, die mit der Verringerung von  $\alpha$  einhergehenden Veränderungen der hydraulischen Signatur in der Anströmung fischbiologisch interessanten Rechenkonfigurationen zu erarbeiten. Zu diesen zählen zum einen Konfigurationen, die bereits an bestehenden Anlagen im Einsatz sind, und zum anderen im ethohydraulischen Modell erfolgreich getestete Varianten. Deshalb werden z.B. Konfigurationen mit vergrößertem Stababstand der Vollständigkeit halber lediglich im Anhang vorgestellt.

### Mittlere Bewegungsgrößen

Abbildung 6.18 dokumentiert die zeitlich gemittelten Bewegungsgrößen in der UE II: (a) Resultierende  $U_r$ , (b) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$  und (c) Transversalgeschwindigkeit  $V$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.2$  m/s bei  $F = 0.1$  und  $R = 1.2 \times 10^5$ .

Unverändert dominiert die longitudinale Komponente des Abflusses die Strömungscharakteristik, welche durch die kontinuierliche Zunahme von  $U_r$  und  $U$  in den Rechenkeil gekennzeichnet ist. Augenfällig ist dabei die bereits beim *Bar Rack* mit  $\alpha = 45^\circ$  anhand der  $V$ -Isotachen beobachtete Strukturierung des Abflussbildes über die Kanalbreite mit Ausbildung einer Diskontinuitätszone. Sie weisen für das Beispiel der  $1.2U_o$ -Isotache von  $y/h_o = 0.3$  ausgehend ein erstes Maximum in direkter Rechennähe aus. Mit wachsendem Parallelabstand zum Rechen nehmen  $U_r$  und  $U$  erst ab, erreichen im Abstand von ca.  $1.125h_o$  zur Rechenachse den niedrigsten Wert, um danach ein zweites Maximum bei  $0.9y/h_o$ , also im letzten Drittel des Abflussquerschnittes, aufzuweisen. Dieser Effekt geht einher mit der Verbreiterung der Verzögerungszone oberstrom des Re-

chenkopfes, in der die lokalen Fließgeschwindigkeiten  $U_o$  unterschreiten. Sie erstreckt sich nun über den Bereich  $0.0 \leq y/h_o \leq 0.45$ , was einer Zunahme von 50% im Vergleich zum  $45^\circ$ -*Bar Rack* entspricht. Wesentlich ist in diesem Zusammenhang auch, dass der analoge Vergleich für die maximale Zunahme von  $U_r$  und  $U$  im Rechenkeil nur geringfügige Unterschiede aufzeigt. Hier erreichen am  $30^\circ$ -*Bar Rack* beide Bewegungsgrößen Werte von  $1.7U_o$  im Vergleich zu  $1.75U_o$  bei der Variante mit  $\alpha = 45^\circ$ .

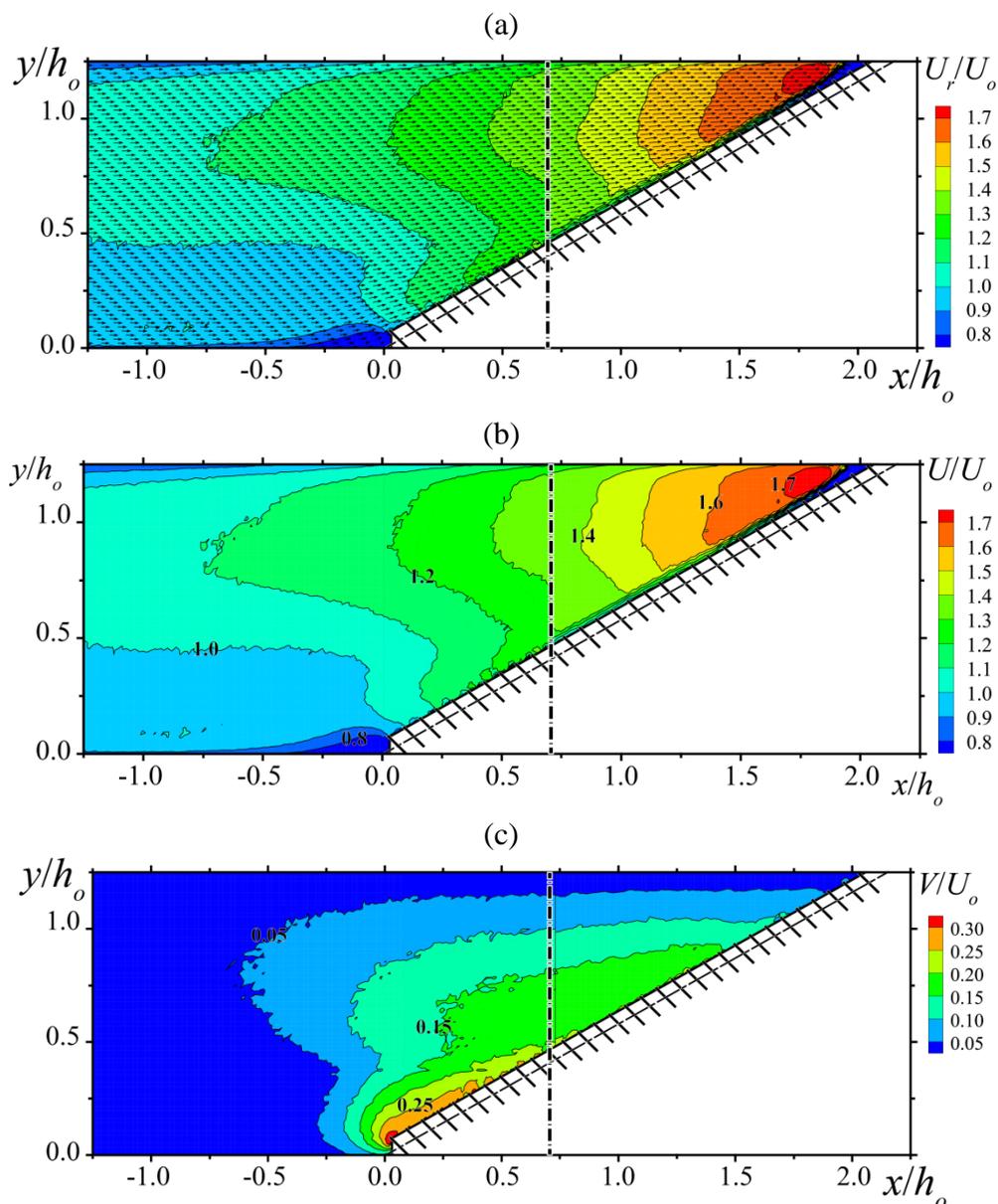


Abbildung 6.18 Mittlere relative Bewegungsgrößen: (a) Resultierende, (b) Longitudinal-, (c) Transversalgeschwindigkeit mit  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

Die Verteilung der Transversalgeschwindigkeiten entspricht grundsätzlich der vorgängig anhand Abbildung 6.13 erläuterten Struktur. Es besteht allerdings ein grundlegender Unterschied in der Verteilung über die Rechenlänge. Für die fischleitende Wirkung relevante, das heisst auch in einigem Abstand vom Rechen auftretende  $V$ -Komponenten

sind nun gestaffelt verteilt. Im ersten Rechendrittel besitzen sie Werte von  $0.2-0.25U_o$ , nehmen in Rechenmitte auf  $0.15U_o$  ab und sind im letzten Rechendrittel mit  $0.05-0.1U_o$  auf dem charakteristisch niedrigen Niveau aller bis hier vorgestellten Rechenvarianten.

### Schwankungsgrößen

Abbildung 6.19 zeigt die zeitlich über den Versuchszeitraum gemittelten Schwankungsgrößen in der UE II (a) Turbulenzgrad  $Tu_{uv}$  relativ zur mittleren lokalen Fließgeschwindigkeit  $U_r$ , (b)  $u_{rms}$  und (c)  $v_{rms}$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.2$  m/s. Wie im Abschnitt 0 erläutert wurde, sind die Schwankungsgrößen im zweiten Teil des UBs unterstrom der Trennlinie (vertikale Strich-Punkt-Linie) aufgrund der Drehung des PIV-Lasers verfälscht. Da sie aber durchaus die Interpretation von Trends zulassen, werden sie unmanipuliert dargestellt. Ferner verlangte die neue Rechengeometrie nach einer Neupositionierung der PIV-Kamera in Flucht der Kanalachse. Sie nahm deshalb eine relativ zur Rechenachse betrachtet abweichende Position ein. Dies führte zur verstärkten perspektivischen Überdeckung der Stabzwischenräume im UB. Diese Bereiche sind deshalb im Rahmen der Auswertung im linken Teil des UBs nur noch eingeschränkt und im rechten nicht mehr darstellbar.

Die grundlegende Organisation der Schwankungsgrößen stimmt mit der am  $45^\circ$ -*Bar Rack* ermittelten überein, ist aber prominenter ausgeprägt. Die drei charakteristischen Zonen (i) bis (iii) sind in Abbildung 6.19(b) stellvertretend markiert. Auf der orografisch linken Kanalseite bei (i) erfährt der Abfluss die grösste longitudinale und geringste transversale Zunahme der Bewegungsgrößen. Zudem ist der als Störstelle wirkende Rechen relativ weit entfernt und die Führung der Strömung erfolgt linksseitig durch die glatte Kanalwand, in deren Nähe die turbulente Grenzschicht typisch durch eine Erhöhung der Schwankungsgrößen repräsentiert ist. Dies wirkt sich unmittelbar auf die Schwankungsgrößen in diesem Bereich aus. Sie sind hier durch einen niedrigen Wertebereich zwischen  $0.05-0.08U_o$  gekennzeichnet, der kongruent auf die Verhältnisse am  $45^\circ$ -*Bar Rack* übertragen werden kann.

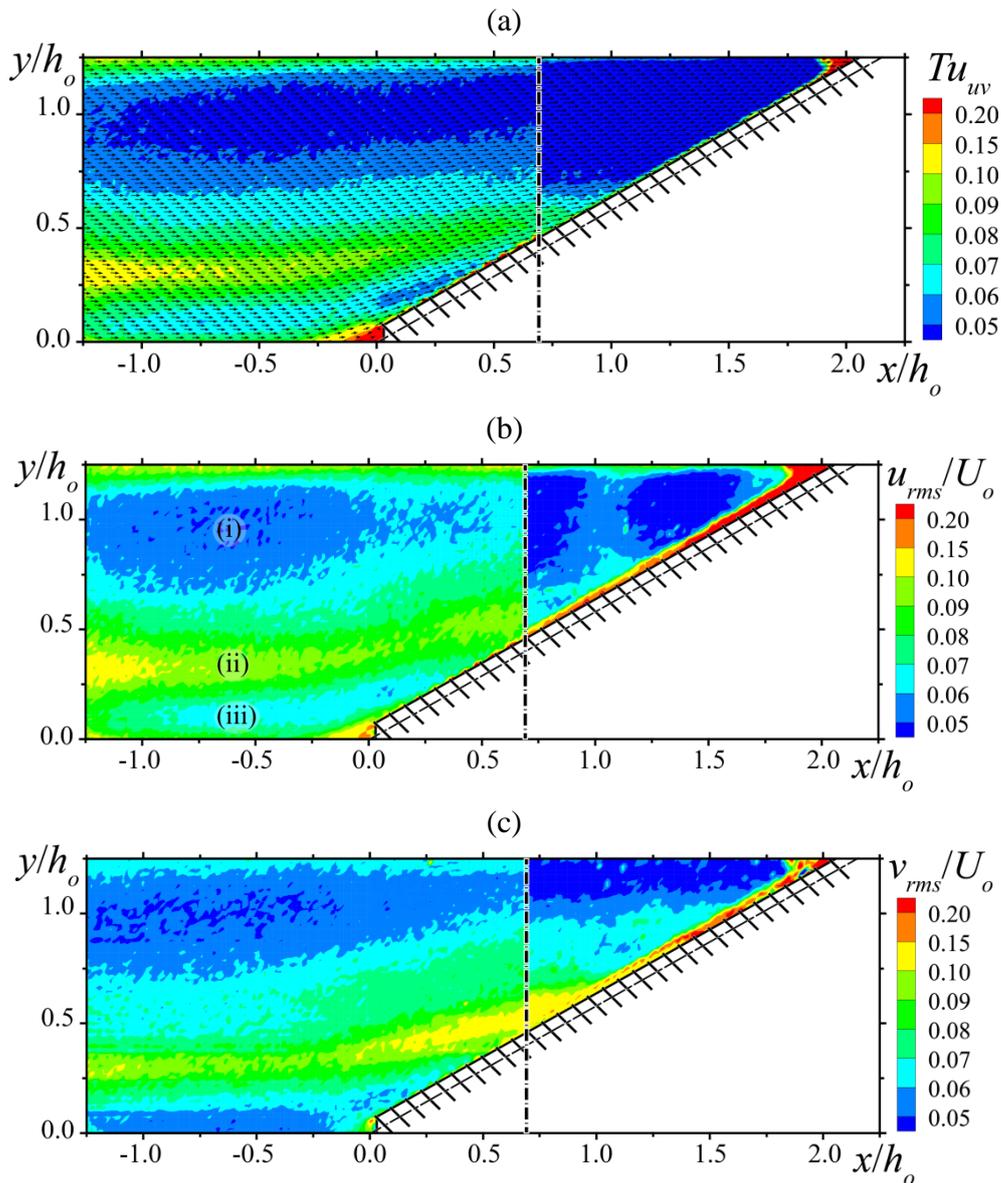


Abbildung 6.19 Schwankungsgrößen: (a) Turbulenzgrad, (b) relative Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung, (c) Turbulenzintensität in Transversalrichtung bei  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

Demgegenüber steht der Bereich auf der rechten Kanalseite bei (iii). Hier ist der Abfluss in longitudinaler Richtung grossflächig gleichmässig verzögert und in transversaler bis auf den Bereich oberstrom des Rechens ( $x/h_o \geq -0.2$ ) nahezu unbeeinflusst. Auch hier besitzen die Schwankungsgrößen bis auf den Bereich der Rechenkopfumströmung durchgehend Werte kleiner als 10% der mittleren Zulaufgeschwindigkeit. Zwischen der beschleunigten und verzögerten Zone, der Scherschicht, kommt es aufgrund von Zähigkeitskräften zum erhöhten Massen- und Impulsaustausch, der durch einen Anstieg der turbulenten Schwankungen gekennzeichnet ist (ii). Eine solche Zone wurde bereits beim  $45^\circ$ -Bar Rack identifiziert (Abbildung 6.14). Dort manifestierte sie sich allerdings nicht derart ausgeprägt. Bei der aktuell behandelten Konfiguration ist die Scherschicht räum-

lich klar abgegrenzt. Ihre Achse befindet sich am Anfang des UBs auf Höhe  $y/h_o = 0.3$ , sie verläuft im Anschluss nahezu geradlinig bis  $x/h_o \leq -0.25$  und dreht danach in Richtung Rechenachse ein. Ihre Breite variiert dabei zwischen  $0.2-0.25h_o$  und das Wertespektrum erstreckt sich von  $0.1-0.14U_o$ .

Abschliessend sei erwähnt, dass der bereits vorgängig beschriebene, quantitative Unterschied zwischen den Schwankungsgrössen in  $x$ - und  $y$ -Richtung auch bei dieser Konfiguration feststellbar ist. Die transversalen Turbulenzintensitäten  $v_{rms}$  sind generell niedriger. Eine Ausnahme stellt der Bereich oberstrom des Rechens ( $0.0 \leq x/h_o \leq 0.7$ ) dar. In diesem Gebiet weisen die  $V$ -Isotachen eine Diskontinuitätszone auf und entsprechend sind hier auch die Schwankungsgrössen erhöht.

### Kohärente Strukturen

Abbildung 6.20 weist die Rotationsstärke  $\lambda_{ci}^2$  der zeitlich gemittelten Vektorfelder in der UE II aus. Die Stromlinien zeigen den für Leitreechen charakteristischen Verlauf, der an dieser Stelle nicht nochmals im Detail besprochen wird (vgl. Abschnitt 6.5.1). Es stechen aber zwei Besonderheiten hervor. Zum einen handelt es sich um das Divergieren der Stromlinien entlang  $y/h_o \approx 0.3$ , aus dem eine verzögerte Bewegung und eine verstärkte Energiedissipation mit einhergehender Erhöhung der turbulenten Schwankungsgrössen abgeleitet werden kann. Dieser Bereich deckt sich mit dem Verlauf der Scherzone aus Abbildung 6.19. Zum anderen unterstreicht die Ausrichtung der Stromlinien unmittelbar oberstrom des Rechens die Betrachtungen zur transversalen Bewegungskomponente. Bereits nach Erreichen der Rechenmitte ist keine signifikante Parallelströmung zur Rechenachse mehr identifizierbar.

Die Darstellung des  $\lambda_{ci}^2$ -Kriteriums kennzeichnet auch bei dieser Konfiguration keine markanten Rotationszellen oberstrom des Rechens. Im linken Teil des UBs werden die typisch erhöhten Werte entlang der Stabköpfe und –zwischenräume aufgezeigt, die im rechten Teil aufgrund der veränderten Kameraperspektive undetektiert bleiben.

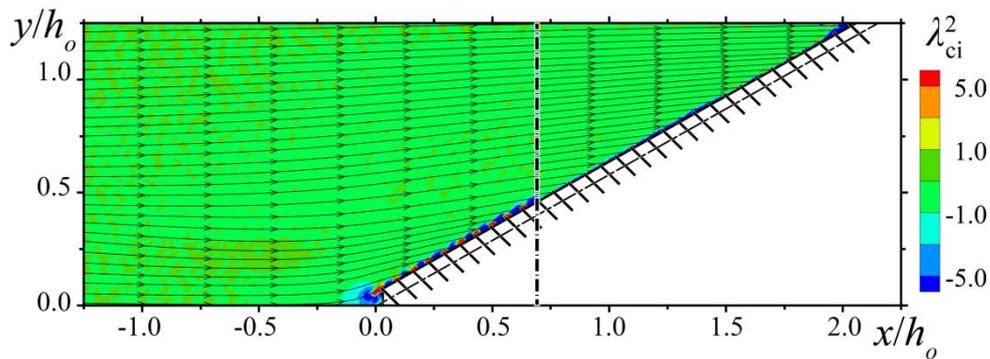


Abbildung 6.20 Rotationsstärke der zeitlich gemittelten Vektorfelder überlagert mit Stromlinienverlauf für  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

### 6.5.2.2 Einfluss der Fließgeschwindigkeit

Im Rahmen der Untersuchung wurden die Strömungsverhältnisse an Leitreechen unter verschiedenen hydraulischen Eingangsbedingungen ermittelt. Am Beispiel der *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$  und  $\sigma = 0.17$  wird in Abbildung 6.21 der Einfluss der tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o$  auf die mittleren Bewegungs- und Schwankungsgrößen dokumentiert. Zu diesem Zweck werden die normierten, mittleren Bewegungen  $U_r$ ,  $U$  und  $V$  und die entsprechenden Schwankungsgrößen  $u_{rms}$  und  $v_{rms}$  in der Untersuchungsebene UE II entlang der Messspuren MS I-III für  $U_o = 0.1, 0.2$  &  $0.3$  m/s vergleichend dargestellt. Rote Datenreihen stellen dabei die Messergebnisse in der MS I, blaue in MS II und schwarze in MS III dar. Ferner werden die Zuflussgeschwindigkeiten durch verschiedene Linientypen laut Legende charakterisiert.

Der Verlauf der Bewegungsgrößen in Abbildung 6.21(a), (b) und (c) ist weitestgehend deckungsgleich. Sie weisen mittlere Unterschiede zwischen 0 bis 3% auf. Einzig in der MS II sind  $U$  und damit auch  $U_r$  bis  $x/h_o \approx 0.6$  prägnant für die grösste untersuchte mittlere Geschwindigkeit  $U_o = 0.3$  m/s erhöht. Die normierten longitudinalen Fließgeschwindigkeiten besitzen in diesem Bereich eine maximale Differenz von 5.8%, konvergieren aber im Anschluss mit den übrigen Datenkurven.

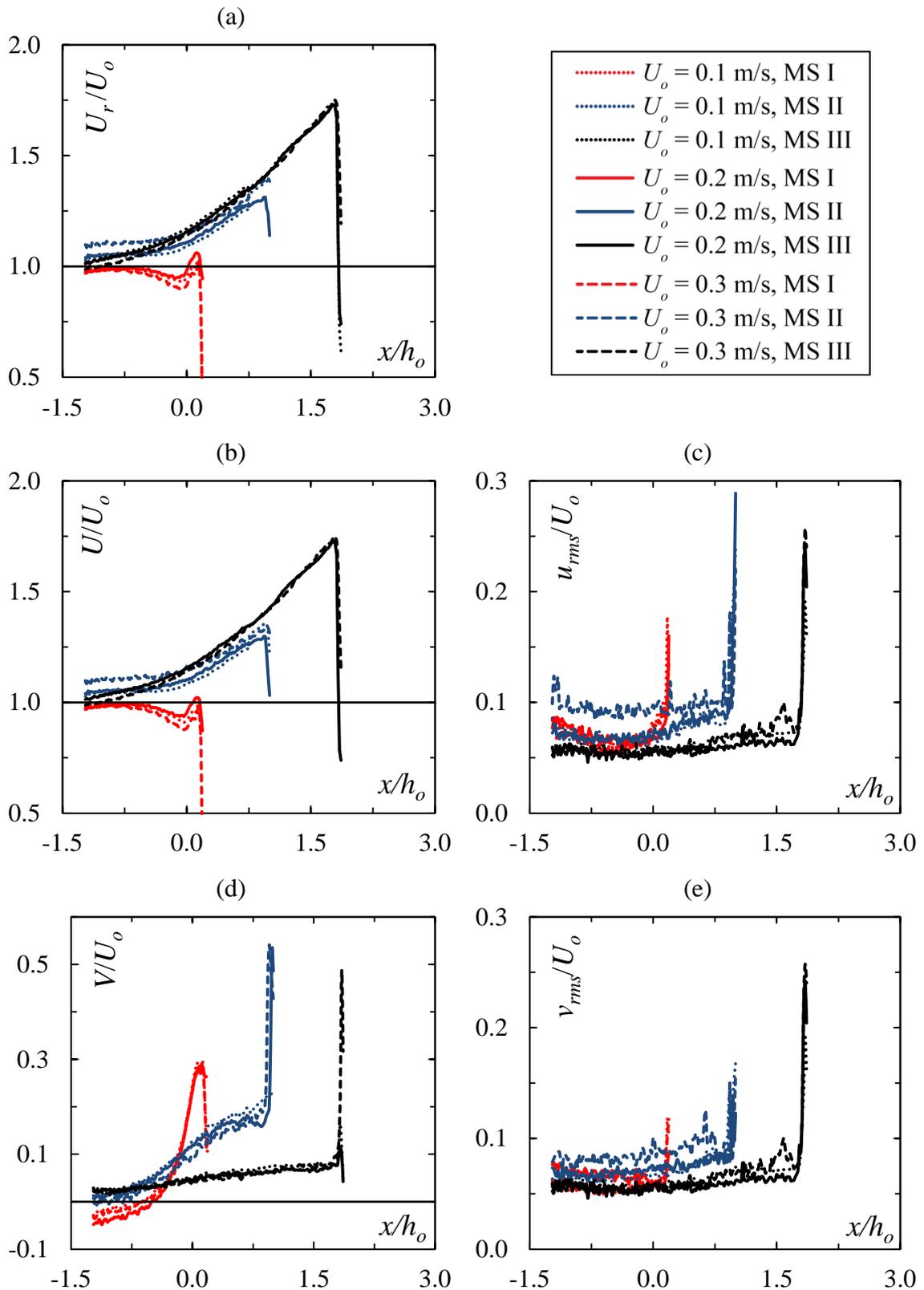


Abbildung 6.21 Einfluss der mittleren Zulaufgeschwindigkeit  $U_o$  auf Geschwindigkeits- und Turbulenzgrößen in den Messspuren MS I bis III am Leitreechen mit  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$  mit (a) Resultierende  $U_r/U_o$ , (b) mittlere lokale Geschwindigkeit  $U/U_o$ , (c) Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung  $u_{rms}/U_o$ , (d) mittlere lokale Geschwindigkeit  $V/U_o$  und (e) Turbulenzintensität in Transversalrichtung  $v_{rms}/U_o$

Die gleiche Sonderstellung nehmen die Geschwindigkeitsprofile dieser Messspur im Hinblick auf die Schwankungsgrößen ein. Während sämtliche zusammengehörige Profile praktisch deckungsgleich verlaufen, sind sie in der MS II auch hier für  $u_{rms}$  und  $v_{rms}$  bis  $x/h_o \approx 0.6$  markant erhöht. Die mittleren prozentualen Abweichungen betragen in diesem Fall 20% resp. 15%.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die normierten Bewegungs- und Schwankungsgrößen verschiedener Zulaufgeschwindigkeiten in sehr guter Übereinstimmung stehen. Einzig in der MS II werden quantitativ deutliche, aber qualitativ unwesentliche Unterschiede lokalisiert. Die Darstellung der Ergebnisse anhand der tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.2$  m/s ist vor diesem Hintergrund akzeptabel.

### 6.5.3 Leitreechen mit $\alpha = 15^\circ$

Leitreechen mit einer Orientierung zur Hauptströmung zwischen  $10-20^\circ$  waren Gegenstand diverser Forschungsarbeiten mit Fokus auf die fischbiologische Leiteffizienz (Ducharme 1972; EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001; Kynard und Horgan 2001; Amaral *et al.* 2003). Tatsächlich wird in der Literatur häufig als einer der Grundsätze bei der Planung derartiger Verhaltensbarrieren angegeben, dass der Rechenwinkel so spitz wie möglich gewählt werden sollte, wobei  $\alpha \approx 10^\circ$  als untere Grenze angegeben wird. Die Strömungsmuster oberstrom solcher Leitreechen sind demnach von besonderem wissenschaftlichen Interesse. Trotz der offensichtlichen hydraulischen Nachteile der *Louver*-Konfiguration werden vor dem Hintergrund ihrer aktuellen Bedeutung sowohl diese, als auch die *Bar Rack*-Konfiguration in die Ergebnisdarstellung aufgenommen.

Die vorangegangenen Abschnitte zeigten, dass die resultierenden Bewegungsgrößen  $U_r$  von der longitudinalen Geschwindigkeitskomponente  $U$  dominant beeinflusst sind und ihre räumliche Struktur und quantitative Ausbildung generell wertentsprechend ausfallen. Ferner liefert im Bereich der Anströmung die Darstellung des Turbulenzgrades nach Etablierung des grundsätzlichen Prozessverständnisses keine wesentlichen zusätzlichen Informationen zur Verteilung der Schwankungsgrößen. Um Doppelungen zu vermeiden und die Ergebnisanalyse übersichtlicher zu gestalten, wird deshalb auf die Darstellung von  $U_r$  und  $Tu_{uv}$  in diesem Abschnitt verzichtet.

### 6.5.3.1 Strömungsfelder oberstrom des Leitrechens mit $\beta = 90^\circ$ und $\sigma = 0.17$

Die Verkleinerung des Rechenwinkels führt bei identischen Stabausrichtungen und Stababständen zur Abnahme des Verlustbeiwertes. Der mit  $\alpha = 15^\circ$  orientierte Leitrechen in *Louver*-Konfiguration ( $\beta = 90^\circ$ ) verursacht so auch mit  $\zeta_{R,M} = 10.27$  ( $\zeta_{R,K} = 10.22$ ) nur 60% der Verluste der Vergleichskonfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$ . Im Vergleich zu typischen Einlaufrechen (vgl. Abschnitt 5.9) entspricht dies noch immer einer Zunahme um das 5-10fache der Standardwerte.

#### Mittlere Bewegungsgrößen

In Abbildung 6.22 sind die zeitlich gemittelten Bewegungsgrößen in der UE II, (a) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$  und (b) Transversalgeschwindigkeit  $V$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.2$  m/s bei  $F = 0.1$  und  $R = 1.2 \times 10^5$ , dokumentiert. In Abbildung 6.22(a) wird die charakteristische Zunahme von  $U$  entlang des Rechens ersichtlich. Insbesondere aber sticht die gegenüber der *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$  nochmals um 30% erhöhte longitudinale Fliessgeschwindigkeit nahe des Rechenfusses hervor. Sie überschreitet bei  $x/h_o \geq 3.5$  Werte von  $2.6U_o$  und es ist zudem davon auszugehen, dass sie im nicht erfassten Bereich am Rechenende weiter ansteigt. Vergegenwärtigt man sich die vor Kraftwerkseinläufen ohnehin gesteigerten Fliessgeschwindigkeiten, sie überschreiten dort in der Regel 1 m/s, ist es ohne Weiteres vorstellbar, dass die Schwimmleistung diverser potamodromer Arten am Leitrechenende überschritten wird. Dieser Bereich ist jedoch besonders sensibel, da dort in der Regel die Bypass-Öffnungen angeordnet sind.

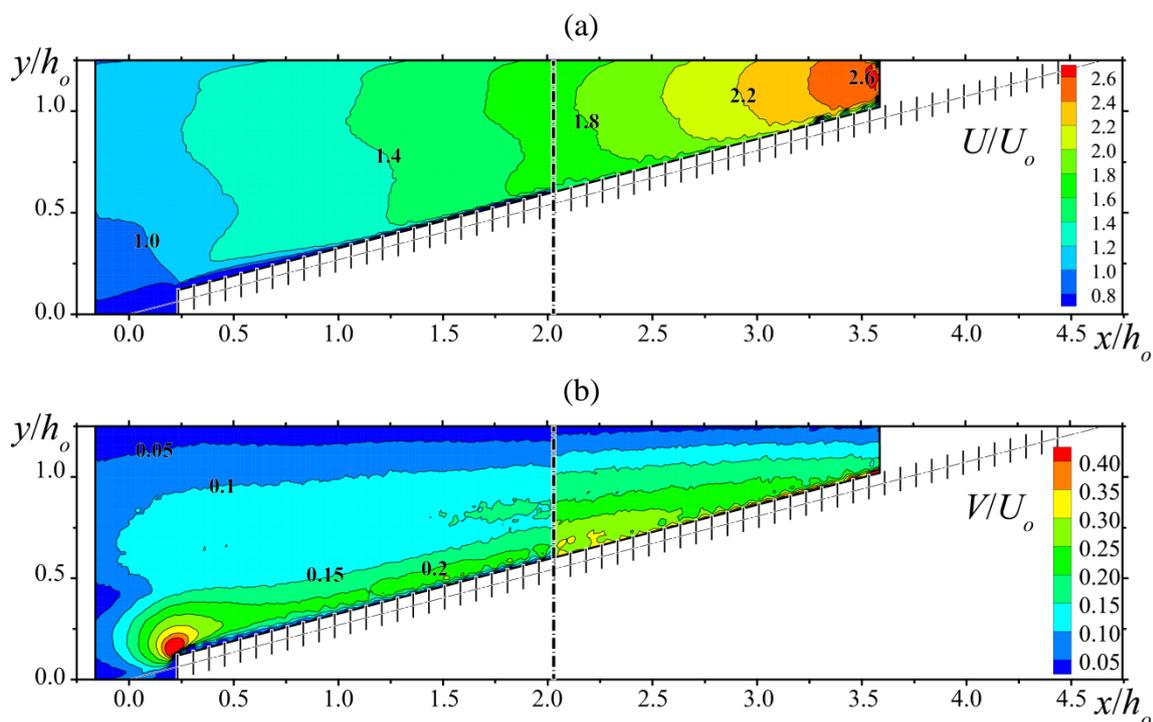


Abbildung 6.22 Mittlere relative Bewegungsgrößen: (a) Longitudinal-, (b) Transversalgeschwindigkeit mit  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

Die transversale Umlenkung erfolgt demgegenüber, abgesehen vom Bereich unmittelbar am Rechenkopf, mit geringerer Intensität. Sie ist allerdings stabil über den Grossteil der Rechenlänge ausgeprägt und liegt oberstrom der Rechenstäbe bei Werten zwischen  $0.15-0.2U_0$ .

### Schwankungsgrößen

Abbildung 6.23 zeigt die zeitlich über den Versuchszeitraum gemittelten Schwankungsgrößen in der UE II (a)  $u_{rms}$  und (b)  $v_{rms}$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_0 = 0.2$  m/s. Die in den Abschnitten 0 und 6.5.2 erläuterten Einschränkungen in Bezug auf die Datenqualität im zweiten Teil des UB gelten auch in diesem Fall.

Mit spitzerer Ausrichtung des Rechens (d. h. bei kleinen  $\alpha$ ) zur Hauptströmungsrichtung geht die Ausbildung einer räumlich klar definierten Scherzone einher, in der die Turbulenzintensitäten insbesondere in transversaler Richtung deutlich anwachsen. Sie verläuft anfangs noch räumlich vom Rechen getrennt, nähert sich diesem im Bereich  $-0.1 \leq x/h_0 \leq 1.75$  an und ist weiter stromabwärts dem Rechen direkt vorgelagert. Diese markante Strukturierung der Schwankungsgrößen kann im Zusammenhang mit der fischbiologischen Wirksamkeit einen bedeutenden Einfluss haben und ein Grund für die Zunahme der Fischleiteffizienz mit der Abnahme des Rechenwinkels sein. Unwahrscheinlich ist, dass der, wie auch bei der *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 45^\circ$  erst in direk-

ter Rechenstabhöhe auftretende Anstieg der Schwankungsgrößen eine für Fische bereits in einigem Anstand wahrnehmbare hydraulische Signatur repräsentiert.

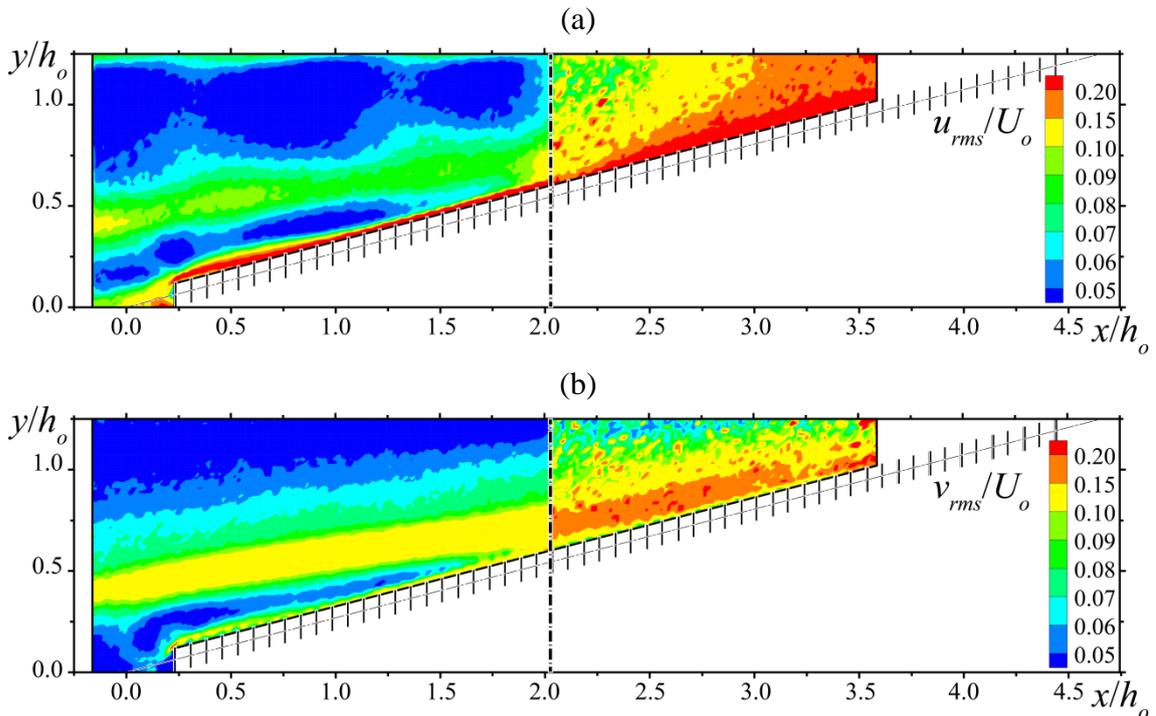


Abbildung 6.23 Schwankungsgrößen: (a) relative Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung, (b) Turbulenzintensität in Transversalrichtung bei  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

### Kohärente Strukturen

Die in Abbildung 6.24 dargestellte Rotationsstärke  $\lambda_{ci}^2$  weist keine prominent erhöhten Werte in der Anströmung aus. Lediglich im Bereich der Scherzone sind lokal geringe Steigerungen auszumachen. In diesem Areal beschreiben auch die Stromlinien den bereits besprochenen, divergierenden Verlauf (vgl. Abschnitt 6.5.1) und deuten damit die vermehrte turbulente Energiedissipation an. Wie in den vorangegangenen Fällen kommt es erst bei der Umströmung der Stabköpfe zur Bildung lokaler Wirbelzellen.

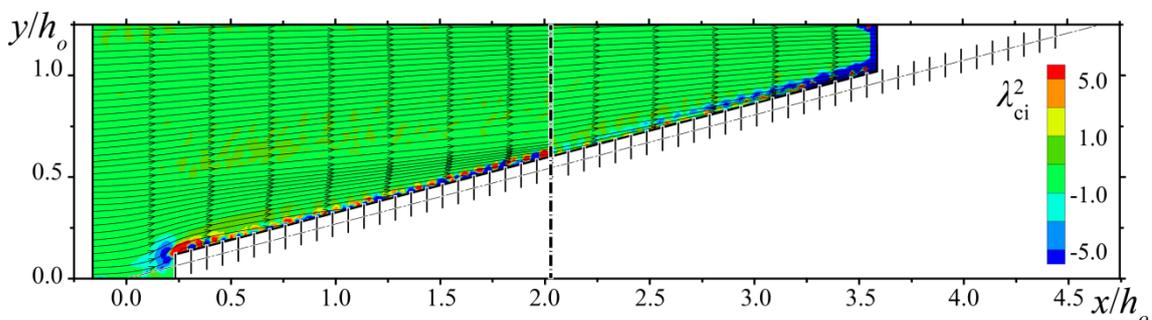


Abbildung 6.24 Rotationsstärke der zeitlich gemittelten Vektorfelder überlagert mit Stromlinienverlauf für  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

### 6.5.3.2 Strömungsfelder oberstrom des Leitreechens mit $\beta = 45^\circ$ und $\sigma = 0.17$

Der Stabwinkel beeinflusst neben dem Stababstand den Verlustbeiwert dominant. Der mit  $\alpha = 15^\circ$  orientierte Leitreechen in *Bar Rack*-Konfiguration ( $\beta = 45^\circ$ ) ist deshalb mit  $\zeta_{R,m} = 2.48$  ( $\zeta_{R,k} = 2.11$ ) durch den niedrigsten Verlustbeiwert aller Vergleichskonfigurationen gekennzeichnet.

#### Mittlere Bewegungsgrößen

Die mittleren Longitudinal- und Transversalgeschwindigkeiten  $U$  und  $V$  in Abbildung 6.25(a) und (b) sind im Wesentlichen analog zur *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$  verteilt.  $U$  nimmt entlang des Fließweges kontinuierlich zu und überschreitet unterstrom von  $x/h_o \geq 3.0$   $U_o$  um das 1.6fache. Die Zunahme ist nicht homogen verteilt, sondern durch einen charakteristischen Diskontinuitätsbereich im Verlauf der Isotachen gekennzeichnet (vgl. Abschnitt 6.5.2). Die transversale Strömungskomponente besitzt mit  $V = 0.3U_o$  ein lokales Maximum am Rechenkopf. Von diesem Punkt ausgehend ist ihre Entwicklung im übrigen Verlauf durch eine weitgehend kontinuierliche Abnahme über Rechenlänge und Kanalbreite gekennzeichnet. Zwischen  $0.125 \leq x/h_o \leq 2.0$  beträgt die dem Rechen vorgelagerte  $V$ -Komponente  $0.2 U_o$  und nimmt im weiteren Verlauf auf  $0.05 U_o$  ab.

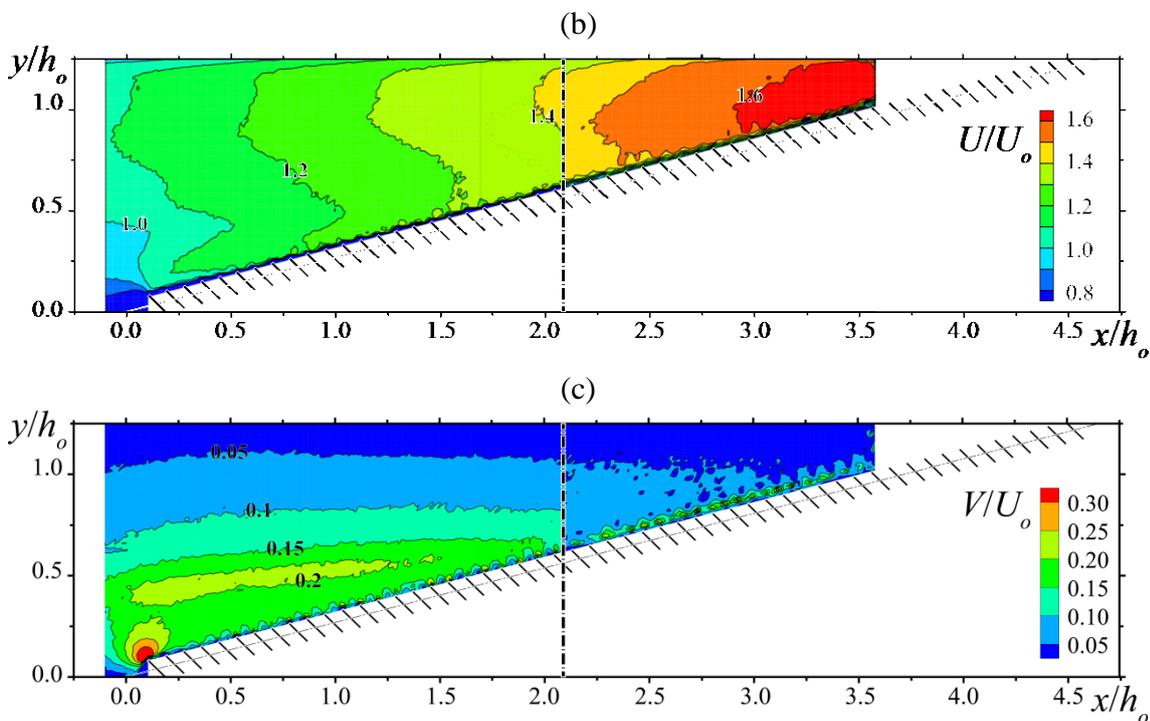


Abbildung 6.25 Mittlere relative Bewegungsgrößen: (a) Longitudinal-, (b) Transversalgeschwindigkeit mit  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

### Schwankungsgrößen und kohärente Strukturen

Abbildung 6.26 zeigt die Schwankungsgrößen  $u_{rms}$  und  $v_{rms}$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.2$  m/s. Die in den Abschnitten 0 und 6.5.2 erläuterten Einschränkungen in Bezug auf die Datenqualität im zweiten Teil des UB gelten auch in diesem Fall.

Die Verteilung der Schwankungsgrößen besitzt eine quasi identische Verteilung, wie sie bei der *Louver*-Konfiguration ermittelt wurde und selbst das Wertespektrum ist ähnlich. Aus diesem Grund wird von einer erneuten Beschreibung abgesehen und auf den vorhergehenden Abschnitt verwiesen.

Gleiches gilt für die in Abbildung 6.27 dokumentierte Rotationsstärke  $\lambda_{ci}^2$ , der zeitlich gemittelten Vektorfelder in der UE II. Die Stromlinien zeigen den für spitz ausgerichtete Leitreechen charakteristischen Verlauf, der an dieser Stelle nicht nochmals im Detail besprochen wird.

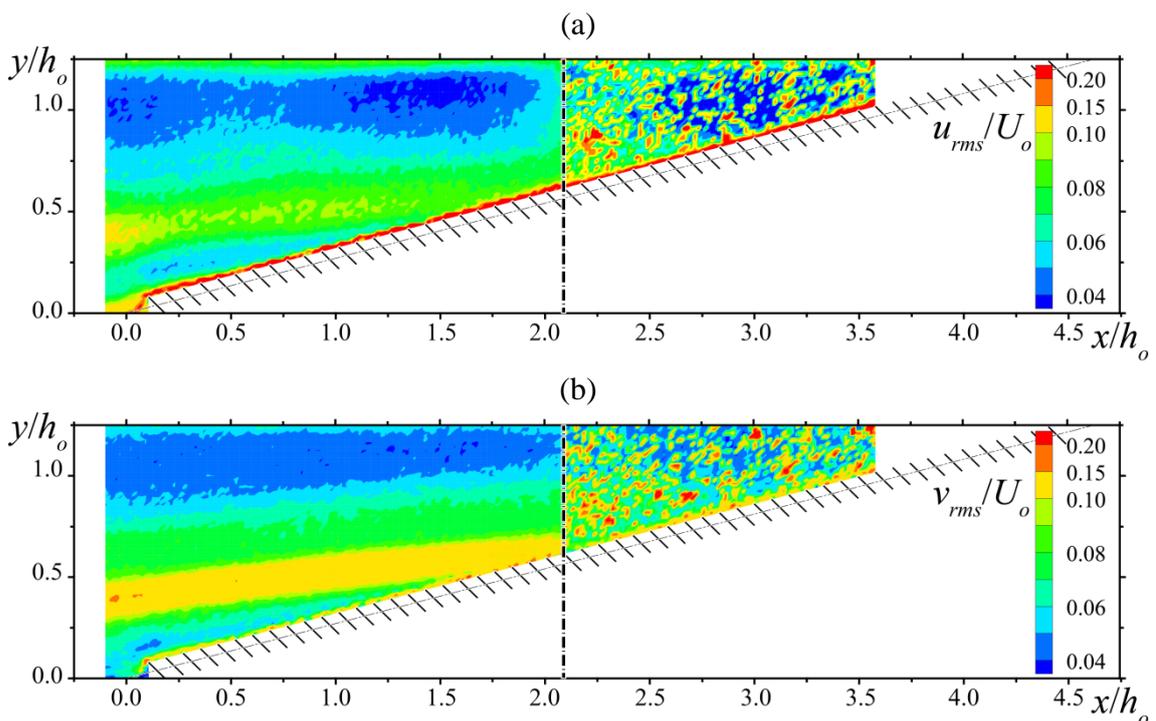


Abbildung 6.26 Schwankungsgrößen: (a) relative Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung, (b) Turbulenzintensität in Transversalrichtung bei  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

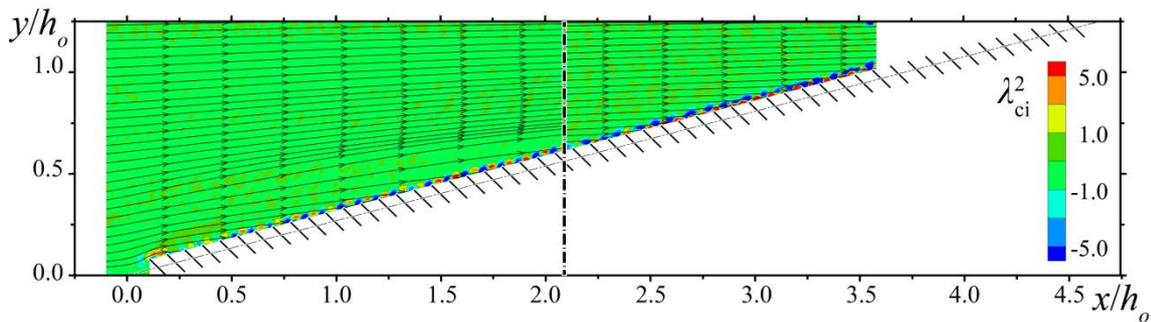


Abbildung 6.27 Rotationsstärke der zeitlich gemittelten Vektorfelder überlagert mit Stromlinienverlauf für  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

## 6.6 Zusammenfassung

Die rechenahen Strömungscharakteristika ober- und z. T. unterstrom von Leitreechen wurden anhand einer umfangreichen Messkampagne mittels PIV-Verfahren in hoher räumlicher Auflösung bestimmt. Die aus den zeitlich gemittelten Vektorfeldern der Geschwindigkeit abgeleiteten Ergebnisgrößen beinhalten unter anderem die mittleren Bewegungsgrößen in longitudinaler und transversaler Richtung, die korrelierenden turbulenten Schwankungsgrößen und die anhand der Wirbel- und Rotationsstärke dargestellten kohärenten Strukturen. Ferner wurden instantane Vektorfelder ausgewertet. Die Ergebnisse des besonders umfangreichen Abschnittes 6.5.1 wurden bereits an dessen Ende zusammengefasst. Dort werden insbesondere verlustrelevante Aspekte der Abströmung und potentielle Auswirkungen der Strömungsfelder in der Anströmung auf die fischleitende Wirkung besprochen. Im Rahmen der anschliessenden Zusammenfassung werden in Ergänzung dessen vergleichende Betrachtungen zu den verschiedenen Rechenkonfigurationen anhand Abbildung 6.28ff angestellt. Diese beziehen sich auf die Messspuren nach Abbildung 6.3 und sind auf die Anströmung begrenzt.

- MS I – Strömung oberstrom des Rechenkopfes

**Oberstrom des Rechenkopfes** wird der **Abfluss** durch alle Rechenkonfigurationen in lateraler Richtung **verzögert**. Die Entwicklung sowohl der mittleren Geschwindigkeiten als auch der Turbulenzintensitäten weist bei allen Konfigurationen einen ähnlichen Verlauf auf. Am stärksten ist die Geschwindigkeitsabnahme für grosse Rechen- und Stabwinkel ausgeprägt. So sinkt  $U$  vor dem  $45^\circ$ -*Louver* auf  $0.7U_o$  ab, während die Abnahme beim  $30^\circ$ -*Louver* auf  $0.8U_o$  erfolgt. Bar Racks mit  $\beta = 45^\circ$  verursachen demgegenüber eine nochmals verringerte laterale Verzögerung der Strömung. Diese liegt im Bereich von  $0.9 - 0.95U_o$  und erstreckt sich ferner nur bis zu einem achsparallelen Abstand zur Rechenfront

von  $0.125x/ho$ . Danach kommt es bereits oberstrom des Rechens zu einer erneuten Beschleunigung der Strömung bis auf  $1.1 U_o$  beim Bar Rack mit  $\alpha = 45^\circ$ . In transversaler Richtung kehrt sich der Trend um. Die Ablenkung der Strömung vom Rechen weg erfolgt bei spitzen Rechenwinkeln mit den grössten Geschwindigkeitsgradienten. Sie verringert sich mit zunehmendem Stababstand und abnehmendem Stabwinkel. Die **Turbulenzintensitäten besitzen** bis zum Erreichen der Rechenfront einen **horizontalen Verlauf** und schwanken zwischen  $0.07 - 0.15U_o$ . **In Rechennähe steigen sie plötzlich auf das Mehrfache** des Ausgangswertes an. Am *Louver* mit  $\alpha = 45^\circ$  werden tendenziell erhöhte turbulente Schwankungen festgestellt.

- MS II – Strömung oberstrom der Rechenmitte

In der **Gerinnemitte** werden die Auswirkungen von Strömungskonzentration und -umlenkung an Leitrechen aller Konfigurationen ersichtlich. Sowohl ***U*- als auch *V*-Komponenten** sind hier **durchgängig gegenüber  $U_o$  erhöht**. Die höchsten Longitudinalgeschwindigkeiten werden beim *Louver* mit  $\alpha = 15^\circ$  erreicht, während die stärkste transversale Komponente für den *Louver* mit  $\alpha = 45^\circ$  gemessen wurde. Generell ist die **transversale Umlenkung in Rechenmitte am stärksten ausgeprägt**. Die Turbulenzintensitäten  $u_{rms}$  besitzen weiterhin einen horizontalen Verlauf bis zur Rechenfront und nehmen dort plötzlich zu. **In transversaler Richtung nimmt  $v_{rms}$  bei spitzen  $\alpha$  bereits vor Erreichen des Rechens markant zu**. Die Messspur **schneidet in diesem Bereich die Scherzone** zwischen beschleunigter und verzögerter Abflusszone vor dem Rechen (vgl. Abbildung 6.26).

- MS III – Strömung oberstrom des Rechenfusses

In **Annäherung an den Rechenfuss** wird die **Strömung in longitudinaler Richtung am stärksten beschleunigt**. Extreme werden jeweils für *Louver* festgestellt und nehmen mit abnehmendem Rechenwinkel zu. Der Maximalwert von  $U$  ist dabei für den kleinsten Rechenwinkel  $\alpha = 15^\circ$  aufgrund des begrenzten Messbereiches nicht ausgewiesen. Die **Intensität der transversalen Umlenkung ist oberstrom des Rechenfusses am geringsten**. Die **Turbulenzintensitäten zeigen wiederum horizontale Verläufe** bis zur Rechenfront, da sich in der Anströmung zum Rechenfuss keine Scherzonen ausbilden.

MS I	$\sigma = 017$		$\sigma = 008$	
$\alpha = 45^\circ$	<span style="color: red;">—</span> $\beta = 90^\circ$	<span style="color: red;">- - -</span> $\beta = 45^\circ$	<span style="color: red;">- · - ·</span> $\beta = 90^\circ$	<span style="color: red;">·····</span> $\beta = 45^\circ$
$\alpha = 30^\circ$	<span style="color: blue;">—</span> $\beta = 90^\circ$	<span style="color: blue;">- - -</span> $\beta = 45^\circ$	<span style="color: blue;">- · - ·</span> $\beta = 90^\circ$	<span style="color: blue;">·····</span> $\beta = 45^\circ$
$\alpha = 15^\circ$	<span style="color: black;">—</span> $\beta = 90^\circ$	<span style="color: black;">- - -</span> $\beta = 45^\circ$	<span style="color: black;">- · - ·</span> $\beta = 90^\circ$	<span style="color: black;">·····</span> $\beta = 45^\circ$

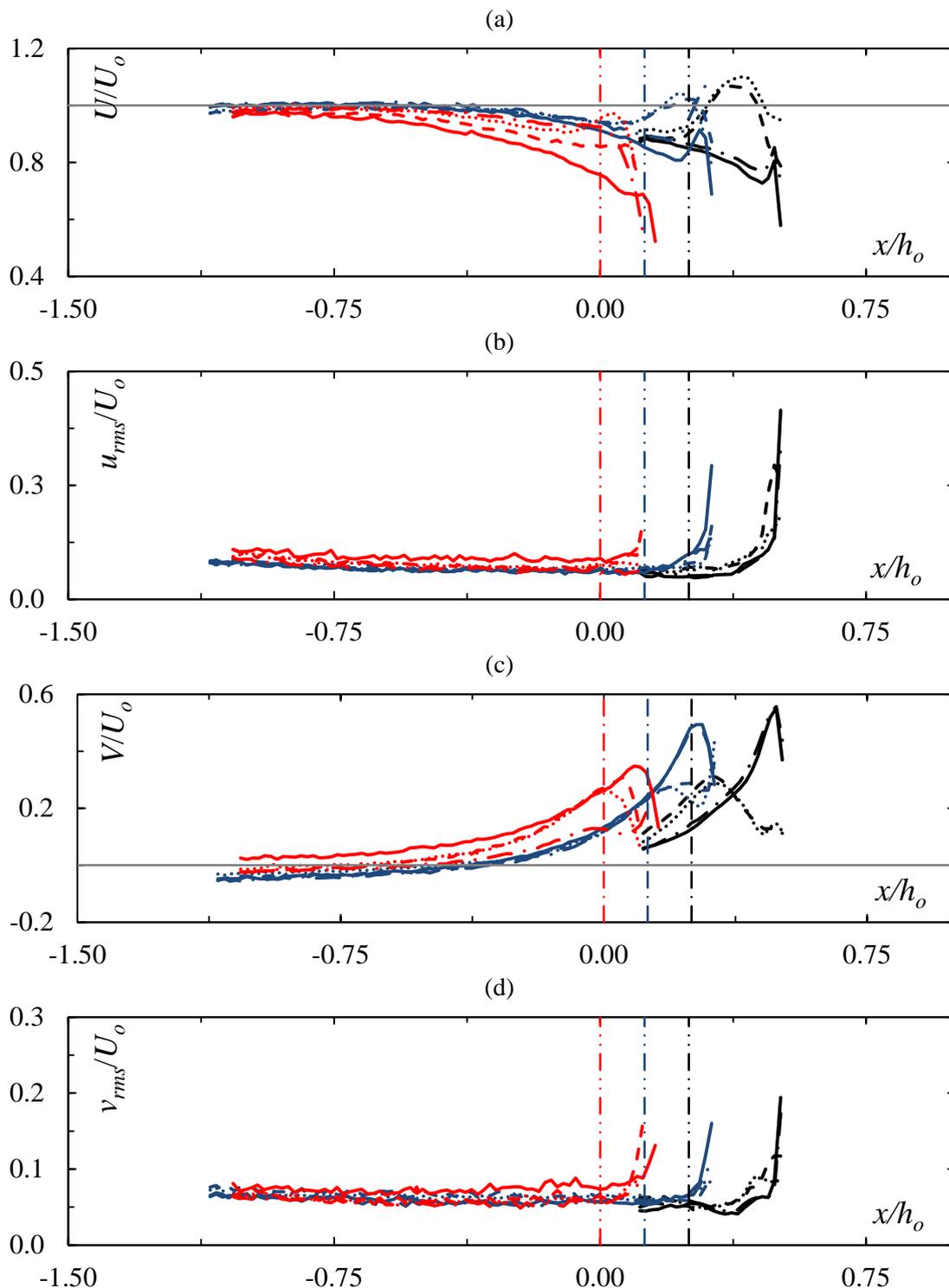


Abbildung 6.28 Geschwindigkeits- und Turbulenzgrößen in der Messspur MS I für alle getesteten Rechenkonfigurationen: (a) und (b) mittlere Geschwindigkeit und Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung  $U/U_o$  resp.  $u_{rms}/U_o$ , (c) und (d) mittlere Geschwindigkeit und Turbulenzintensität in Transversalrichtung  $V/U_o$  resp.  $v_{rms}/U_o$ ; zur besseren Lesbarkeit sind die Datensätze für jeden Rechenwinkel  $\alpha$  um  $0.125x/h_o$  versetzt

MS II	$\sigma = 017$		$\sigma = 008$	
$\alpha = 45^\circ$	— $\beta = 90^\circ$	- - $\beta = 45^\circ$	- · - $\beta = 90^\circ$	···· $\beta = 45^\circ$
$\alpha = 30^\circ$	— $\beta = 90^\circ$	- - $\beta = 45^\circ$	- · - $\beta = 90^\circ$	···· $\beta = 45^\circ$
$\alpha = 15^\circ$	— $\beta = 90^\circ$	- - $\beta = 45^\circ$	- · - $\beta = 90^\circ$	···· $\beta = 45^\circ$

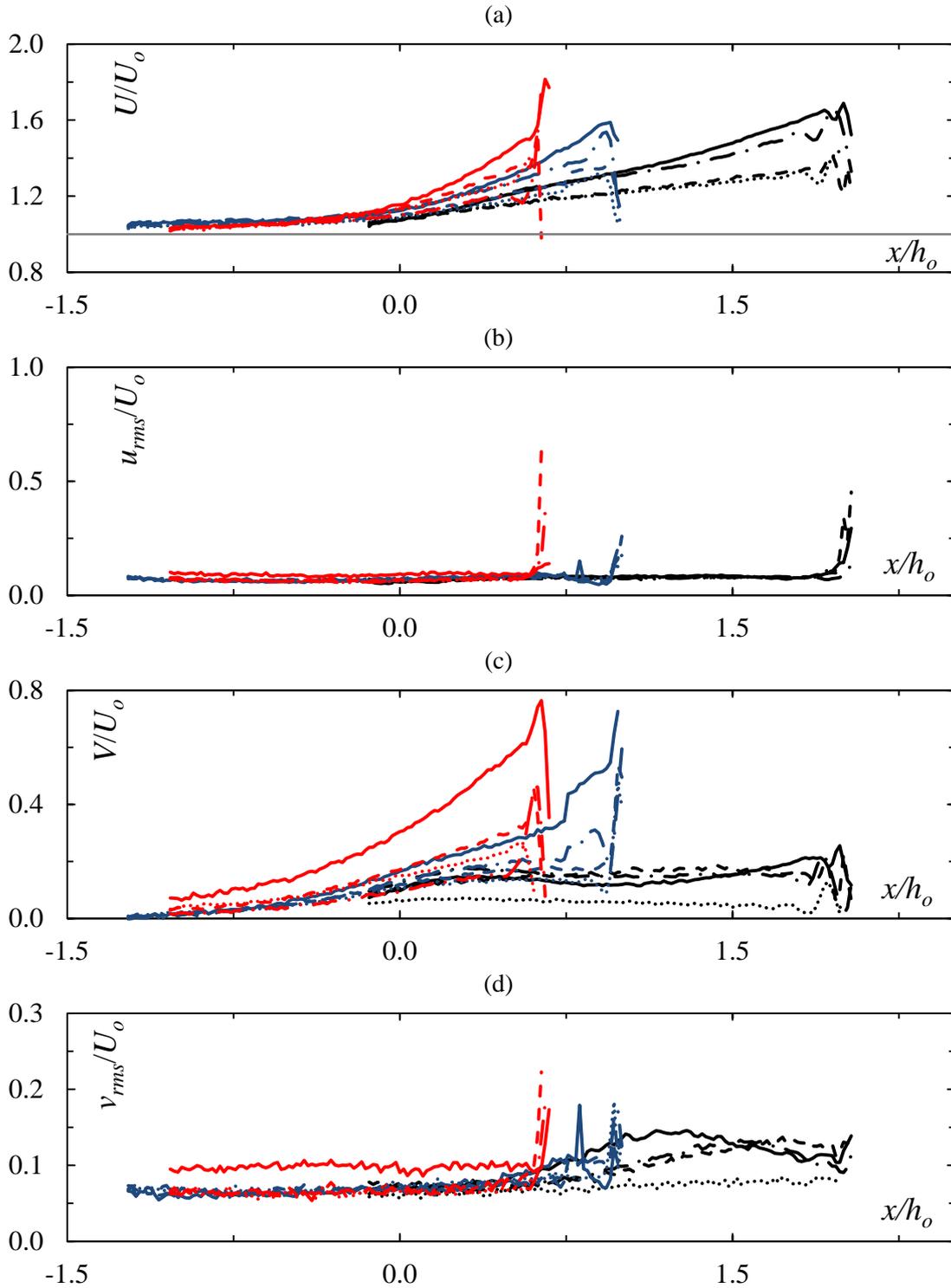


Abbildung 6.29 Geschwindigkeits- und Turbulenzgrößen in der Messspur MS II für alle getesteten Rechenkonfigurationen mit (a) und (b) mittlere Geschwindigkeit und Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung  $U/U_0$  resp.  $u_{rms}/U_0$  und (c) und (d) mittlere Geschwindigkeit und Turbulenzintensität in Transversalrichtung  $V/U_0$  resp.  $v_{rms}/U_0$

MS III	$\sigma = 017$		$\sigma = 008$	
$\alpha = 45^\circ$	— $\beta = 90^\circ$	- - $\beta = 45^\circ$	- · - $\beta = 90^\circ$	···· $\beta = 45^\circ$
$\alpha = 30^\circ$	— $\beta = 90^\circ$	- - $\beta = 45^\circ$	- · - $\beta = 90^\circ$	···· $\beta = 45^\circ$
$\alpha = 15^\circ$	— $\beta = 90^\circ$	- - $\beta = 45^\circ$	- · - $\beta = 90^\circ$	···· $\beta = 45^\circ$

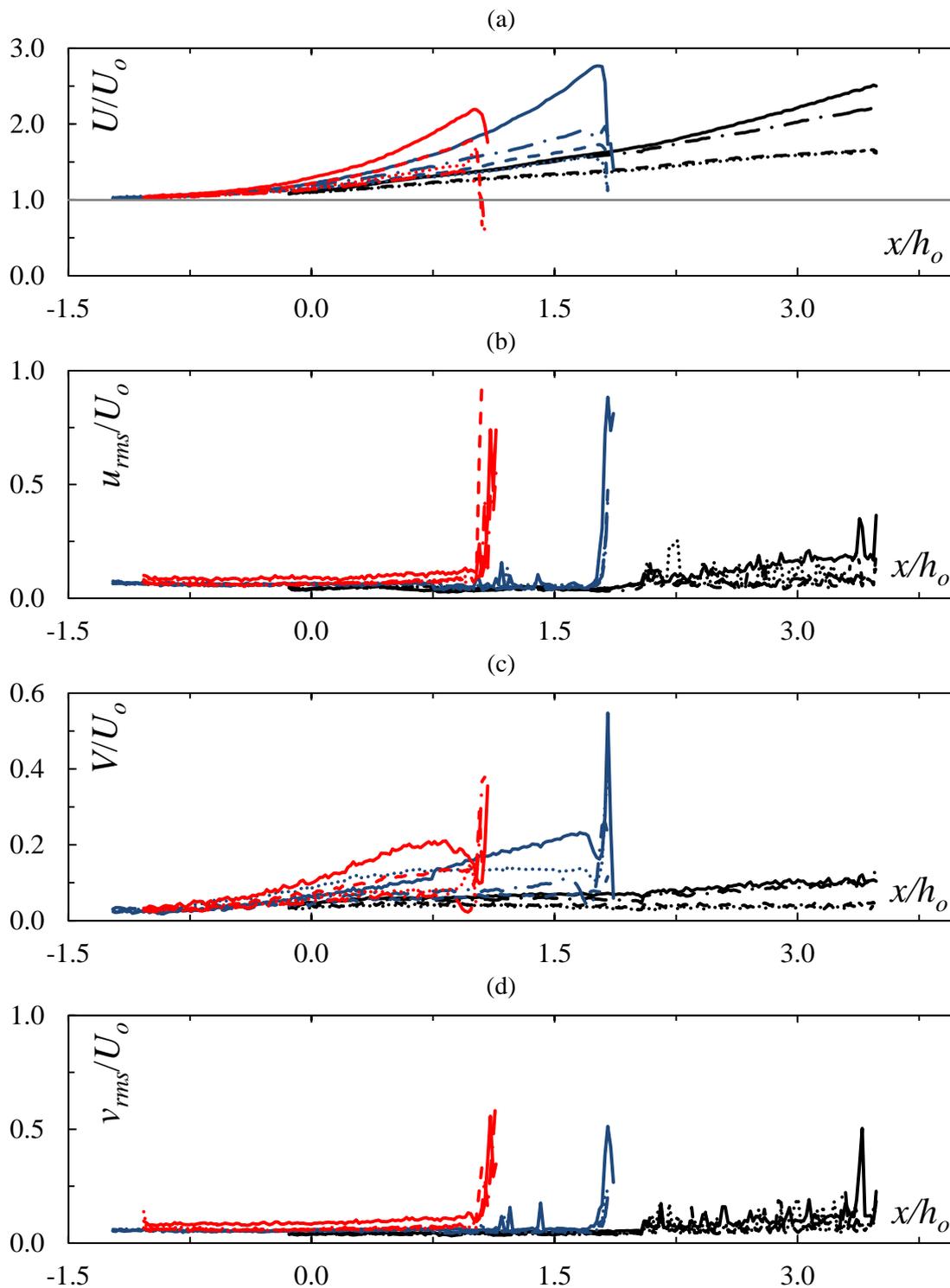


Abbildung 6.30 Geschwindigkeits- und Turbulenzgrößen in der Messspur MS III für alle getesteten Rechenkonfigurationen mit (a) und (b) mittlere Geschwindigkeit und Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung  $U/U_o$  resp.  $u_{rms}/U_o$  und (c) und (d) mittlere Geschwindigkeit und Turbulenzintensität in Transversalrichtung  $V/U_o$  resp.  $v_{rms}/U_o$

## 7 Effizienz von Fischleitrechen

*Eingangs wird die Methodik der ethohydraulischen Versuchsdurchführung erläutert. Anschliessend werden die mittleren Geschwindigkeitsfelder oberstrom der getesteten Leitrechen dokumentiert und analysiert. Die Beschreibung der Strömungszustände wird ferner durch fotografische Aufnahmen der Strömungsvisualisierung mittels Farbzugabe ergänzt. In einem nächsten Schritt erfolgt die Vorstellung der Ergebnisse der Lebendfischversuche inklusive begleitender, deskriptiver Angaben zu den beobachteten Reaktionsmustern. Diese werden abschliessend in Relation zur hydraulischen Signatur interpretiert.*

### 7.1 Einleitung

In ethohydraulischen Modellversuchen wurde die fischbiologische Effizienz verschiedener Leitrechenkonfigurationen bestimmt. Parallel dazu erfolgte das Studium der Reiz-Reaktionsmuster der getesteten Fische. Schliesslich wurden Geschwindigkeitsfelder aller im Rahmen der Lebendfischversuche getesteten Leitrechenkonfigurationen aufgenommen. In der Synthese aller Testergebnisse soll generell die Frage beantwortet werden, welches Fischschutzpotential für typische potamodrome Arten der Mittellandflüsse und den Aal durch Leitrechen erreicht werden kann. Die Auswahl der getesteten Rechenvarianten wurde im Abschnitt 4.2.4 begründet und führt zu drei Aspekten, deren Analyse von besonderem Interesse ist:

1. Fischleiteffizienz

Erreicht die *Louver*-Konfiguration hohe Leitraten bei den Projektzielfischarten und werden dadurch die von ihr verursachten hohen hydraulischen Verluste gerechtfertigt?

Welche Leiteffizienz wird von den modifizierten *Bar Rack*-Konfigurationen erreicht und ist sie ausreichend hoch, um die hydraulischen Vorteile nutzbar zu machen?

Können aus der Auswertung der Kontroll-Variante mit parallel zur Fliessrichtung orientierten Rechenstäben generelle Rückschlüsse auf die Auswirkungen der schrägen Anordnung von Rechen gezogen werden?

2. Unterscheiden sich die beobachteten Verhaltensmuster für unterschiedliche Rechenvarianten?

3. Existieren kausale Zusammenhänge zwischen den Verhaltensmustern und den Strömungsfeldern?

Im Zusammenhang mit der Beantwortung der oben formulierten Fragestellungen werden nicht alle fischbiologischen Grundlagen und Ergebnisse der ethohydraulischen Versuche dargestellt. Dies würde den Rahmen der vorliegenden Arbeit weit überschreiten. Eine weitergehende Analyse wird mit dem Partnerbericht der Eawag zur Verfügung gestellt (Flügel *et al.* 2015).

## 7.2 Methodologie

Die Festlegung des Versuchsablaufes ist bei der Arbeit mit Lebendfischen ein im Vorfeld nur teilweise planbarer Parameter. Das ist der Tatsache geschuldet, dass die Abwanderungsbereitschaft von einer Anzahl an Faktoren abhängig ist (Flügel *et al.* 2015). Im Rahmen der Vorversuche zeigte sich schnell, dass die geplante Durchführung aller Versuche mit einzelnen Individuen nicht umzusetzen war. So suchten z.B. Barben im Einzelversuch strömungsberuhigte und weniger stark ausgeleuchtete Areale auf und verharrten dort langfristig. Aus diesem Grund wurde das Einzel- und Schulverhalten aller getesteten Arten in Vorversuchen analysiert. Basierend darauf wurden Schneider als Einzelfische, Barben, Äschen und Bachforellen in Schulen mit drei und Aale in Schulen mit zwei Individuen getestet. Um Lerneffekte zu erfassen, aber nicht zu kultivieren, durchlief jedes Individuum maximal zwei Versuchsläufe, wurde also auch nur zweimal mit identischen Versuchsaufbau- und -abflussbedingungen konfrontiert.

Die Versuchsdurchführung erfolgte unabhängig von der getesteten Art stets nach demselben Protokoll und immer während der Tagesstunden.

### ▪ *Versuchsvorbereitung*

Nach der Einstellung des gewünschten Abflusses und, mittels Überfallklappenstellung im Auslauf, auch der gewünschten Abflusstiefe stellte sich im Modell die damit korrelierende Fliessgeschwindigkeit bei überwiegend stationären Abflussverhältnissen ein. Zur Dokumentation der Abflussverhältnisse wurden anhand von Flügelsondenmessungen die Fliessgeschwindigkeiten im Modelleinlauf, im vorderen Rechendrittel und im Bypass-Einlauf ermittelt. Die Aufteilung der Abflussvolumina zwischen Bypass und Rechen wird in Abschnitt 7.3.1 erläutert. Im Zusammenhang mit bestimmten Lastfällen traten allerdings lokal begrenzte, periodisch schwankende Abflusszustände auf. Dies betraf ausgeprägt z.B. die *Louver*-Konfiguration bei  $U_o = 0.6$  m/s (vgl. Abschnitt 7.3.6).

Ferner wurde bereits vor Beginn der Versuche die Wasserqualität anhand der

Wassertemperatur, des pH-Wertes und der elektrischen Leitfähigkeit bestimmt. Diese Parameter wurden kontinuierlich auch während der Versuchsdurchführung aufgezeichnet.

- *Ablauf und Dokumentation von Einzel- / Schulversuchen*

Zum Versuchsbeginn wurden die Testfische in das Startabteil gegeben (Abbildung 4.12). Dort verbleiben sie für 10 min, um eine Adaption von der strömungsarmen Umgebung in den Hälterungsbecken an die teilweise fordernden Strömungsverhältnisse im Modell zu ermöglichen. Dieses Vorgehen musste für den Aal angepasst werden, da die Tiere bereits im Startabteil der Strömung nicht standhalten konnten und gegen das unterstromige Startabteilmittler gepresst wurden. Aus diesem Grund wurde dort eine PVC-Platte installiert, die lokal zur deutlichen Reduktion der Strömungsgeschwindigkeit führte und auch dem Aal eine kontinuierliche Gewöhnung an das Modell ermöglichte.

Nach Ablauf der Adaptionsphase wurde das unterstromige Absperrgitter des Startabteiles gezogen und so der Weg in das Unterwasser frei gegeben. Verbunden war damit auch der Start der Versuchsprotokollierung. Alle Experimente wurden durch Anfertigung von Schriftprotokollen und Verhaltensskizzen und die Aufzeichnung durch Videokameras dokumentiert. Die händische Erfassung des Versuchsablaufes beinhaltete dabei das chronologische Registrieren spezifischer Verhaltensmuster mittels Zeiterfassung und die Anfertigung von Schwimmwegskizzen.

- *Versuchsdauer*

Die Versuchsdauer war bestimmt durch die Zeit, die ein Einzelfisch oder eine Schule entweder zum Einschwimmen in den Bypass oder für die Passage des Rechens in das Unterwasser benötigte. Sie war begrenzt durch das Erreichen eines maximalen Zeitlimites von 30 min. Nach Überschreiten des Zeitlimites wurde der Versuch abgebrochen. Es existieren demnach grundsätzlich drei mögliche Ergebnisszenarien: (i) das erfolgreiche Auffinden des Bypasses, (ii) die Passage des Rechens und damit im Prototyp das Einschwimmen in den Bereich des Kraftwerkseinlaufes sowie (iii) das Verbleiben im Oberwasser ohne Wahl der Abstiegswege (i) oder (ii).

## 7.3 Abflussverteilung und Strömungsfelder

### 7.3.1 Abflussverteilung Bypass/Leitrechen

Die Aufteilung der Volumenströme im Ausschnittmodell ist eine zentrale Eingangsproblemstellung. Ihre Relevanz ist signifikant, da im Modell das Verhältnis zwischen Rechen- und Bypass-Fläche im Vergleich zum Prototyp stark verzerrt ist. Dies zieht wiederum nach sich, dass bei Einhaltung prototypähnlicher Geschwindigkeitsverhältnisse eine starke Überbeaufschlagung des Bypasses eintritt. Dies sein anhand eines Beispiels erläutert:

Die auf Grundlage vorhergehender Untersuchungen etablierten Empfehlungen für relative Fließgeschwindigkeiten an Bypass-Einläufen variieren zwischen  $1.0 - 2.0U$  (Bates und Vinsonhaler 1957; Ducharme 1972; Taft 1986; Kynard und Buerkett 1997; Haro *et al.* 1998; Adam 1999; Johnson *et al.* 2000; Amaral 2003; Castro-Santos und Haro 2010; Hassinger 2011; Ebel 2013).  $U$  ist darin als die mittlere Fließgeschwindigkeit in der Zuströmung definiert. Diese ist wiederum entscheidend von der Konfiguration des vorgelagerten Leitrechensystemes abhängig. Bei *Louver*-Konfigurationen können z.B. die lokalen Fließgeschwindigkeiten am Rechenfuss und damit in direkter Nachbarschaft des Bypass-Einlaufes maximal bis zu 260% der mittleren Gerinnesgeschwindigkeit erreichen (Abschnitte 6.5.3 und 8.4). Wird von einer durchaus üblichen Beaufschlagung des Prototyp-Bypasses mit 2% des Gesamtdurchflusses ausgegangen, können damit auch bei grossen Einlaufquerschnitten hohe Fließgeschwindigkeiten erreicht werden (Abschnitt 8.6.1). Im Ausschnittmodell ist eine Aufteilung nach gleichem Verhältnis nicht möglich, da der Durchfluss am Rechen nur einen Bruchteil des am Prototyp zur Verfügung stehenden Durchflusses darstellt. Bei einer Beaufschlagung des Modell-Bypasses mit nur 2% des Modelldurchflusses würden die Fließgeschwindigkeiten im Bypass nur 0.01 m/s betragen und damit jegliche fischbiologische Attraktion verlieren. Andererseits führte eine Beaufschlagung des Bypasses mit dem zum Erreichen der empfohlenen Einlaufgeschwindigkeiten notwendigen Abfluss zu einer stark verringerten, relativen Durchströmung des Leitrechens. Es würden also Abflussverhältnisse geschaffen, die das Einschwimmen in den Bypass sehr attraktiv machen, da in diesem Fall die Hauptströmung durch diesen abgeführt würde.

Eine einfache Lösung des Problemes läge in der Wahl einer nur partiellen Bypass-Öffnung, da dies bei gleichem Bypass-Abfluss zur Erhöhung der Fließgeschwindigkeiten in seinem Einlaufquerschnitt führt. Da aber im Vorfeld der Versuche die Präferenz

des zum Einschwimmen genutzten Abflusshorizontes der untersuchten Arten weitgehend unbekannt war, wurde von dieser Option abgesehen. Stattdessen wurde die flächenäquivalente Aufteilung des Abflusses nach dem Verhältnis  $A_{\text{Bypass}} = 0.16A_{\text{Rechen}}$  festgelegt, wobei mit  $A_{\text{Rechen}}$  die normal zur Kanallängsachse projizierte Fläche bezeichnet wird. Dieses Vorgehen stellt einen Kompromiss dar, bei dem in Kauf genommen wird, dass die Fliessgeschwindigkeiten im Bypass einbrechen, demgegenüber aber die Rechenbeaufschlagung prototypähnlich erfolgt.

Unsicherheiten bei der Ermittlung der Fliessgeschwindigkeiten mit der Flügelmesssonde im ethohydraulischen Versuch führten zu leichten Abweichungen von dieser Vorgabe. Die mittels ADV-Vermessung bestimmten tatsächlichen Abflussverhältnisse sind in Tabelle 7.1 gelistet. Minimal wurde der Bypass mit 15.1% und maximal mit 16.9% des Gesamtmodellabflusses beaufschlagt.

Tabelle 7.1 Mittlere Abflussgrößen getesteter Rechenkonfigurationen

Konfiguration			mittlere Abflussgrößen						
$\alpha$	$\beta$	$\sigma$	$U_o$	$Q_o$	$U_{r,\text{Bypass}}$	$Q_{\text{Bypass}}$	$Q_{\text{Bypass}}$	$Q_{\text{Rechen}}$	$Q_{\text{Rechen}}$
[°]	[°]	[-]	[m/s]	[m <sup>3</sup> /s]	[m/s]	[m <sup>3</sup> /s]	[%]	[m <sup>3</sup> /s]	[%]
15	90	0.17	0.6	0.8	0.75	0.14	16.9	0.67	83.1
15	45	0.17	0.6	0.8	0.67	0.12	15.1	0.68	84.9
30	45	0.17	0.6	0.8	0.68	0.12	15.3	0.68	84.7
30	0	0.17	0.6	0.8	0.68	0.12	15.3	0.68	84.7

### 7.3.2 Louver-Konfiguration mit $\alpha = 15^\circ$

In Abbildung 7.1 sind die zeitlich gemittelten Bewegungsgrößen (a) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$  und (b) Transversalgeschwindigkeit  $V$  in Abflussmitte bei  $z/h_o = 0.5$  sowie (c)  $U$  und (d)  $V$  in Sohlennähe  $z/h_o = 0.06$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.6$  m/s bei  $F = 0.2$  und  $R = 9.72 \times 10^5$  dokumentiert.

Der Vergleich beider Messebenen stellt keine grundlegenden Unterschiede der Strömungsverhältnisse heraus. Der Abfluss ist am Anfang des Messbereiches bei  $x/h_o = -1.5$  weitgehend homogen verteilt, wobei die dominante Strömungskomponente  $U$  in Sohlennähe dort erwartungsgemäss geringere Werte annimmt. In longitudinaler Richtung erfolgt danach erkennbar ab ca.  $x/h_o = -0.5$  eine kontinuierliche Beschleunigung von  $U$  über die Rechenlänge bis auf  $2.4U_o$ . Die Geschwindigkeitsextreme am Rechenende sind in Sohlennähe tendenziell stärker ausgeprägt. Verantwortlich dafür ist die mit dem Fliessweg zunehmende Ausprägung eines dreidimensionalen Strömungs-

charakters, die mit dem Abtauchen der Strömung zum Rechenfuss einher geht und dort zur Strömungskonzentration führt (Abbildung 7.5). Im Vergleich zu den im PIV-Versuch ermittelten Maximalwerten im Rechenkeil von  $U_{max} = 2.6U_o$  besteht eine sehr gute Übereinstimmung (Abbildung 6.22). Dies kann bei einer vergleichenden Betrachtung mit der Studie des *Alden Research Laboratory* nicht festgestellt werden, bei der am Rechenende maximale relative Fliessgeschwindigkeiten von  $1.85U_o$  festgestellt wurden (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001). In Rahmen der Studie wurden *Louver* fast identischer Konfiguration untersucht, die lediglich geringfügig erhöhte Stabdicken aufwies ( $s_{Alden} = 1.25$  cm). Möglicher Hintergrund für die Abweichungen kann die nicht näher spezifizierte Bypass-Beaufschlagung sein, die wie oben beschrieben einen entscheidenden Einfluss auf die Geschwindigkeitsverteilung am Rechen nehmen kann.

In transversaler Richtung ist ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit den Resultaten der PIV-Versuche am  $15^\circ$  *Louver* erkennbar.  $V$  ist in der ersten Rechenhälfte auf bis zu  $0.3U_o$  erhöht, ein Effekt, der als fischbiologisch günstig eingestuft werden kann. Allerdings findet in beiden Abflusshorizonten ab  $x/h_o \geq 2.0$  eine vorher bereits graduell erkennbare Umkehr der transversalen Strömungsrichtung statt. Besonders intensiv ist die dann in Richtung Rechen orientierte Strömung kurz vor dem Bypass-Einlauf mit  $V = -0.5U_o$ . Das bedeutet aber für Fische, die sich dem Bypass nähern, dass sie sich aktiv vom Rechen entfernen müssen, um nicht in dessen Nähe verdriftet zu werden. Generell ist wiederum im Vergleich zwischen beiden Abflussebenen eine leichte Verstärkung der Abflussextreme in Sohlennähe zu beobachten.

In Anlehnung an den vorangegangenen Abschnitt 7.3.1 wird die in Kauf genommene Reduktion der Fliessgeschwindigkeit im Bypass anhand der Messungen verdeutlicht. In Abflussmitte entspricht sie der flächenäquivalenten Abflussaufteilung entsprechend etwa der mittleren Geschwindigkeit im Zulauf  $U_o$ . In Sohlennähe bei  $z/h_o = 0.06$  werden diese Werte noch unterschritten und betragen  $0.6 - 0.8U_o$ .

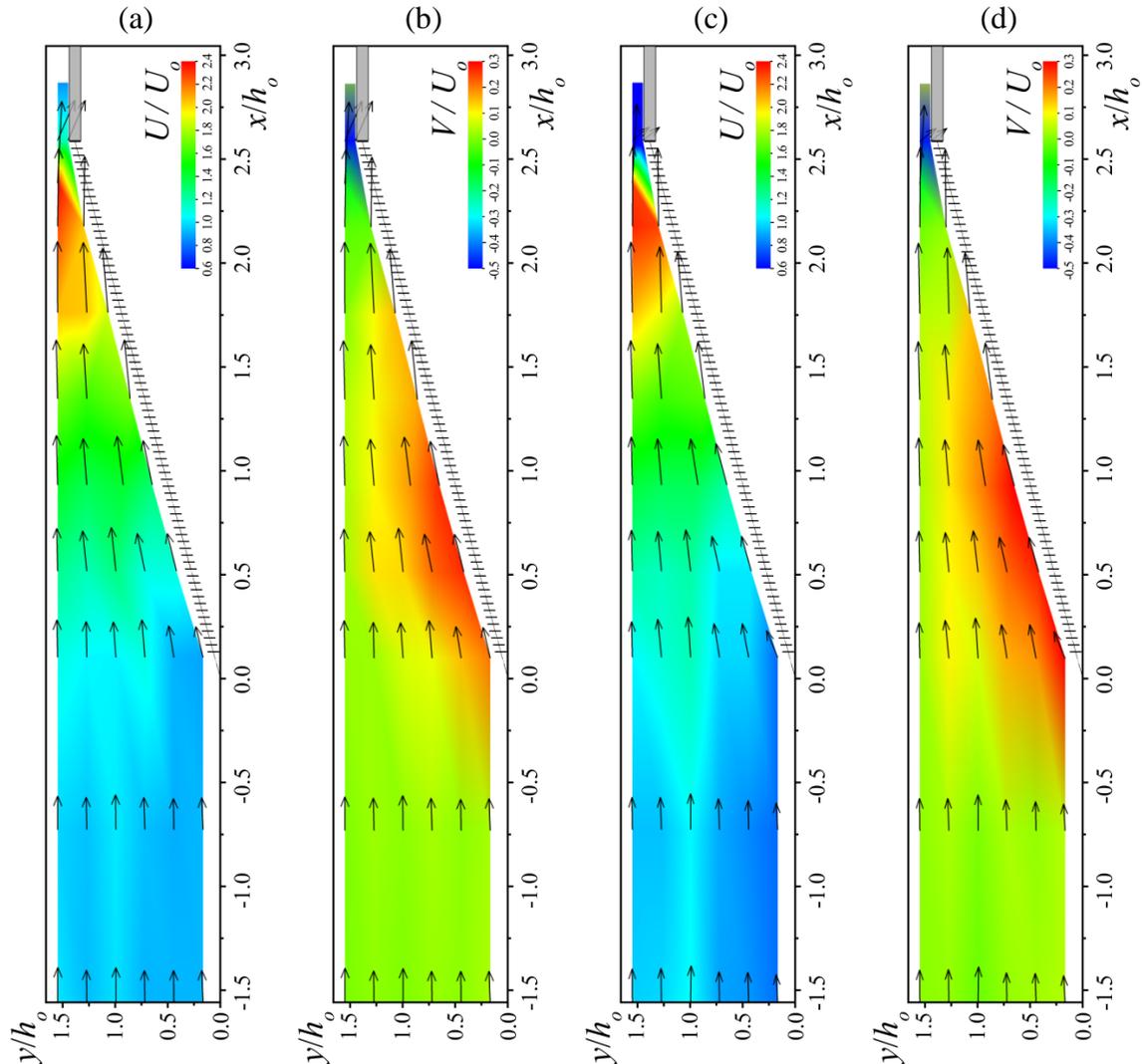


Abbildung 7.1 Relative Bewegungsgrößen der *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$  in der Mitte des Abflusshorizontes bei  $z/h_0 = 0.5$  (a)  $U$ , (b)  $V$  und in Sohlennähe bei  $z/h_0 = 0.06$  (c)  $U$ , (d)  $V$

### 7.3.3 *Bar Rack*-Konfiguration mit $\alpha = 15^\circ$

Wie die Auslegungen zur *Louver*-Konfiguration zeigten, bestehen zwischen den Strömungsverhältnissen in Sohlennähe und in der Abflussmitte keine wesentlichen Unterschiede. Aus diesem Grund konzentriert sich die Beschreibung der Abflussverhältnisse am *Bar Rack* nur mehr auf die Messungen bei  $z/h_0 = 0.06$ . Diese sind vor dem Hintergrund des Einsatzes von Sohlleitblechen bei beiden *Bar Rack*-Konfigurationen besonders relevant. Basierend auf den Ergebnissen vorangegangener Laborstudien (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001) und den in dieser Untersuchung gemachten Beobachtungen, wonach eine grosse Anzahl an Testspezies die bodennahe Abwanderung im Laborgerinne bevorzugte, wurden zusätzliche Tests mit installierter Sohlleitwand (SL) durchgeführt, um deren Wirkung zu erfassen (vgl. Abschnitt 4.2.4).

Entsprechend sind in Abbildung 7.2 die zeitlich gemittelten Bewegungsgrößen (a)  $U$  und (b)  $V$  bei  $z/h_o = 0.06$  ohne SL sowie (c)  $U$  und (d)  $V$  mit SL relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.6$  m/s bei  $F = 0.2$  und  $R = 9.72 \times 10^5$  dokumentiert.

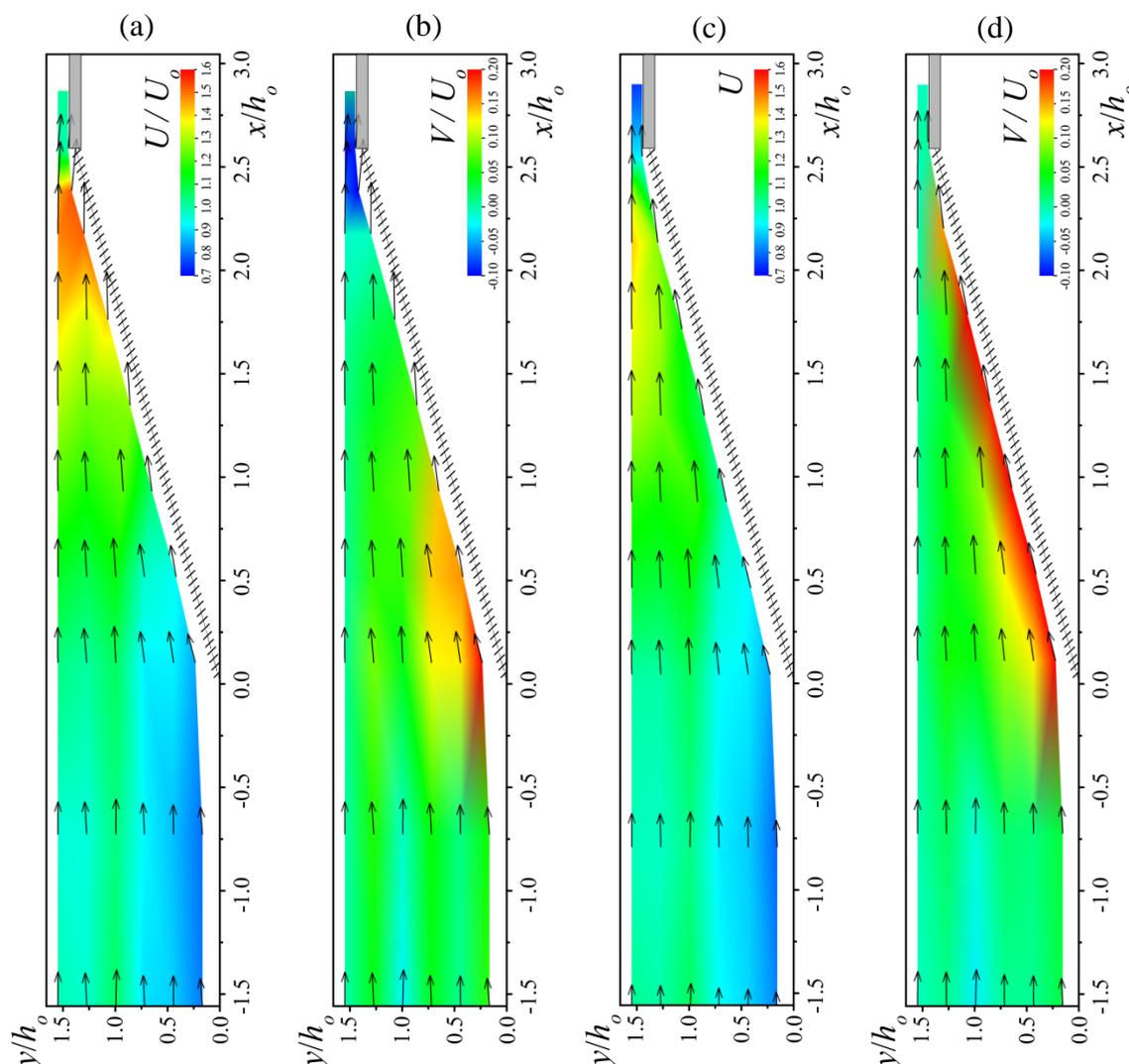


Abbildung 7.2 Relative Bewegungsgrößen der *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$ , bei  $z/h_o = 0.06$ , ohne Sohleitwand: (a)  $U$ , (b)  $V$  und analog mit Sohleitwand: (c)  $U$ , (d)  $V$

Die Darstellungen (a) und (b) belegen erneut die gute Korrelation der Ergebnisse mit den Detailmodellversuchen (Abbildung 6.25). Mit  $1.5U_o$  unterschreitet die gemessene longitudinale Geschwindigkeitszunahme nun aber die durch das *Alden Research Laboratory* ermittelte relative Geschwindigkeitszunahme von  $1.76U_o$  an der vergleichbaren *Bar Rack*-Konfiguration. Diese besitzt allerdings nicht wie im Fall des *Louvers* weitgehend ähnliche geometrische Eigenschaften. Für Standard-*Bar Racks* korreliert der Stabwinkel  $\beta$  unmittelbar mit dem Rechenwinkel  $\alpha$  und somit besitzt  $\beta$  eine Ausrichtung von  $75^\circ$  zur Gerinneachse. Dies führt selbstverständlich zu einer stärker ausgeprägten Teilumleitung der Strömung, wie sie an *Louvers* beobachtet

wird, und entsprechend auch zu einer stärkeren Zunahme der Fließgeschwindigkeiten im Rechenkeil.

Mit der Installation der 0.1 m hohen SL ( $\sim 0.11h_o$ ) kommt es sohlennah zu einer deutlichen Beeinflussung beider Geschwindigkeitskomponenten im Bereich des Leitrechens (Abbildung 7.2c und d). Die Zunahme von  $U$  in den Rechenkeil verringert sich auf ca.  $1.45U_o$ . Auffälliger noch und für die Leitung der Fische potentiell von hoher Signifikanz ist aber die bis in den Bypass-Einlauf durchgängig auftretende Ausprägung positiver, also rechenabgewandter  $V$ -Komponenten. Beide Effekte führen auch zu einer leichten lokalen Verbesserung der Bypass-Einlaufbedingungen, da dort nun die Fließgeschwindigkeiten erst weiter unterstrom im Bypass auf  $0.7U_o$  abnehmen.

### 7.3.4 *Bar Rack-Konfiguration mit $\alpha = 30^\circ$*

In Abbildung 7.3 sind analog die zeitlich gemittelten Bewegungsgrößen (a)  $U$  und (b)  $V$  bei  $z/h_o = 0.06$  ohne SL sowie (c)  $U$  und (d)  $V$  mit SL relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_o = 0.6$  m/s bei  $F = 0.2$  und  $R = 9.72 \times 10^5$  für die *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$  dokumentiert.

Wiederum offenbart der Vergleich mit den Ergebnissen der PIV-Versuche nur leichte quantitative Diskrepanzen während die qualitativen Eigenschaften quasi identisch sind. Von grösserem Interesse sind die Auswirkungen der SL. Diese entsprechen ebenfalls den bereits bei  $\alpha = 15^\circ$  festgehaltenen Phänomenen. Die Extreme von  $U$  im Rechenkeil nehmen ab und die Leitströmung entlang der SL, die durch  $V$  gekennzeichnet wird, bleibt über die gesamte Rechenlänge erhalten. Im Bypass-Einlauf herrschen Geschwindigkeiten von ca.  $1.0U_o$ .

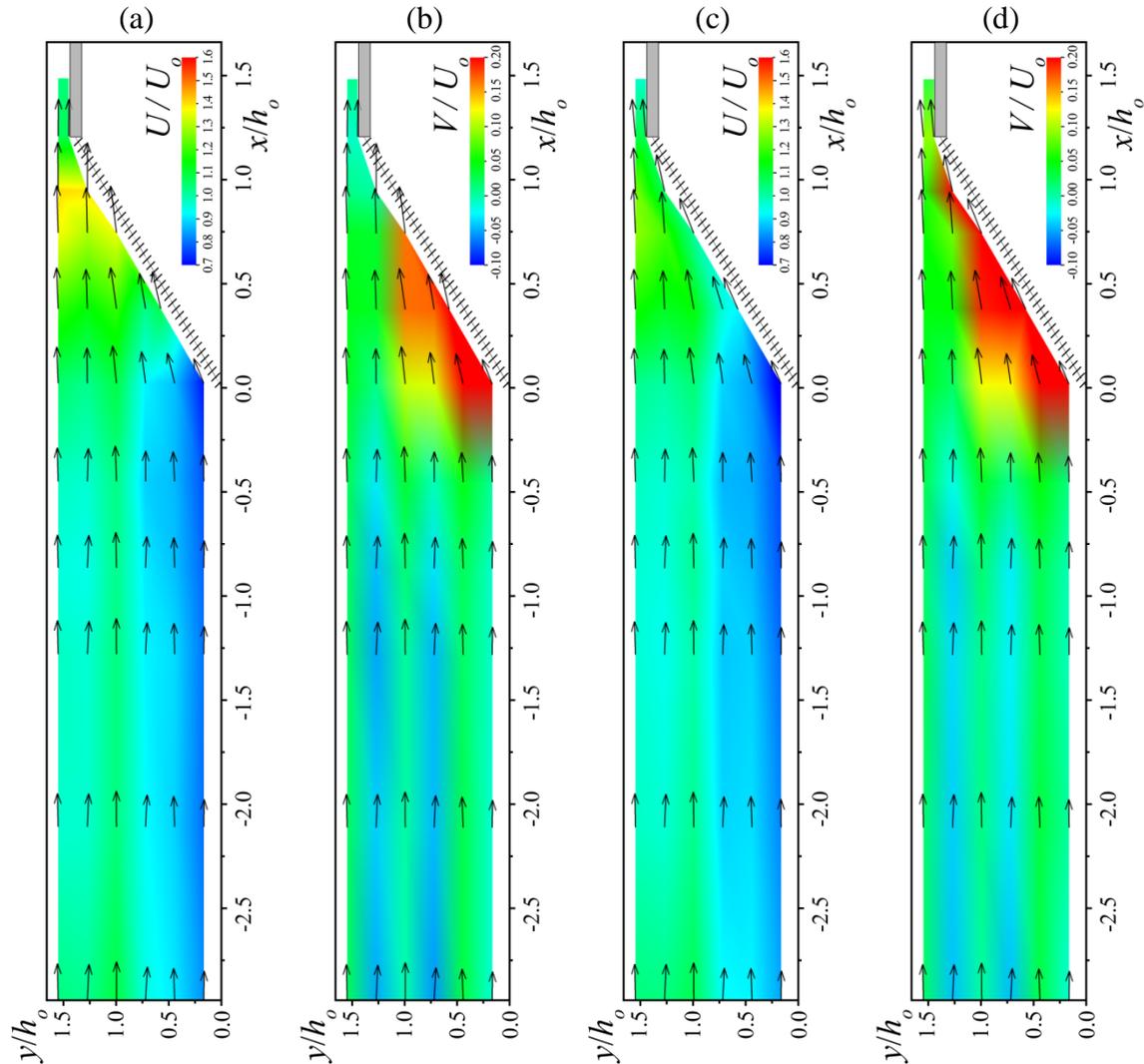


Abbildung 7.3 Relative Bewegungsgrößen der *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$ , bei  $z/h_0 = 0.06$ , ohne Sohlleitwand: (a)  $U$ , (b)  $V$  und analog mit Sohlleitwand: (c)  $U$ , (d)  $V$

### 7.3.5 Kontroll-Konfiguration mit $\alpha = 30^\circ$

Da die Kontroll-Konfiguration ausschliesslich ohne SL getestet wurde, werden entsprechend der Darstellung der *Louver*-Konfiguration in Abbildung 7.4 die zeitlich gemittelten Bewegungsgrößen (a)  $U$  und (b)  $V$  in Abflussmitte bei  $z/h_0 = 0.5$  sowie (c)  $U$  und (d)  $V$  in Sohlennähe  $z/h_0 = 0.06$  relativ zur tiefengemittelten Zulaufgeschwindigkeit  $U_0 = 0.6$  m/s bei  $F = 0.2$  und  $R = 9.72 \times 10^5$  dokumentiert.

Erwartungskonform verursacht die Kontroll-Variante keine signifikanten Strömungsmodifikationen in der grossräumigen Anströmung. Es wird deutlich, dass die Fließgeschwindigkeiten  $U$  in Sohlennähe grundsätzlich geringer ausfallen und keine massgebende transversale Umlenkung der Strömung erfolgt. Erst in Rechennähe tendiert der Abfluss zu einer leichten Eindrehbewegung hin zur Rechenebene, die anhand negativer

V-Komponenten sichtbar wird. Ferner wird nun der Einfluss der Trennwand zwischen Bypass- und Rechenunterwasser erkennbar. Die Verkleinerung des Abflussquerschnittes an dieser Stelle erzwingt das seitliche Ausweichen der Strömung in den Bypass.

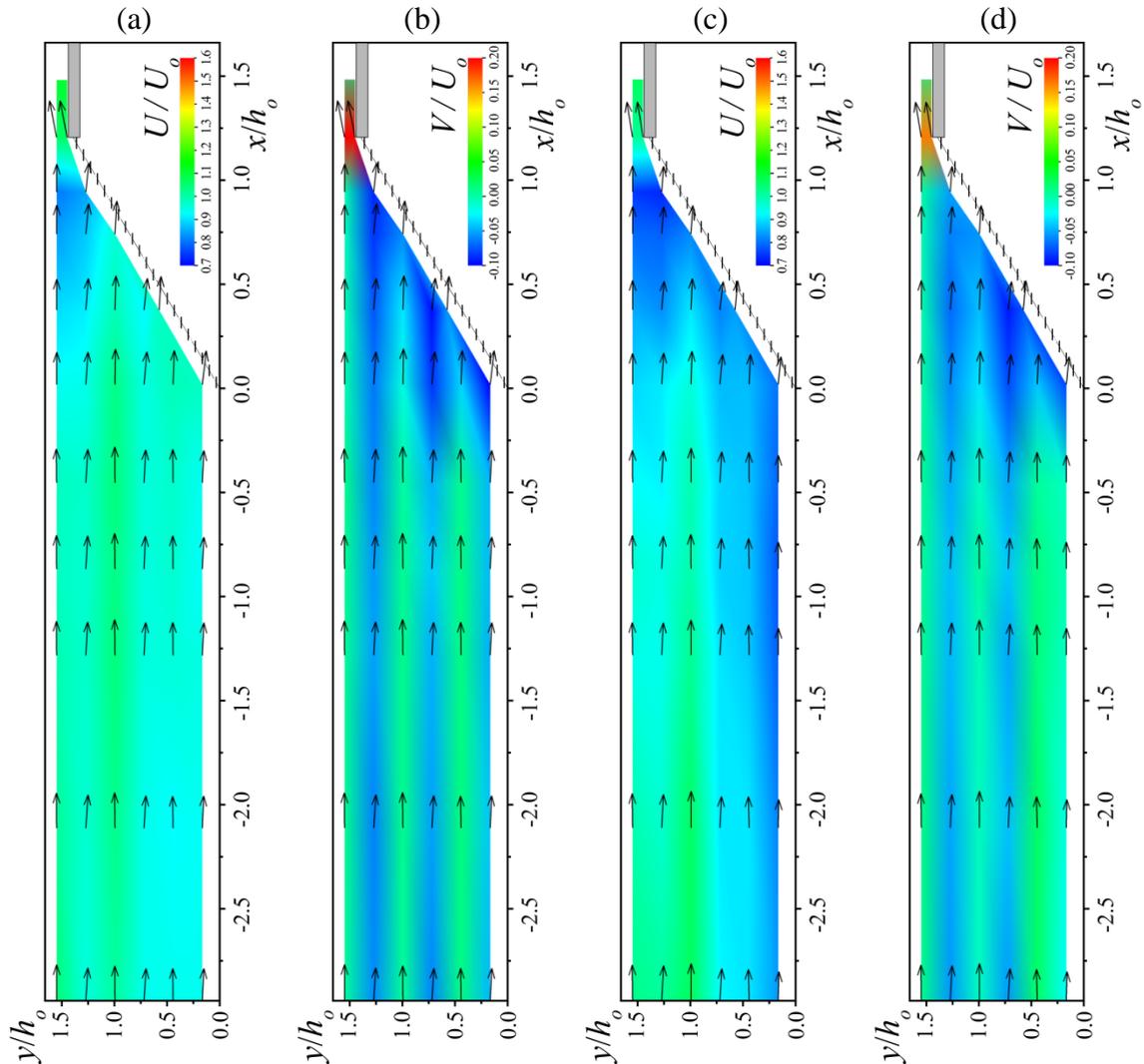


Abbildung 7.4 Relative Bewegungsgrößen der *Kontroll*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$  und  $\beta = 0^\circ$  in der Mitte des Abflusshorizontes bei  $z/h_o = 0.5$  (a)  $U$ , (b)  $V$  und in Sohlennähe bei  $z/h_o = 0.06$  (c)  $U$ , (d)  $V$

### 7.3.6 Qualitative Aspekte der Strömungsverhältnisse

In Ergänzung der vorhergehend gemachten Ausführungen zu den Geschwindigkeitsfeldern werden in diesem Abschnitt zur Verbesserung des Prozessverständnisses ausgewählte fotografische Aufnahmen aus der Versuchsdurchführung präsentiert und qualitativ interpretiert. Sämtliche in diesem Kapitel präsentierten Abbildungen zeigen die Fließrichtung von rechts nach links, um eine einheitliche Bebilderung mit dem Partnerbericht der Eawag einzuhalten (Flügel *et al.* 2015).

### 7.3.6.1 Lokale Periodizität des Abflusses bei der Louver-Konfiguration

Die *Louver*-Konfiguration induziert weitreichende Störungen des Abflussregimes, sowohl im Ober- als auch Unterwasser. Abbildung 7.5 dokumentiert die im Ergebnis auftretenden zeitlichen Schwankungen des Abflusszustandes bei identischen Betriebsbedingungen, die im Anschluss erläutert werden.

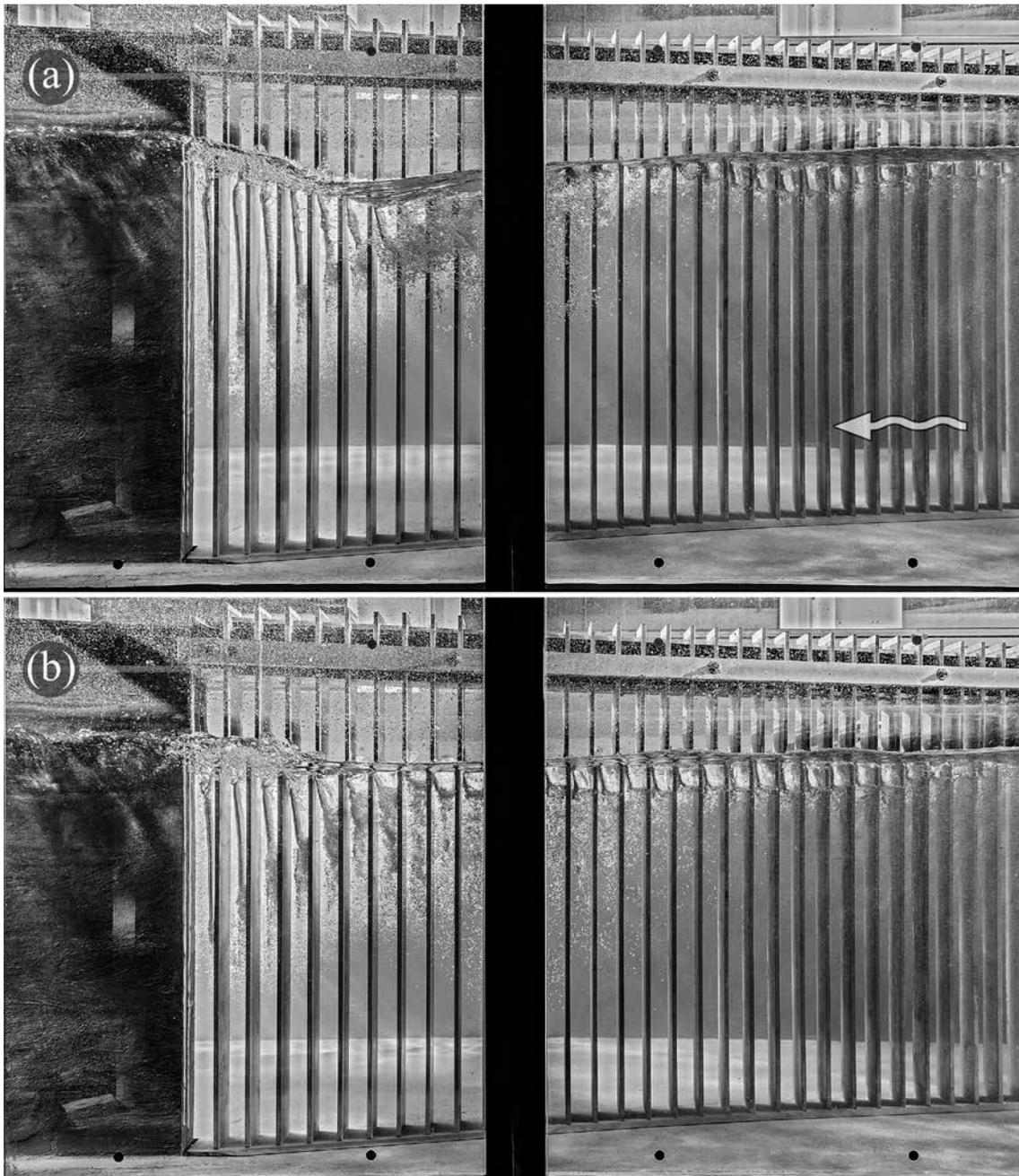


Abbildung 7.5 Seitenansicht der Abflussverhältnisse in der unteren Hälfte der *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$ : Zeitlich schwankende WSL zwischen (a) und (b); generelle Abnahme der WSL im Rechenkeil; hochturbulente Strömungsverhältnisse zwischen den Rechenstäben am Rechenfuss verbunden mit lufteinziehenden Wirbeln über die Hälfte der Abflusstiefe

Eine der Störzonen ist der Prallbereich, in dem der, das untere Rechendrittel verlassende, stark beschleunigte Abfluss im Unterwasser auf die orografisch rechte Gerinnewand trifft und nach unterstrom umgelenkt wird. Er verursacht durch seine kompakte Ausprägung einen Rückstau unterstrom des Rechenkopfes. Das dort durch die Rechenstäbe fließende Wasser vermag nicht ungehindert abzufließen (vgl. Abschnitt 6.5.1) und wird in diesem Areal, wie in Abbildung 7.5(a) ersichtlich ist, aufgestaut. Erreicht der Höherstau das Niveau des Oberwasserspiegels, steht ausreichend potentielle Energie zur Verfügung, um den stark beschleunigten Abfluss im Prallbereich zu verdrängen. Der Höherstau entleert sich folglich in das Unterwasser (Abbildung 7.5b). Dieser Vorgang tritt periodisch wiederkehrend auf und manifestiert sich durch eine prägnante Krümmung der WSL während der Stauzunahme.

Ferner verdeutlichen beide Darstellungen die Intensität der zwischen den Rechenstäben am Rechenfuss auftretenden Wirbelzellen. Die luftgefüllten Wirbelkerne erreichen dort eine Ausdehnung über die Hälfte des Abflussquerschnittes.

Als eindrücklicher Quervergleich werden in Abbildung 7.6 die Abflussverhältnisse unter identischen Betriebsbedingungen für die *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$  vorgestellt.



Abbildung 7.6 Seitenansicht der Abflussverhältnisse in der unteren Hälfte der *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$ : Zeitlich konstante WSL mit weitgehend horizontalem Verlauf im Rechenkeil; begrenzter Lufteintrag an der Wasseroberfläche zwischen den Rechenstäben

Da bei dieser Konfiguration keine zeitliche Variation der WSL, also stationäre Abflussverhältnisse festgestellt wurden, wird nur eine Momentaufnahme präsentiert. Diese verdeutlicht neben der augenscheinlich nahezu horizontal orientierten Ausrichtung der WSL auch anhand der nur geringen Abflussstörung zwischen den Rechenstäben die berechenbare Natur des Abflusszustandes.

### 7.3.6.2 Einfluss der Sohlleitwand

Abbildung 7.7 bildet vergleichend die Strömungsverhältnisse ohne und mit Sohlleitwand in Gerinnesohlnähe für die *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$  ab.

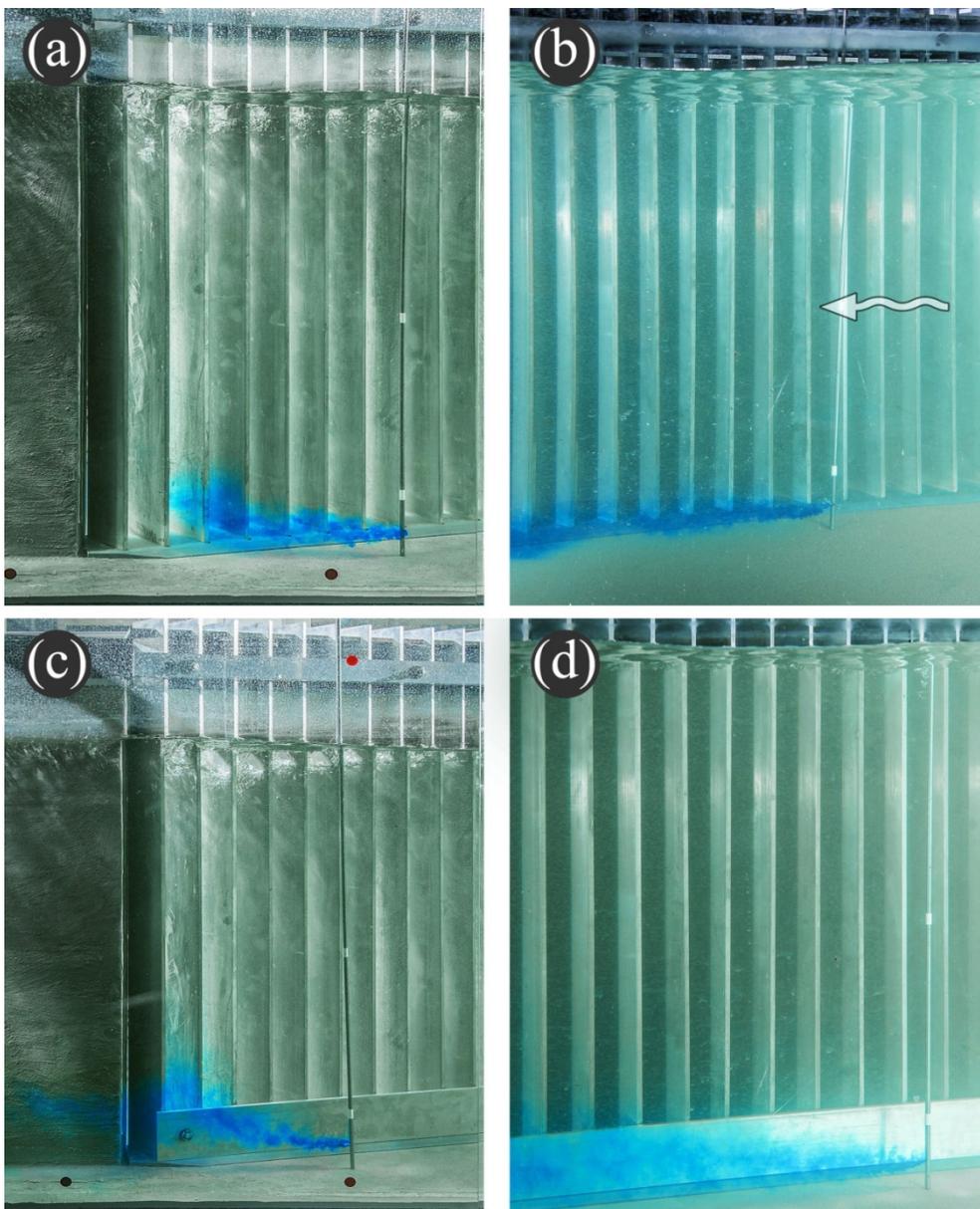


Abbildung 7.7 Sohlnähe Strömungsausprägung ohne Sohlleitwand (a) vor dem Bypass und (b) in Rechenmitte und analog mit installierter Sohlleitwand (c) Bypass, (d) Rechenmitte für  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $b = 5 \text{ cm}$  ( $\sigma = 0.17$ )

Im Einzelbild (a) wird am Rechenfuss kurz oberstrom des Bypass-Einlaufes blaue Lebensmittelfarbe der Strömung zugegeben. Der Verlauf des Farbfadens demonstriert die Ablenkung der Strömung in die Rechenebene in Übereinstimmung mit den Geschwindigkeitsmessungen der Abbildung 7.2. Im Einzelbild (b) ist die gleiche Situation auf halber Rechenlänge nachgestellt. Hier ist deutlich der gestreckte, rechenparallele Verlauf des Farbfadens ersichtlich. Es besteht in diesem Bereich eine ausgeprägte Leitströmung.

Die folgenden Einzelbilder (c) und (d) wurden bei identischen Betriebsbedingungen aufgenommen, allerdings ist dem Leitrechen in diesem Fall die 0.1 m hohe Sohlleitwand vorgeschaltet. Im Bereich der Rechenmitte werden keine signifikanten Abweichungen festgestellt. Lediglich eine verstärkte Auffächerung des Farbfadens über den Fließweg deutet sich an. Diese kann auf eine vertikale Teilumlenkung der Strömung über den durch die Sohlleitwand verbauten Abflussquerschnitt hinaus zurückgeführt werden. Massgebend verbessert stellt sich allerdings die Abflusssituation am Bypass dar. Der Farbfaden wird nun nicht mehr in die Rechenebene umgelenkt, sondern verbleibt zum Grossteil bis zum Eintritt in den Bypass-Querschnitt auf einer zur Rechenachse parallelen Bahn. Diese Visualisierung bestätigt also auch die anhand der Geschwindigkeitsmessungen erhaltenen Ergebnisse.

## 7.4 Resultate der Leiteffizienzuntersuchungen

### 7.4.1 Definition der Leiteffizienz

Nach Abschnitt 7.2 kommen grundsätzlich drei mögliche Ergebnisszenarien bei der Durchführung der Leitrechenuntersuchungen vor, die im Rahmen der Auswertung die fett markierte Benamung erhalten:

- i. Erfolgreiches Auffinden des Bypasses - **Bypass**
- ii. Passage des Rechens in das Unterwasser - **Rechenpassage**
- iii. Verbleiben im Oberwasser - **Verweigerung**

Während die Abstiegsszenarien (i) und (ii) eindeutig definiert sind, ist im Fall (iii) eine differenzierte Betrachtung notwendig. Versuche, in denen Fische die Kooperation vollständig verweigerten, also das Startabteil und den Leitkanal nicht verliessen, wurden verworfen und mit anderen Individuen oder zu einem anderen Zeitpunkt wiederholt. Als Verweigerung hingegen wurde interpretiert, wenn Fische grundsätzlich Abwanderungs-

bereitschaft zeigten, aber auch nach mehrmaliger Annäherung an Rechen und Bypass ungewillt blieben, einen der Abstiegswege einzuschlagen. Dieses Verhalten ist insofern entscheidend, da es belegt, dass auch bei funktionierender Leitung durch den Rechen die Strömungsverhältnisse im Bypass eine abschreckende Wirkung aufweisen konnten. Ferner hat die Aufnahme der Gruppe der Verweigerer in die Berechnung der Leiteffizienz weitgehende Konsequenzen bei der Interpretation der Ergebnisse. Diese ist differenzierter möglich und ist im Hinblick auf den tatsächlichen Leiterfolg nicht verzerrt. Wird nämlich wie in anderen Studien (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001; Kynard und Horgan 2001) nur zwischen Bypass und Rechenpassage unterschieden, können Leitrechen, die zwar selten durchschwommen werden, aber z.B. durch hohe Geschwindigkeitsgradienten am Bypass-Einlauf den Einstieg in letzteren unattraktiv machen, trotzdem eine rechnerisch verhältnismässig hohe Leiteffizienz bescheinigt bekommen. Das Forscherteam entschied sich hier, die Leitwirkung erst dann als erfolgreich zu beurteilen, wenn diese bis in den Bypass erfolgte.

Die prozentuale Verteilung der drei Ergebnisszenarien ist wie folgt definiert:

$$\text{Bypass [\%]} = \frac{N_{By}}{N_{By} + N_R + N_V} \quad (7.1)$$

$$\text{Rechenpassage [\%]} = \frac{N_R}{N_{By} + N_R + N_V} \quad (7.2)$$

$$\text{Verweigerung [\%]} = \frac{N_V}{N_{By} + N_R + N_V} \quad (7.3)$$

mit  $N_{By}$  als Anzahl der Fische, die in den Bypass eingeschwommen sind,  $N_R$  als Anzahl der Rechenpassagen und  $N_V$  als Anzahl der aufgrund von Zeitüberschreitung abgebrochenen Versuche. In der Folge wird das prozentuale Auffinden des Bypasses als Fischleiteffizienz FLE bezeichnet.

#### 7.4.2 Barbe

Barben liessen sich mit der Schwanzflosse voran (positive Rheotaxis) und sohlennah in Richtung Unterwasser verdriften. Sie zeigten ein ausgesprochen strukturliebendes Verhalten und hielten entweder permanent den Kontakt zum Rechen oder anderen Strukturelementen im Versuchskanal wie z.B. der Leitwand oder der Glaswand an der Observationsseite. Sie befanden sich dabei nicht ständig in aktiver Bewegung. Häufig verharrten sie passiv auf der Gerinnesohle aufliegend, um sich sporadisch vom Boden zu lösen und

ohne Schwimmbewegung eine kurze Distanz verdriften zu lassen. Insgesamt jedoch erfolgte der Abstieg mit positivem oder negativem Resultat in der Regel zügig. Abbildung 7.8 stellt die Ergebnisse der Versuchsreihen separat für alle getesteten Konfigurationen vor.

Erfolgte die Abwanderung entlang der Observationswand, war dies mit sehr hoher Wahrscheinlichkeit mit dem Einschwimmen in den Bypass verbunden. Die Abwanderung entlang des Rechens verursachte demgegenüber insbesondere im unteren Teil des Rechens wiederholt einen charakteristischen Eintragsmechanismus. Aufgrund ihres Erkundungswillens und des damit verbundenen Abtastens der Rechenstruktur mit der Schwanzflosse, wurden besonders explorative Individuen bei höheren Fließgeschwindigkeiten und den damit verbundenen hoch turbulenten Strömungsfeldern am Rechenfuss in den Stabzwischenraum eingesogen. Dieses Verhalten führte so auch besonders bei Rechenvarianten mit starken Geschwindigkeitsgradienten und hohen relativen Fließgeschwindigkeiten am Rechenfuss, also den *Louver*-Konfigurationen, zu häufigerer Rechenpassage (Abbildung 7.9). So sank die Leiteffizienz von 82.6% beim 15° *Bar Rack* auf 65% für den vergleichbaren *Louver*. Diese Beobachtungen decken sich gut mit dem von Bates und Vinsonhaler (1957) beschriebenen, erschwerten Orientierungsvermögen in turbulenten Strömungsfeldern an *Louvern*.

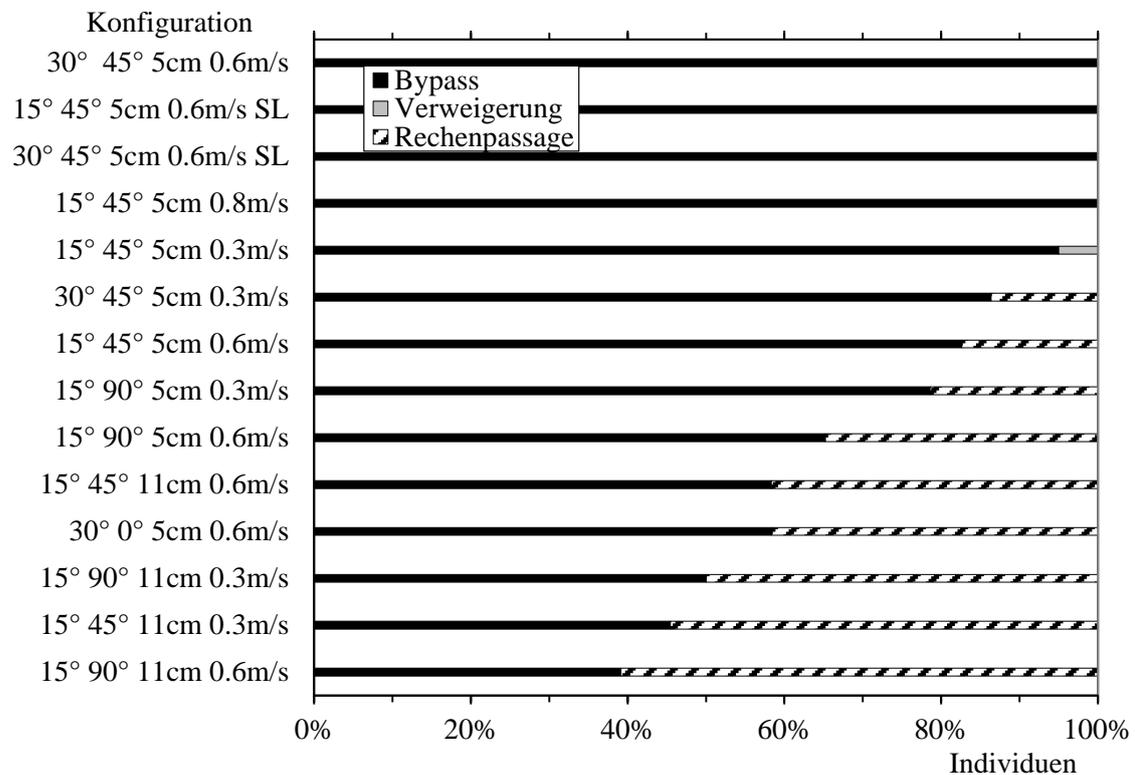


Abbildung 7.8 Ergebnisübersicht der Versuchsreihen mit Barben

Ebenfalls als problematisch erwies sich der Bereich des Bypass-Einlaufes. Die erhöhten transversalen Geschwindigkeiten in Rechennähe und die Abnahme der Strömungsgeschwindigkeit im Bypass führen offensichtlich wiederholt zur Verzögerung des Abstiegs, da die Tiere diesen Bereich nicht zügig durchschwommen oder mit der Flucht in das Oberwasser reagiert haben. Insbesondere die stark erhöhten  $V$ -Komponenten bei *Louver*-Konfigurationen verursachten teilweise einen Kontrollverlust bei schwächeren Tieren. Selbstverständlich stieg mit der Anzahl der Bypass-Einstiegsversuche das Risiko der Rechenpassage.

In diesem Zusammenhang wurde der Einbau der Sohleitwand (SL) beschlossen. Dieser führte zu einer nochmaligen Steigerung der ohnehin guten FLE der *Bar Rack*-Konfigurationen. Sie erreichten nun unabhängig vom Einbauwinkel 100%. Begründet wurde die positive Entwicklung mit dem Ausschluss des sonst charakteristischen Rechendurchganges. Mit der SL hatten die Fische quasi keinen Kontakt mehr zu den Rechenstäben, sondern bewegten sich entlang der SL zum Bypass. Dort war der Einstieg mit geringerer Verzögerung verbunden, da es nur selten zum Verharren vor dem Einlauf kam. Beide Beobachtungen decken sich mit den Ergebnissen der hydraulischen Untersuchung, die eine durchgehende Leitströmung entlang der SL und flachere Geschwindigkeitsgradienten im Bypass nachwiesen.

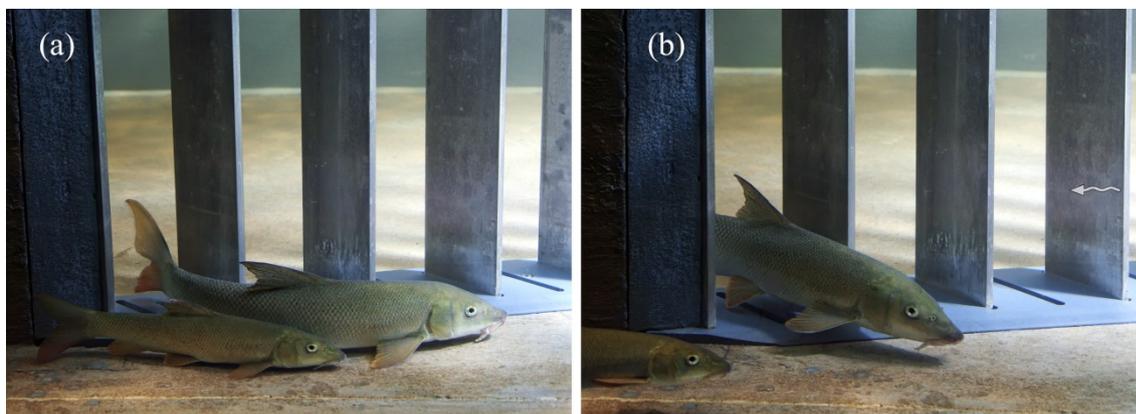


Abbildung 7.9 Charakteristischer Recheneintragsmechanismus bei Barben am Bar Rack mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $b = 11$  cm: rückwärtiges Einziehen der Schwanzflosse zwischen die Rechenstäbe

In Betrachtung der Ergebnisübersicht fallen zwei die FLE signifikant beeinflussende Parameter auf. Zum einen ist dies der Rechenwinkel und zum anderen der Stababstand. Sämtliche *Louver*-Konfigurationen und diese mit verdoppeltem Stababstand zeigen eine Verschlechterung der FLE. Alle Bar Racks hingegen weisen gute bis sehr gute Ergebnisse auf, die durch den Einsatz der SL noch verbessert werden. Diese Verbesserung ist anhand der Ergebnisübersicht nicht einsehbar. Sie bezieht sich auf die mit der SL häufig

deutlich beschleunigte Abwanderung, die ohne das extensive Erforschen des Modellrechens erfolgte.

Ein direkter Zusammenhang zwischen der Fließgeschwindigkeit und der FLE konnte bei Bar Racks nicht nachgewiesen werden. Im Fall der 15° Konfiguration stieg sie sogar von 82.6% mit  $U_o = 0.6$  m/s auf 100% mit  $U_o = 0.8$  m/s. Weiter überrascht das Ergebnis, dass die Vergrößerung des Rechenwinkels bei Barben nicht zur Abnahme der FLE führte. Der Stababstand hingegen spielt eine wichtige Rolle.

Im Hinblick auf die Kontrollvariante präsentiert die Ergebnisübersicht ein verzerrtes Bild. Danach wurden 58.3% der Testfische auch von dieser Konfiguration geleitet. Allerdings waren dies ausnahmslos Individuen, welche sich bereits oberstrom des Rechens an der Observationswand orientierten, damit in direkter Linienführung den Bypass erreichten und in diesen einschwammen. Alle Individuen, die orografisch rechtsseitig abwanderten und Rechenkontakt hatten, durchschwammen den Rechen in das Unterwasser.

### 7.4.3 Schneider

Abbildung 7.10 beinhaltet die Ergebnisübersicht der Versuche mit Schneidern. Es ergibt sich ein grundlegend abweichendes Bild im Vergleich zu den Versuchen mit Barben.

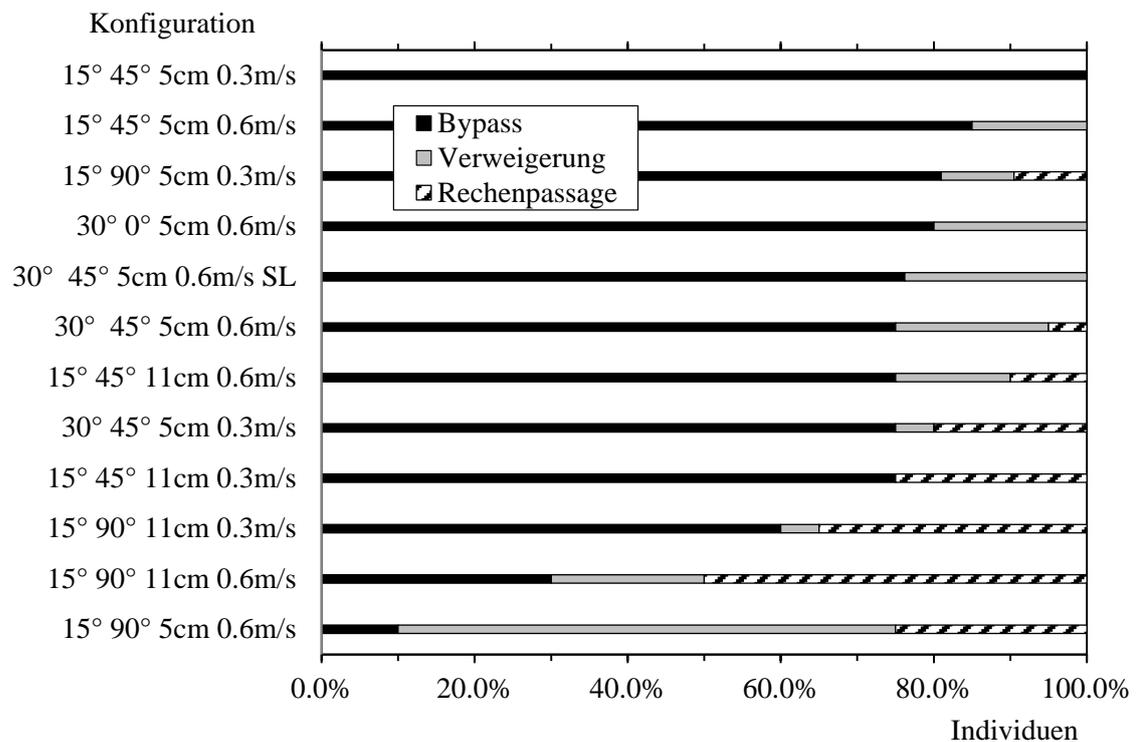


Abbildung 7.10 Ergebnisübersicht der Versuchsreihen mit Schneidern

Zum einen fällt auf, dass die Anzahl der Verweigerungen generell stark zunahm und zum anderen ist eine Tendenz zu beobachten, nach der die Fliessgeschwindigkeit Einfluss auf die FLE besitzt. Ferner sinkt mit steigendem Stabstand die FLE, dies analog zu den Barben.

So zeigten Schneider auch ein abweichendes Verhalten bei der Annäherung an den Bypass. Zwar liessen sie sich auch mit der Schwanzflosse voran abwärts verdriften, waren dabei aber stets in aktiver Schwimmbewegung begriffen. Sie vermieden im Rahmen ihrer grundsätzlich sohlennah orientierten Abwanderung den direkten Kontakt zum Boden oder anderen Strukturen, also auch zum Leitrechen. Zu diesem und der Observationswand hielten sie einen relativ grossen Mindestabstand, der zur Aufrechterhaltung oder Wahrung ihres Bewegungsradius notwendig war und mit der Fliessgeschwindigkeit an Ausdehnung zunahm. Dies führte dazu, dass sie im räumlich begrenzten Gerinneareal, in der Draufsicht betrachtet, nur den mittleren Teil des Abflussquerschnittes nutzten (Abbildung 7.11).

Als Schlüsselstelle beim Abstieg kristallisierte sich mit zunehmender Versuchsanzahl der Bypass-Einlauf heraus. Dieser wurde wie schon von den Barben dann gemieden, wenn Konfigurationen starke Geschwindigkeitsgradienten und vor allen Transversalumlenkungen der Strömung verursachten. Am Beispiel des *Louvers* mit  $b = 5$  cm lässt sich das Verhalten anschaulich verdeutlichen. Während bei der geringsten getesteten Fliessgeschwindigkeit im Zulauf  $U_o = 0.3$  m/s noch eine FLE von 81% beobachtet wurde, sank sie drastisch mit der Erhöhung auf  $U_o = 0.6$  m/s auf nur 10%. Hier zeigt sich, dass die Wahl von drei Ergebniskriterien nach Abschnitt 7.4.1 vorteilhaft ist. Es wird in diesem Fall deutlich, dass nicht die Zunahme der Rechenpassagen sondern der Anstieg der Versuchsabbrüche signifikant das Ergebnis beeinflusst. Schneider durchschwammen nur noch selten den Bypass-Einlauf. In der Regel reagierten sie stattdessen an dieser Stelle mit der Flucht in das Oberwasser. Grundsätzlich nahm also nicht die Leitwirkung am Rechen massgebend ab, sondern die Bereitschaft zur Bypass-Nutzung. Die dafür verantwortlichen Gründe sind nicht eindeutig abgrenzbar. Sowohl die entlang der Leitrechen erst stark zunehmenden Fliessgeschwindigkeiten als auch die darauf folgende Abnahme der Geschwindigkeit im Bypass sind Faktoren, die die Abwanderungsbereitschaft negativ beeinflussen können. Es ist anzumerken, dass insbesondere aber dem ersten Phänomen massgebende Bedeutung zugewiesen werden muss, da die Fliessgeschwindigkeiten am Rechenfuss im Fall der Louver-Konfigurationen die Sprintge-

schwindigkeit der getesteten Schneider deutlich überschreiten und somit ein Meidverhalten sehr wahrscheinlich ist.

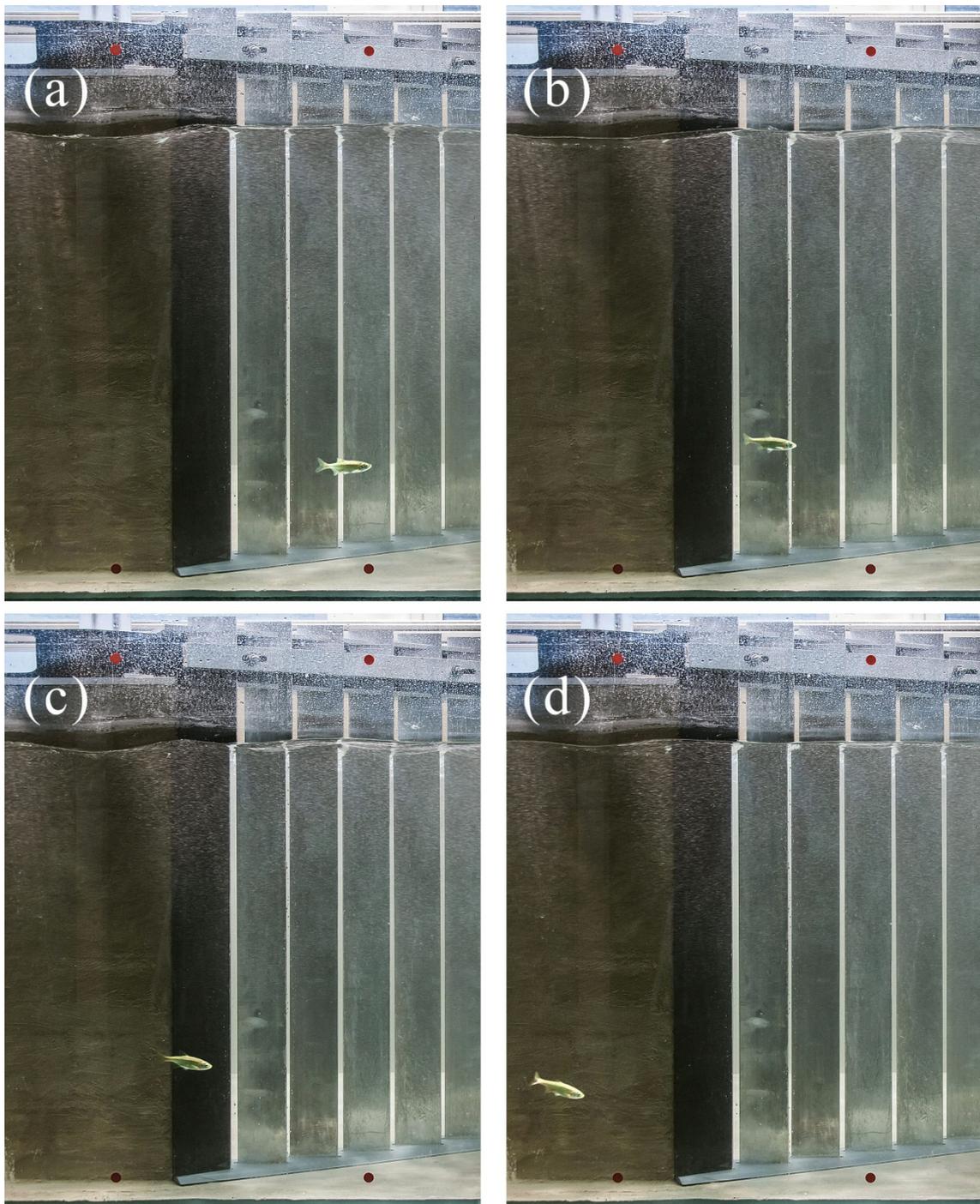


Abbildung 7.11 Typischer Bypass-Einstieg eines Schneiders im unteren Drittel des Abflusshorizontes und der Mitte des Abflussquerschnittes zwischen Glaswand und Leitrechen; chronologische Sequenz (a) bis (d);  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 0^\circ$ ,  $b = 5 \text{ cm}$  ( $\sigma = 0.17$ )

Unterstützt wurde diese Beobachtung von den Kontroll-Versuchen. Schneider reagierten auf den Rechen mit paralleler Stabausrichtung sehr gut und passierten ihn nicht. Sie

mieden weiterhin die Struktur und verweilten aufgrund der nur moderaten Strömungsumlenkung nur selten im Bypass-Bereich, sondern durchschwammen ihn zügig.

#### 7.4.4 Äsche

Abbildung 7.12 beinhaltet die Ergebnisübersicht der Versuche mit Äschen. Aufgrund der stark begrenzten Verfügbarkeit (siehe Abschnitt 4.2.3) liegt für sie ein begrenzter Datensatz vor. Äschen wurden nur an der *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$  getestet. Sie zeigten dabei eine signifikante Reaktion auf die Installation der SL mit deutlicher Steigerung der Bypass-Einstiegsanzahl. Die FLE verbesserte sich von 35% ohne SL auf 95.8% mit SL. In diesem Zusammenhang ist allerdings essentiell zu bemerken, dass in keinem Fall eine Rechenpassage detektiert wurde.

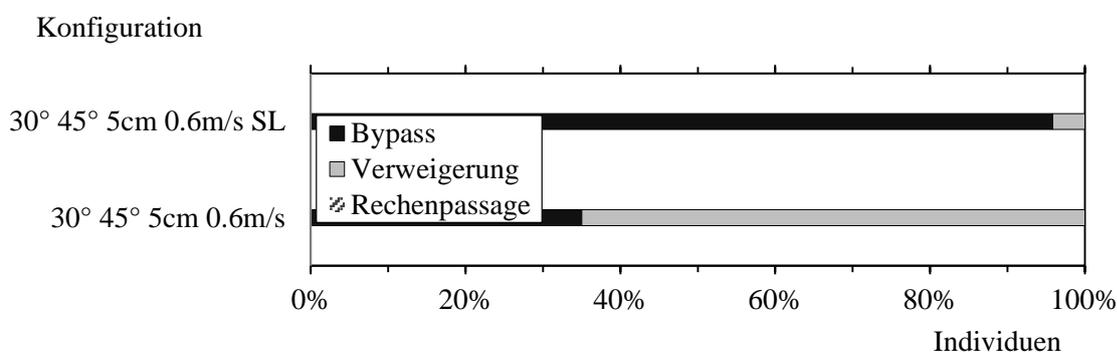


Abbildung 7.12 Ergebnisübersicht der Versuchsreihen mit Äschen

Äschen verhielten sich den Schneidern ähnlich äussert strukturphobisch. Sie mieden bis auf augenblickliche Ereignisse den Kontakt mit dem Leitrechen, aber auch mit der SL. Ihre Abwärtsbewegung erfolgte auch nach positiver Rheotaxis unter aktiver Schwimmbewegung mit dem Schwanz voran. Dabei demonstrierten sie das in Abbildung 7.13 gezeigte Verhalten. Sie waren stets bodennah und parallel zur Strömungsrichtung orientiert. Letztere Beobachtung deckt sich mit dem von Bates und Vinsonhaler (1957) bei Salmoniden dokumentierten Verhalten.



Abbildung 7.13 Charakteristische Ausrichtung einer Äschen-Schule parallel zur Strömungsorientierung vor dem Leitrechen;  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $B = 6 \text{ cm}$  ( $\sigma = 0.17$ )

Als Schlüsselstelle offenbarte sich erneut der Bypass-Einlauf. Ohne SL verharren die schwimmstarken Tiere dort ohne sichtbare Anstrengung, ohne ein ausgeprägtes Interesse am Einschwimmen zu entwickeln (Abbildung 7.14). Im Fall der Äschen schien dies aber nicht etwa mit Kontrollverlusten oder einer Aversion zur Strömungsumlenkung am Rechenfuss zusammenzuhängen. Diese Effekte sind beim *Bar Rack* ohnehin nur geringfügig ausgeprägt. Es lässt sich nach Ausschluss der oben genannten Kriterien deshalb schlussfolgern, dass vielmehr der Einbruch der Strömungsgeschwindigkeit im Bypass diesen unattraktiv machte; ein Rückschluss, der mit dem rheophilen Charakter dieser Art schlüssig zu begründen ist.



Abbildung 7.14 Verharren einer Äschen-Schule vor dem Bypass-Einlauf;  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $b = 5 \text{ cm}$  ( $\sigma = 0.17$ )

#### 7.4.5 Bachforelle

Abbildung 7.15 dokumentiert die Ergebnisse der Versuche mit Bachforellen. Diese wurden auf Grundlage der Erfahrungen mit Barben und Schneidern nur mehr an ausgesuchten, potentiell erfolgreichen Konfigurationen, namentlich den Bar Racks mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $30^\circ$  mit und ohne SL getestet. Alle Versuchsergebnisse sind dabei als positiv zu interpretieren, da die FLE minimal 78.3% und maximal 96.3% betrug. Auch Bachforellen reagierten auf die SL positiv, solange sie in der meist gewählten bodennahen Position abwanderten. Abbildung 7.16 dokumentiert die Abweichung von dieser Norm, die zum verzögerten Einstieg in den Rechen führt.

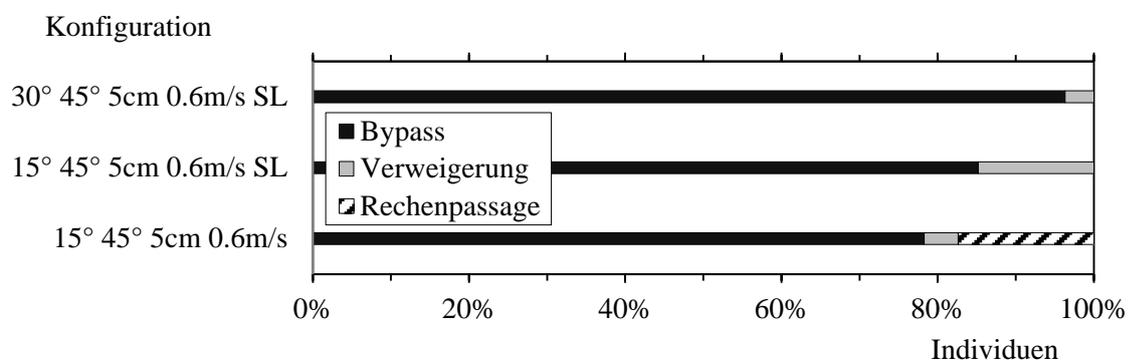


Abbildung 7.15 Ergebnisübersicht der Versuchsreihen mit Bachforellen

Grundsätzlich reagierten die Bachforellen auf die Strömungsverhältnisse im Modell mit positiver Rheotaxis. Sie zeigten ferner ein den Barben sehr ähnliches Verhalten. Dies

bezieht sich nicht nur auf die bodennahe Orientierung, sondern auch auf das ausgesprochen strukturliebende Verhalten. Bachforellen hatten fast permanent Kontakt mit dem Leitrechen, der Sohle oder dem Observationsfenster. Auch sie stellten regelmässig die aktive Schwimmleistung ein und verharrten, auf die Brustflossen abgelegt, an der Gerinnesohle. Die Steigerung der FLE schien bei ihnen, ähnlich den Äschen, eine Folge der besseren Leitströmung in den Bypass zu sein und nicht eine Folge der Strömungshomogenisierung entlang der Sohle.

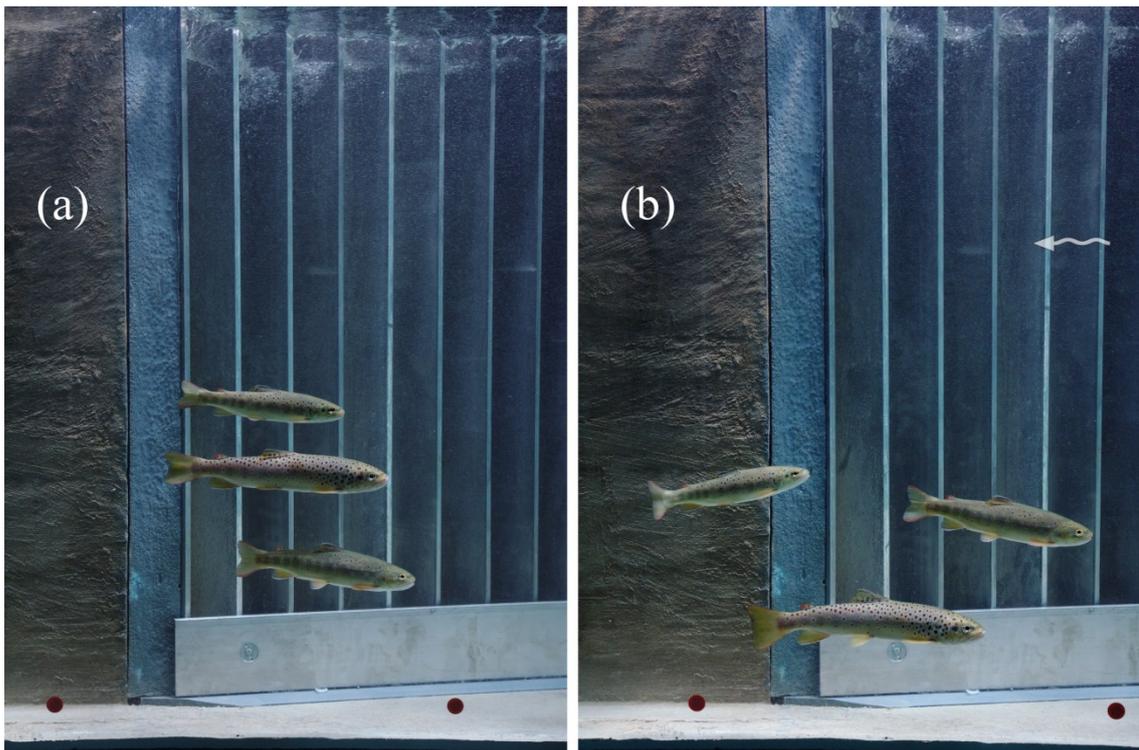


Abbildung 7.16 Bachforellen beim zögernden Verharren vor dem Bypass;  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $b = 5 \text{ cm}$  ( $\sigma = 0.17$ )

#### 7.4.6 Aal

Abbildung 7.17 dokumentiert die Ergebnisse der Versuche mit Aalen. Die Testkonfigurationen wurden analog zum Vorgehen bei Bachforellen gewählt. Erwartungskonform zeigten die Versuche mit SL deutlich bessere FLE als die ohne SL getesteten Konfigurationen. Die Ergebnisse am *Bar Rack* mit  $\alpha = 15^\circ$  zeigten eine gute Übereinstimmung mit der Studie, die am *Alden Research Laboratory* mit Amerikanischen Aalen und klassischem *Bar Racks* ( $\alpha = 15^\circ$  mit korrelierendem  $\beta = 75^\circ$ ) durchgeführt wurde (EPRI und Dominion Millstone Laboratories 2001). Ohne SL ermittelten die Forscher dort eine FLE von 83.3% (vgl. 72.7%), mit SL stieg sie auf 95.2% (vgl. 90.5%).

Hervorhebenswert ist erneut das gute Abschneiden der *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$ . Dieser Trend ist den bisher aus der Literatur bekannten Angaben, wonach die Abnahme des Rechenwinkels mit der Zunahme der FLE verbunden ist, gegenläufig. Gründe dafür können zum einen in der abweichenden Rechenstabausrichtung der modifizierten *Bar Racks* zum anderen aber auch in der Durchführung der Versuche bei  $\alpha = 30^\circ$  mit SL gesehen werden. Es ist zu vermuten, dass insbesondere die Sohlleitwand weitgehend unabhängig vom Rechenwinkel positive Impulse bei strukturliebenden und bodennah orientierten Fischarten wie dem Aal setzt.

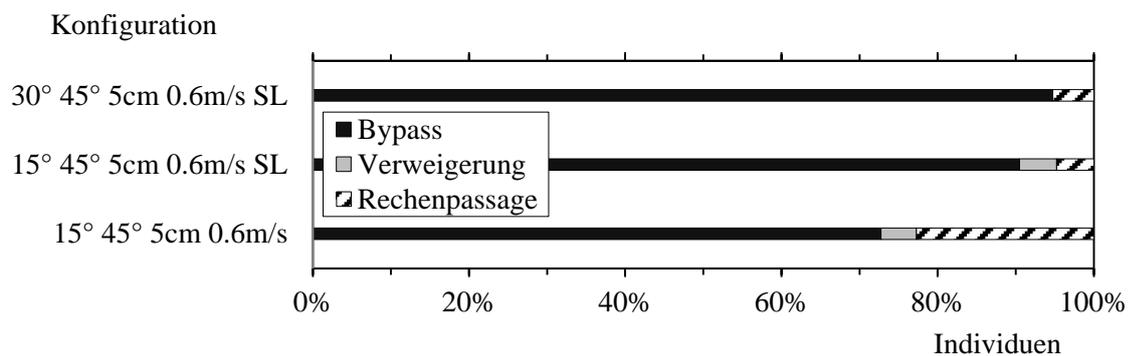


Abbildung 7.17 Ergebnisübersicht der Versuchsreihen mit Aalen

Im Hinblick auf das Abwanderungsverhalten zeigten die getesteten Aale typische Muster. Aale folgten sohlennah und relativ inaktiv der Kanalströmung. Sie liessen sich dabei meist mit dem Schwanz voran verdriften, zeigten aber sporadisch andere Muster, z.B. die Verkrümmung zu einer kreisrunden Form oder der eines U. Der Kontakt mit dem Rechen löste in den meisten Fällen eine spontane und intensive Fluchtreaktion aus. Diese erschien arbiträr, war sie doch sowohl in das Oberwasser als auch durch die Rechenstäbe gerichtet.

Die SL verbesserte die Situation deutlich, da die Tiere beim Kontakt mit ihr weit weniger gestresst reagierten. Sie liessen sich in der Regel entlang der SL in den Bypass gleiten (Abbildung 7.18a). In seltenen Fällen führten sie dennoch Suchbewegungen aus. Kamen sie dann in Berührung mit dem Rechen, reagierten sie mit heftiger Schwimmaktivität wie oben bereits beschrieben (Abbildung 7.18b).

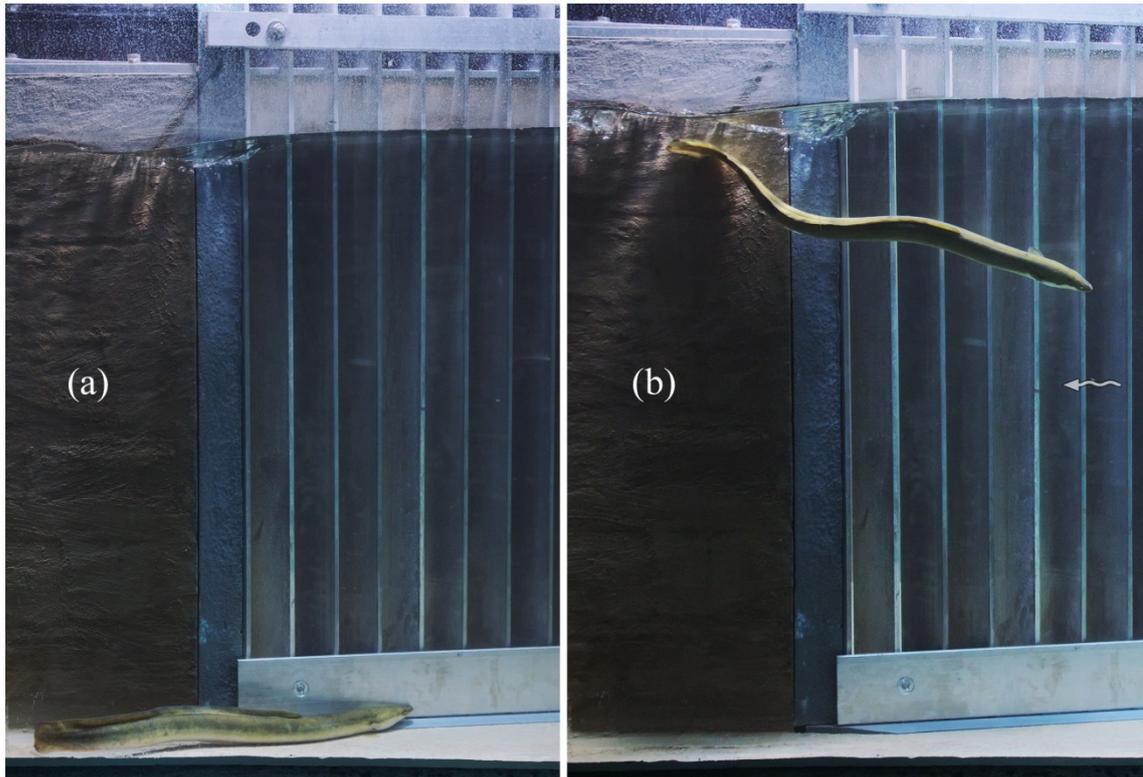


Abbildung 7.18 Aal in (a) typischer und (b) seltener Annäherung an den Bypass-Einlauf;  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $b = 5 \text{ cm}$  ( $\sigma = 0.17$ )

#### 7.4.7 Artübergreifende Fischleiteffizienz

Das vorherig ausgewertete Verhalten der Individuengruppen der getesteten Arten verdeutlicht die Sensitivität des Fischverhaltens im Hinblick auf die Abwanderungsbereitschaft und im Ergebnis auf die FLE der verschiedenen Leitreechenkonfigurationen. Um eine Einschätzung der artübergreifenden Wirksamkeit von Leitreechen zu ermöglichen, sind in Abbildung 7.19 die mittleren sowie minimalen und maximalen FLE, definiert als die Anzahl der Bypass-Nutzungen, aller jeweils getesteten Fischarten für die vier erfolgreichsten Leitreechenkonfigurationen dargestellt. Es handelt sich dabei um modifizierte *Bar Racks* mit den folgenden Parametern:

- K1:  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $B = 6 \text{ cm}$ ,  $U_o = 0.6 \text{ m/s}$ , ohne SL  
Testfischarten: Aal, Bachforelle, Barbe, Schneider
- K2:  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $B = 6 \text{ cm}$ ,  $U_o = 0.6 \text{ m/s}$ , mit SL  
Testfischarten: Aal, Bachforelle, Barbe
- K3:  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $B = 6 \text{ cm}$ ,  $U_o = 0.6 \text{ m/s}$ , ohne SL  
Testfischarten: Äsche, Barbe, Schneider
- K4:  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $B = 6 \text{ cm}$ ,  $U_o = 0.6 \text{ m/s}$ , mit SL  
Testfischarten: Aal, Äsche, Bachforelle, Barbe, Schneider

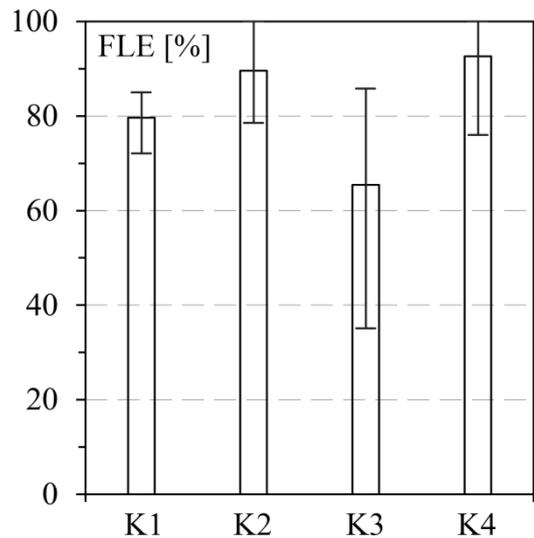


Abbildung 7.19 Durchschnittliche, artübergreifende FLE für die wichtigsten Leitrechenkonfigurationen mit Angabe der maximal und minimal erreichten, artübergreifenden FLE

Die Abbildung verdeutlicht mehrere Aspekte. Es wird ersichtlich, dass die artübergreifende FLE deutlich vom Einsatz einer SL beeinflusst wird. Sowohl bei  $\alpha = 15^\circ$  als auch  $\alpha = 30^\circ$  werden damit mittlere FLE von mehr als 90% erreicht.

Der Vergleich der FLE beider Rechenwinkel zeigt beim Einsatz einer SL keine signifikanten Unterschiede, suggeriert aber für Leitrechen ohne SL einen deutlichen Vorteil der Variante mit  $\alpha = 15^\circ$ . Hintergrund für dieses Ergebnisses ist allerdings das stark differenzierte Verhalten von Äschen, die ausschliesslich an modifizierten *Bar Racks* mit  $\alpha = 30^\circ$  getestet wurden. Hier verweigerten sie bei der Konfiguration ohne SL den Einstieg in den Bypass. Anders als bei Schneidern ist dieses Verhalten nicht auf die Überschreitung ihrer Sprintgeschwindigkeiten zurückzuführen. Vielmehr mieden Äschen den Bypass-Einlauf selbst, in dem es zum Einbruch der Fliessgeschwindigkeit kam. Wie beschrieben wurden diese Bedingungen mit SL deutlich verbessert und resultierten in einer stark erhöhten FLE. Allerdings durchschwammen Äschen den Leitrechen bereits im Versuch ohne SL nicht und verblieben im Oberwasser. Es ist davon auszugehen, dass auch die FLE der modifizierten *Bar Racks* mit  $\alpha = 15^\circ$  analog beeinflusst wäre und es somit zu einer Egalisierung der FLE käme. Ferner ist von grosser Bedeutung, dass bei optimierter Ausführung der Bypass-Einlaufbedingungen die Akzeptanz bei Äschen auch ohne den Einsatz einer SL gesteigert werden kann.

Die Auswertung der artübergreifenden FLE bestätigt das bereits artspezifisch formulierte, positive Ergebnis im Zusammenhang mit dem Einsatz von Leitrechen zum Fischschutz. Sollten sich die Laborergebnisse im Feld bestätigen lassen, bieten Leitrechen

aktuell als einziger Massnahmentyp die Möglichkeit, eine breite Anzahl von Fischarten an grossen WKA durch eine einzelne Fischschutzeinrichtung schonend in das Unterwasser abzuleiten.

## 7.5 Zusammenfassung

Über den Gesamtzeitraum von einem Jahr wurde in zwei Messkampagnen das Verhalten typischer Schweizer Fischarten in Reaktion auf verschiedene Leitrechen an einem ethohydraulischen Ausschnittmodell untersucht. Zu den getesteten potamodromen Flussfischarten zählten Barbe, Schneider, Äsche und Bachforelle. Ausserdem wurde als Vertreter einer Wanderfischart der katadrome europäische Aal verwendet. Alle Testindividuen stammten aus Wildbeständen und wurden in Abfischungskampagnen lokalen Gewässern entnommen.

Insgesamt erfolgten Versuche an 14 geometrisch und hydraulisch distinkten Leitrechenkonfigurationen im Massstab 1:1. Als geometrische Grundkonfiguration kamen (i) *Louver* mit dem Rechenwinkel  $\alpha = 15^\circ$ , dem Stabwinkel  $\beta = 90^\circ$  und zwei lichten Stababständen  $b = 5$  cm und 11 cm, (ii) *Bar Racks* mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $b = 5$  cm und 11 cm sowie (iii) eine Kontroll-Konfiguration mit parallel zur Strömung angeordneten Rechenstäben mit  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 0^\circ$  und  $b = 5$  cm zum Einsatz. Ferner wurden *Bar Racks* nach Modifikation mit einer 10 cm hohen Sohleitwand (SL) untersucht.

Ziele der ethohydraulischen Versuche waren die Bestimmung der Fischleiteffizienz (FLE) und die Korrelation des Fischverhaltens mit den im Gerinne ermittelten Geschwindigkeitsfeldern. Die Ergebnisse werden folgend zusammengefasst und sind im Anhang tabellarisch dargestellt (Tabelle 0.1):

- **Alle getesteten Arten bevorzugten** zur Abwanderung den **sohlennahen Bereich** des Abflussquerschnittes. Dieses Verhalten ist wenigstens teilweise dem Testaufbau zuzuschreiben. Die Abflusstiefe im Modell betrug 0.9 m und unterschreitet damit die natürlich anzutreffenden Verhältnisse im Kraftwerkszulauf. Gekoppelt mit der vollständigen künstlichen Ausleuchtung des Modelles ist davon auszugehen, dass auch Tiere den Sohlenbereich im Modell aufsuchten, die in der Natur ebenso in höheren Gewässerhorizonten anzutreffen sind.
- Die untersuchten Fischarten lassen sich nach ihrer grundlegenden Verhaltensweise in zwei Gruppe gliedern. **Barbe, Aal und Bachforelle (i)** zeigten ein aus-

geprägt **strukturliebendes Verhalten**, während **Schneider und Äsche (ii)** gegenüber allen Modellstrukturen ein **ablehnendes Verhalten** aufwiesen.

- Entsprechend unterschiedlich verhielten sich beide Gruppen während der Annäherung zu und der Abwanderung an den Leitrechen. **Gruppe (i)** suchte erst die Nähe entweder zur Modellsohle oder den Modellwänden und verblieb nach Erreichen des **Rechens** quasi in **permanentem Kontakt** mit diesem. Insbesondere Barben zeigten dabei eine ausgeprägt investigative Natur. Dahingegen **vermied Gruppe (ii) jederzeit den Kontakt** zu den Modellstrukturen und dem Rechen. Sowohl Schneider als auch Äschen hielten zudem Abstand zu Modellstrukturen, um ihren Aktionsradius nicht einzuschränken.
- Als **Schlüsselstelle** im Hinblick auf das erfolgreiche Auffinden des Bypasses wurden die **Bereiche von Rechenfuss und Bypass-Einlauf** identifiziert. Selbst nach erfolgreicher Leitung der Versuchstiere entlang der Rechen kam es hier häufig zur **Abstiegsverzögerung oder sogar Flucht** in das Oberwasser. Dieses Verhalten wurde entweder auf eine abschreckende Wirkung der **starken Transversalströmungen** zum Rechen hin oder die mangelnde Attraktivität der **verlangsamten Bypass-Strömung** zurückgeführt.
- Trotz der stark differenzierten Verhaltensmuster wurden für die meisten getesteten Fischarten Rechenkonfigurationen identifiziert, die eine gute bis sehr gute FLE hervorriefen. Modifizierte **Bar Racks** mit Rechenwinkeln von  $\alpha = 15^\circ$  und  $30^\circ$  sowie Stabwinkeln von  $\beta = 45^\circ$  und einem lichten Stababstand von  $b = 5$  cm **ermöglichten die höchsten FLE für alle getesteten Arten**. Interessant ist in diesem Zusammenhang, dass die Vergrößerung des Rechenwinkels von  $\alpha = 15^\circ$  auf  $\alpha = 30^\circ$  keine Auswirkungen auf die FLE bewirkte, jedoch eine deutliche Abnahme der FLE in ähnlichen Untersuchungen bei einer Vergrößerung von  $\alpha = 15^\circ$  auf  $\alpha = 45^\circ$  auftrat (vgl. Abschnitt 2.4.1) Es lässt sich ableiten, dass eine Grenzschrägstellung für Leitrechen existiert. Da für den Bereich zwischen  $30^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ$  allerdings keine Untersuchungsergebnisse vorliegen, wird die Überschreitung von  $\alpha = 30^\circ$  nicht empfohlen.

Die FLE für diese *Bar Racks* ohne SL betragen nach Arten sortiert:

Barbe:	82.6% bis 100%
Schneider:	75% bis 100%
Äsche:	35%

Bachforelle: 78.3%

Aal: 72.7%

- Die **Modifikation der Bar Racks mit einer SL verbesserte bei den meisten Fischarten die FLE** und beschleunigte die Abwanderung. Die FLE betragen:

Barbe: 100%

Schneider: 76.2%

Äsche: 95.8%

Bachforelle: 85.2% bis 96.3%

Aal: 90.5% bis 94.7%

Der überaus positive Effekt der SL ist allerdings **nicht direkt auf Naturverhältnisse übertragbar**, da dort auch von der Abwanderung in höheren Gewässerhorizonten auszugehen ist.

- Die signifikante Abweichung der Ergebnisse bei **Äschen** ist nicht auf die Abnahme der Rechenpassagen zurückzuführen, die auch bei der Konfiguration ohne SL nicht beobachtet wurden. Vielmehr reagierten Äschen **besonders sensibel auf die Geschwindigkeitsreduktion im Bypass**. Diese wird durch eine SL lokal abgeschwächt und fördert somit den Bypass-Einstieg.
- Versuche mit einer **Kontroll-Konfiguration** ohne Neigung der Rechenstäbe ( $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 0^\circ$ ,  $b = 5 \text{ cm}$ ) wurden mit Barben und Schneidern durchgeführt, um den Einfluss der hydraulischen Signatur von Leitrechen zu gewichten. Das grundsätzlich unterschiedliche Verhaltensmuster beider Arten führte zu ebenso divergenten Versuchsergebnissen. Alle **Barben**, die sich entlang des Rechens dem Bypass näherten, **durchschwammen den Rechen** ohne massgebende Verzögerung. **Schneider hingegen** zeigten das gleiche Verhaltensmuster vor Kontroll- und Leitrechen. Die **FLE bleibt bei ihnen unverändert**.
- Die **hydraulische Signatur** der Leitrechen, also die Zunahme der Fließgeschwindigkeiten im Rechenkeil (Abschnitt 7.3) und die Ausbildung turbulenter Scherzonen (Abschnitte 6.5.2 und 6.5.3), **verursachte bei strukturliebenden Fischarten (Barbe, Aal, Bachforelle) in der Annäherung an den Rechen keine erkennbaren Meid- oder Fluchtreflexe**. Es sind anscheinend erst die hoch turbulenten Strömungsverhältnisse in direkter Nähe und zwischen den Rechenstäben, die die Tiere davon abhalten, den Rechen zu durchqueren.
- Demgegenüber reagierten die **strukturmeidenden Arten (Schneider, Äsche)** bereits in der Annäherung auf die Leitrechen **ausweichend oder mit Fluchtbe-**

**wegungen.** Dabei hielten sie einen variablen Mindestabstand zu allen Modellstrukturen ein, der bei Schneidern tendenziell grösser war als bei Äschen. Eine Korrelation mit lokalen Ausprägungen der oben genannten kennzeichnenden Signaturparameter Geschwindigkeit und Turbulenz nach Kapitel 6 war auch bei Schneidern und Äschen nicht ableitbar.

- **Alle Arten profitierten** jedoch von der leitenden Wirkung der **rechenparallelen Strömung**. Sie förderte sowohl das passive als auch aktive Auffinden des Bypasses. In der Regel führte erst der dortige Zusammenbruch der Leitströmung zu Abstiegsverzögerungen.
- Neben der weiterführenden Untersuchung anderer Leitrechenkonfigurationen stellt demnach die **Optimierung der Bypass-Einlaufbedingungen** die wichtigste zukünftige Arbeitsaufgabe dar.

## 8 Kraftwerksbetrieb mit Fischleitrechen

*Die Strömungsverhältnisse am Gesamtmodell eines typischen Mittellandflusskraftwerkes werden für den unverbauten Zustand und nach Einbau verschiedener Fischleitrechenkonfigurationen vorgestellt. Der Fokus der Untersuchung liegt dabei auf den Strömungszuständen in unmittelbarer Turbinenanströmung. Eingangs werden deshalb die relevanten Kriterien zur Einstufung der Anströmungsqualität erläutert. Nach einer Vorstellung des Versuchsablaufes wird zunächst der Originalzustand vorgestellt und beurteilt. Anschliessend werden die Auswirkungen von vier Rechenkonfigurationen auf den Kraftwerksbetrieb dargelegt und analysiert. Neben den Strömungszuständen wird das Verhalten bei Schwemmholaufkommen für jede Testkonfiguration diskutiert.*

### 8.1 Einleitung

Das folgende Kapitel behandelt die Auswirkungen des Einsatzes von Fischschutzrechen auf den Kraftwerksbetrieb typischer mitteleuropäischer Flusskraftwerke. Zu diesem Zweck wurden die horizontalen Strömungsfelder der grossräumigen Kraftwerksanströmung und die vertikale Verteilung der Anströmung in den Turbineneinläufen für vier Fischleitrechenvarianten und den unverbauten Zustand mittels ADV-Vermessung und Strömungsvisualisierung an einem physikalischen Massstabsmodell mit  $\lambda = 35$  analysiert. Ferner erfolgte die qualitative Untersuchung spezifischer Strömungsphänomene im Nahbereich der Bypass-Einläufe am Fuss der Rechen. Schliesslich wurde das Schwemmholtverhalten am Kraftwerk simuliert und überprüft, welche Auswirkungen unterschiedliche Betriebsregime auf die Transportprozesse haben. Die Versuche am Gesamtmodell ergänzen somit die vorgängig anhand des Detail- und ethohydraulischen Modells erarbeiteten Grundlagendaten und erweitern das Prozessverständnis auch im Hinblick auf die ingenieurmässige Umsetzung am Bauwerk. Die Fülle der möglichen Untersuchungsschwerpunkte erzwingt in diesem Zusammenhang eine Konzentration auf die folgenden Fragestellungen:

- (i) Ist die Übertragung der im Detailmodell erfassten Strömungsmuster auf die topografisch hochdifferenzierte Situation oberstrom eines Blockkraftwerkes möglich? In diesem Zusammenhang interessiert insbesondere, ob das Ausschnittmodell die Strömungsverhältnisse in einem möglichst grossen Bereich der Rechenanströmung repräsentativ wiedergibt und welche Schlüsselstellen bei der Planung zu beachten sind.
- (ii) In welchem Umfang werden die Turbinenanströmung und damit auch der Wirkungsgrad durch den direkt vorgelagerten Rechen beeinflusst? Die Beurteilung dieser

Fragestellung erfolgte anhand typischer, durch diverse Turbinenhersteller geforderte Kriterien zur Abflussverteilung in der vertikalen Querschnittsfläche im Bereich der Dammbalkennut des Kraftwerkseinlaufes.

(iii) Gibt es betriebliche Möglichkeiten zum Schwemmh Holzmanagement und in wie weit unterscheiden sie sich vom aktuellen Zustand? Zu diesem Zweck wurde für alle Konfigurationen die Hochwassersituation  $HQ_{100}$  simuliert und dabei zwischen zwei Betriebsfällen unterschieden: einerseits der Betrieb mit laufenden Turbinen und andererseits der Betrieb lediglich bei geöffneten Wehrfeldern.

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass das aktuelle Kapitel bewusst einen deskriptiven Charakter besitzt. Die Ergebnisse wurden im Sinne einer grundlegenden Machbarkeitsstudie am Anfang des Projektes, also den Detail- und ethohydraulischen Versuchen vorgelagert, im Rahmen einer Masterarbeit erarbeitet (Pahud 2013).

## 8.2 Kriterien für Strömungsbedingungen am Eintritt zu Rohrturbinen

Die Energiegewinnung mit Hydroturbinen an grossen Flusskraftwerken beruht auf der Umwandlung potentieller Lageenergie zwischen der Stauhaltung im Ober- und dem Unterwasser. Die Leistung  $P$  einer Turbine ist dabei durch die einfache Beziehung

$$P = Q \cdot h \cdot \eta \cdot \rho \cdot g \quad (8.1)$$

mit Wasserdurchfluss  $Q$ , Fallhöhe  $h$ , Wirkungsgrad  $\eta$ , Wasserdichte  $\rho$  und Erdbeschleunigung  $g$  bestimmt.

Der Einsatz von Fischleitrechen an bestehenden Anlagen kann zur Beeinflussung der Fallhöhe  $h$  durch erhöhte Rechenverluste und zudem zur Veränderung des Wirkungsgrades  $\eta$  einer Turbine führen. Beide Effekte sind aber im Zusammenhang mit der Rentabilität einer Anlage von zentraler Bedeutung und sollten deshalb vor der Umsetzung einer fischschutztechnischen Massnahme überprüft werden. Im hydraulischen Modell ist die Bestimmung des Fallhöhenverlustes im Vergleich zur unverbauten Ausgangssituation durch die Aufnahme der Wasserspiegellagen (WSL) vor den Turbineneinläufen für alle Konfigurationen eindeutig quantifizierbar. Die Beurteilung der Wirkungsgradbeeinflussung ist demgegenüber nicht durch direkte Messungen an den Modellturbinen möglich, da diese nicht mechanisch ähnlich modelliert wurden. Es werden in diesem Fall Kriterien zur Qualität der Zulaufströmung herangezogen, die durch eine Anzahl von Turbinenherstellern formuliert wurden. Bei Erfüllung dieser Kriterien, die

in Anforderungskatalogen zusammengestellt sind, werden Garantieverprechen für den Wirkungsgrad abgeben. Hintergrund dieses Vorgehens ist, dass die Eigenschaften des Geschwindigkeitsfeldes im Turbineneinlauf signifikanten Einfluss auf den Wirkungsgrad einer Turbine nehmen. Allerdings sind die geforderten Kriterien nicht durch alle Turbinenhersteller einheitlich formuliert. Vor dem allgemeinen Hintergrund der vorliegenden Untersuchung wurden deshalb nur die üblichsten Kriterien, namentlich die Beaufschlagung der Einlaufhälften und –quadranten und das Auftreten von lufteinziehenden Einlaufwirbeln oder Ablösungen, in die Betrachtungen einbezogen. Sie sind in Tabelle 8.1, die eine von Godde (1994) erstellte Übersicht aller Kriterien enthält, als **C**, **F**, **G** und **H** bezeichnet und hervorgehoben. Grundsätzlich beziehen sich die geforderten Grenzwerte auf die Ebene vor dem Leitapparat. Dort wird zur Gewährleistung einer gleichmässigen Laufradbeaufschlagung eine homogene Geschwindigkeitsverteilung über den gesamten Abflussquerschnitt verlangt. Abbildung 8.1 zeigt das Anforderungsdiagramm nach Fisher und Franke (1987) zum Verhältnis der lokalen und mittleren Fliessgeschwindigkeiten, das von den Turbinenherstellern TH 4 und VOITH gefordert wird.

Im Einzelnen sind die Anforderungskriterien **C** und **F** wie folgt definiert:

- Kriterium **C** (Quadrantenbeaufschlagung): Die maximale Abweichung der mittleren Fliessgeschwindigkeit in jedem Quadranten  $U_{r,Qm}$  von der mittleren Fliessgeschwindigkeit im gesamten Messquerschnitt  $U_{r,m}$  soll 10% nicht überschreiten.

$$\left| \frac{U_{r,Qm} - U_{r,m}}{U_{r,m}} \right| \cdot 100\% < 10\% \quad (8.2)$$

- Kriterium **F** (Einlaufhälftenbeaufschlagung): Die Beaufschlagung der rechten und der linken Einlaufhälfte  $Q_{EH}$  darf maximal 2.5% vom Gesamtdurchfluss im Messquerschnitt  $Q_{MQ}$  abweichen

$$47.5\% \cdot Q_{MQ} < Q_{EH} < 52.5\% \cdot Q_{MQ} \quad (8.3)$$

In der vorliegenden Untersuchung werden zur Beurteilung der Güte des der Turbine zu übergebenden Strömungsfeldes die Geschwindigkeitsverteilungen im Messquerschnitt P17 betrachtet (Abbildung 4.25).

Tabelle 8.1 Kriterien unterschiedlicher Turbinenhersteller (TH) an die Strömungsqualität nach Godde (1994) und Kriterien gemäss VOITH („Strömungsbedingungen als Voraussetzung für Garantien“)

Turbinenhersteller (TH) Kriterien	TH 1	TH 2	TH 3	TH 4	TH 5	TH 6	VOITH
<b>A</b> $(U_r - U_{r,mittel}) / U_{r,mittel}$	< 10%	< 5%	< 5%	Abb. 8.1	< 15% <sup>(1)</sup>	< 10%	Abb. 8.1
<b>B</b> Abweichung der lokalen Strömungsrichtung von der Hauptrichtung	< 5°	-	< 5° <sup>(2)</sup>	< 5° <sup>(2)</sup>	< 10°	< 5°	< 5° <sup>(2)</sup>
<b>C</b> Quadrantenbeaufschlagung im Verhältnis zum Gesamtdurchfluss	25 ± 5% <sup>(4)</sup>	-	-	25 ± 2.5% <sup>(5)</sup>	-	25 ± 5% <sup>(4)</sup>	-
<b>D</b> $Q_{Quadrant} / (0.25 Q_{mittel})$	-	< 5%	-	-	-	-	-
<b>E</b> $(U_{r,Quadrant} - U_{r,mittel}) / U_{r,mittel}$	-	-	-	-	-	-	< 10%
<b>F</b> Beaufschlagung von rechter und linker Einlaufhälfte im Verhältnis zum Gesamtdurchfluss	-	-	50% ± 2.5%	-	-	-	-
<b>G</b> keine Ablösungen	x	-	x	x	-	-	x
<b>H</b> keine lufteinziehenden Wirbel	x	-	x <sup>(3)</sup>	x	-	x	x
<b>I</b> keine in den Einlauf hineinreichenden Wirbel	-	x	-	-	-	-	x

(1) ohne Einbeziehung der Grenzschicht  
(2) darf nicht zu einer Strömungsrotation führen  
(3) kurzzeitige nichtlufteinziehende Wirbel erlaubt  
(4) entspricht  $(U_{r,Quadrant} - U_{r,mittel}) / U_{r,mittel} < 20\%$   
(5) entspricht  $(U_{r,Quadrant} - U_{r,mittel}) / U_{r,mittel} < 10\%$   
x vom Turbinenhersteller gefordert  
- nicht in den Anforderungskatalog des Turbinenherstellers aufgenommen

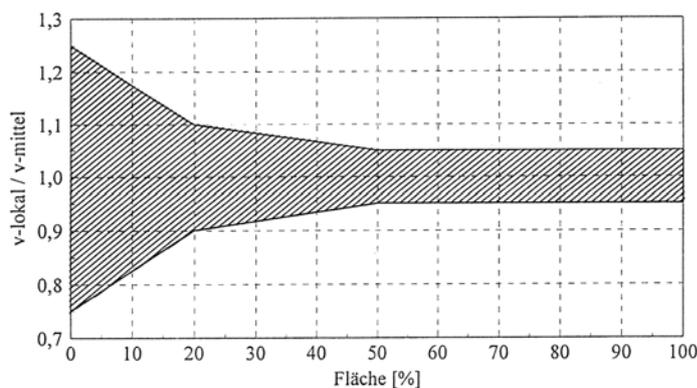


Abbildung 8.1 Anforderungsprofil nach Fisher und Franke (1987)

Die nicht näher quantifizierten Kriterien **G** und **H** werden in der vorliegenden Untersuchung anhand visueller Inspektion und auf Grundlage der Strömungsvisualisierung nach Abschnitt 4.3.3 besprochen.

### 8.3 Methodologie

Eine Übersicht der untersuchten Lastfälle ist in Tabelle 4.14 gegeben. Die Details der Versuchsdurchführung werden anschliessend vorgestellt.

#### 8.3.1 Kraftwerks- und Turbinenanströmung

Die Bestimmung der Kraftwerks- und Turbinenanströmung erfolgte für alle Konfigurationen unter stationärem Betrieb bei Ausbaudurchfluss  $Q_A = 475 \text{ m}^3/\text{s}$ . Ohne installierten Rechen wurde zusätzlich nur das natürliche Umgehungsgerinne mit  $Q_{UG} = 2 \text{ m}^3/\text{s}$  dotiert. Bei Versuchsvarianten mit installiertem Rechen wurde das Umgehungsgerinne analog beaufschlagt und die Gesamtdotiermenge im Bypass am Krafthaustrennpfeiler entsprach mit  $Q_{Bypass} = 9.5 \text{ m}^3/\text{s}$  2% der Ausbauwassermenge. Dabei floss in beiden Bypass-Einläufen jeweils ca. die Hälfte des Gesamtabflusses, also  $4.75 \text{ m}^3/\text{s}$ , ab.

Zur Analyse der WSL erfolgte in einem ersten Schritt deren Bestimmung im unverbauten Zustand. Als Referenz-WSL wurde der Pegel 397.2 m ü. M. direkt vor dem Krafthaus festgelegt und die damit korrespondierende WSL am Pegel 1 im Oberwasser (vgl. Abbildung 4.20) aufgenommen. Dieser Pegel diente wiederum als Referenzpegel für die Versuche mit Fischleitrechen. Nach deren Einbau erfolgte jeweils eine Anpassung der Überfallpositionen am Kraftwerksauslauf, sodass die WSL am Pegel 1 der unverbauten Situation und damit dem Konzessionspegel entspricht. Dieses Vorgehen beruht auf der Annahme, dass der Konzessionspegel auch im Nachgang einer Fischleitrecheninstallation gehalten werden muss.

#### 8.3.2 Schwemmholzuntersuchungen

Auch die Untersuchung der Schwemmholzproblematik fand bei stationärem Betrieb, nun aber bei einem 100jährigen Hochwasserfall mit  $HQ_{100} = 1140 \text{ m}^3/\text{s}$  statt. Auf das Nachfahren einer Ganglinie wurde verzichtet, da sie modelltechnisch nicht umsetzbar und zudem nur der Endzustand der Verklausung von Interesse war. Als Referenz-WSL diente in diesem Fall der maximal zulässige Pegel von 398.4 m ü. m. an der Pegelmessstelle P 1 im Modell. Die Zugabe des Schwemmholzes erfolgte auf der orografisch

linken Gerinnehälfte auf Höhe des Messprofils P 2 kontinuierlich über einen Zeitraum von 30 min. Dies bedeutet, dass im Prototyp die gesamte Schwemmhholzfracht innerhalb von knapp 3 h anfallen würde. So wurden im Hinblick auf die Krafthaus- und Rechenverlegung potentiell ungünstige Ausgangsbedingungen geschaffen.

Die Aufteilung des Gesamtabflusses in der Aare erfolgte abhängig vom Betriebsregime unterschiedlich. Im Betriebsfall mit Turbinenbetrieb flossen  $475 \text{ m}^3/\text{s}$  durch das Krafthaus und  $660 \text{ m}^3/\text{s}$  gleichermassen verteilt durch die Wehrverschlüsse ab. Bei abgeschalteten Turbinen betrug der Wehrabfluss entsprechend  $1135 \text{ m}^3/\text{s}$ . Auf eine Dotierung des Fischabstiegs-Bypasses wurde in beiden Fällen verzichtet. Im Umgehungsgerinne hingegen flossen aufgrund der erhöhten WSL nunmehr  $5 \text{ m}^3/\text{s}$  ab.

#### **8.4 Kraftwerks- und Leitrechenanströmung**

Die Planung des physikalischen Modells erfolgte unter aussergewöhnlichen Rahmenbedingungen. Wie in Abschnitt 4.3 erläutert, handelt es sich um eine Nachbildung des KW Ruppoldingen, allerdings unter der Prämisse, möglichst allgemein gültige hydromorphologische Voraussetzungen zu schaffen. Aus diesem Grund wurde die Gerinnegeometrie oberstrom des Kraftwerks vereinfacht. Der Flusslauf wurde nicht wie im Prototyp in einer Rechtskurve geführt, sondern geradlinig nachempfunden. Demgegenüber wurde die Gerinnemorphologie oberstrom vom Kraftwerk nur geringfügig angepasst und dessen bauliche Ausbildung selbst vollständig geometrisch ähnlich modelliert. Dies führt bereits im unverbauten Zustand zu Abweichungen des Strömungszustandes im Vergleich zum Prototyp. Vor diesem Hintergrund werden folgend zuerst die grossräumigen Abflussverhältnisse im gesamten Modellbereich dargestellt und analysiert, um im Anschluss die Randbedingungen der Leitrechenuntersuchungen zu definieren und auch dort die Abflussverhältnisse auszuwerten.

Im Rahmen der Ergebnisanalyse werden das im Abschnitt 4.3.5 vorgestellte Modellkoordinatensystem und die in Abbildung 8.2 aufgezeigte Definition der positiven Bewegungsgrössen verwendet. Positive  $U$ -Komponenten kennzeichnen eine longitudinale Bewegung mit der Hauptströmung in Richtung Sperrstelle. Eine transversale Bewegung ist dann positiv definiert, wenn sie orographisch linksfliessend orientiert ist. Sämtliche Ergebnisgrössen werden in Prototypmassen angegeben.

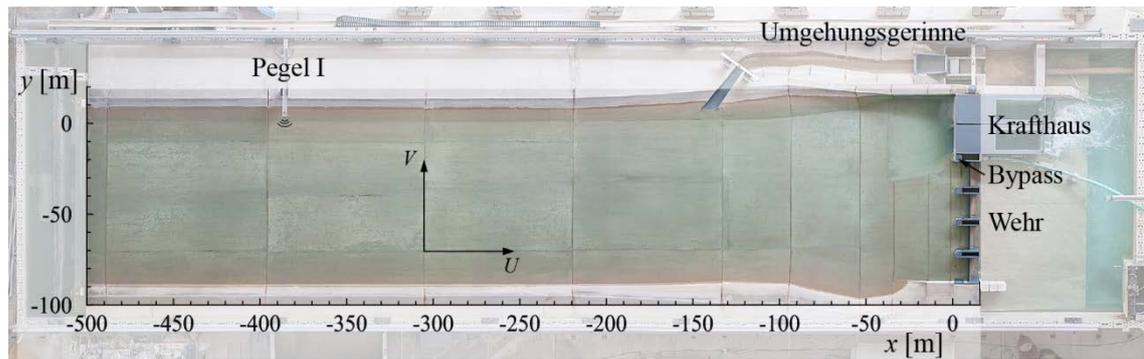


Abbildung 8.2 Koordinatensystem und Definition der positiven Bewegungsgrößen

#### 8.4.1 Unverbauter Zustand

Abbildung 8.3 zeigt das Modell in der Gesamtsituation beim Ausbaudurchfluss von  $Q_A = 475 \text{ m}^3/\text{s}$  mit (a) der Darstellung der longitudinalen Geschwindigkeitskomponente  $U$  und (b) der transversalen Komponente  $V$  als Konturplot. Beide Darstellungen zeigen ferner an jedem Messpunkt den Geschwindigkeitsvektor der Resultierenden  $U_r$ . Sämtliche Resultate in dieser und den Folgeabbildungen des aktuellen Abschnittes sind das Ergebnis von Messungen auf Höhe der Kote 394.2 m ü. M. Bei einer mittleren Sohlenlage von 391 m ü. M. und einer mittleren WSL von 397.2 m ü. M. entspricht dies dem mittleren Bereich des Abflusshorizontes, der als Referenzposition gewählt wurde.

Die Geschwindigkeitsverteilung in der Nähe des Modelleinlaufes bei  $x = -500 \text{ m}$  weist trotz dessen Optimierung mit strömungsgleichrichtenden und -homogenisierenden Einbauten eine ungleichmässige Verteilung auf. Insbesondere in longitudinaler Richtung sind Einlaufjets zu beobachten. Im folgenden Verlauf werden diese heterogenen Abflussmuster zügig abgebaut. 300 m oberstrom des Kraftwerkes existiert im Modell bereits ein weitgehend homogen über den Strömungsquerschnitt verteiltes Abflussbild mit  $U \approx 0.8 \text{ m/s}$  und  $V \approx 0 \text{ m/s}$ . Die Geschwindigkeitsvektoren sind entsprechend gerin- neparallel ausgerichtet und folgen der idealisierten, geraden Flusslaufführung. Ca. 170 m vor der Sperrstelle erfolgt ein allmähliches Eindrehen der Strömung in Richtung Krafthaus. Abbildung 8.3 (b) lässt hier bereits transversale Geschwindigkeitskomponenten bis  $V = 0.2 \text{ m/s}$  erkennen.

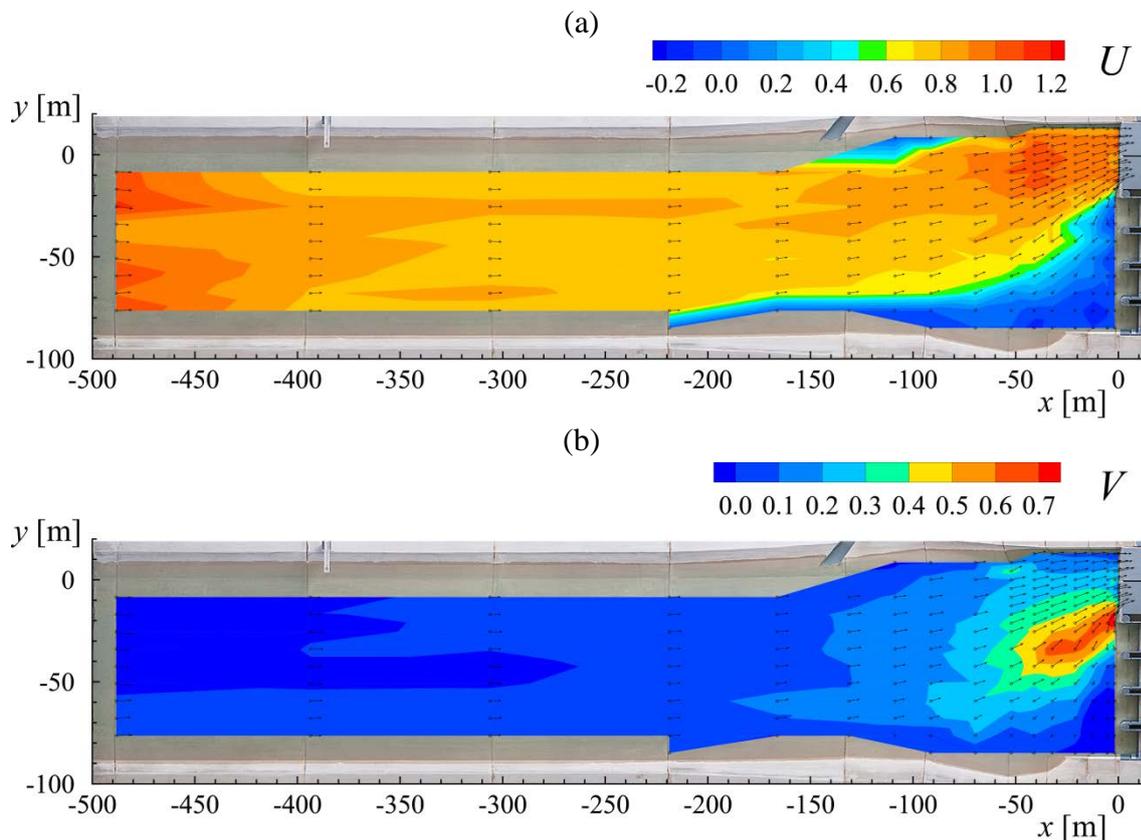


Abbildung 8.3 Grossräumige Kraftwerksanströmung (a) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$ , (b) Transversalgeschwindigkeit  $V$  mit Darstellung der Resultierenden  $U_r$  als Vektorpfeile

Die Intensität der Strömungsumlenkung nimmt mit der Annäherung zum Krafthaus stetig zu. Sie ist besonders im Bereich des Trennpfeilers zwischen Kraftwerk und Wehr stark ausgeprägt und das Resultat der lokalen Einengung des Abflussquerschnittes an den Turbineneinläufen. Dieses Strömungsbild ist charakteristisch und so fällt in der Regel der Optimierung der Trennpfeilerumströmung bei hydraulischen Versuchen an Kraftwerkseinlässen besondere Bedeutung zu. Die Strömungskonzentration am Krafthaus führt ferner zu einer generellen Erhöhung der Fließgeschwindigkeiten in diesem Bereich auf mittlere Werte zwischen 1.0 bis 1.2 m/s. Vor den verschlossenen Wehrororganen werden in Übereinstimmung damit deutlich geringere Strömungsgeschwindigkeiten und Rückströmungszonen beobachtet (vgl. Abbildung 8.4). Der dort befindliche Wasserkörper trägt nicht aktiv zum Abfluss bei. Er kann vielmehr als Ruhezone bezeichnet werden, die durch die benachbarte Kraftwerksströmung in eine langsame Rotationsbewegung versetzt wird.

Die vorgängige Analyse zeigt, dass sich ca. 300 m oberstrom des Kraftwerkes die gewünschten, homogenen Strömungsverhältnisse einstellen. Im Rahmen von Vergleichsmessungen bei eingebauten Leitrechen war diese Referenzsituation reproduzier-

bar, das heisst, der Abflusszustand im Gerinne weit oberstrom des Kraftwerkes erwies sich als nicht signifikant beeinflusst von der jeweiligen Testkonfiguration. Vor diesem Hintergrund werden alle Folgebetrachtungen auf den Gerinneabschnitt unmittelbar oberstrom der Sperrstelle eingegrenzt. Dieser erstreckt sich über die gesamte Abflussbreite und schliesst als oberstromige Begrenzung den Auslauf zum natürlichen Umgebungsgerinne ein ( $0 \text{ m} \geq x \geq -150 \text{ m}$ ).

Diverse Freilanduntersuchungen zeigten, dass die fischleitende Wirkung von Leitrechen entscheidend von den Anströmungsverhältnissen beeinflusst ist. Die Geschwindigkeitsverteilung sollte homogen sein und entsprechend möglichst wenige Bereiche mit lokalen Spitzen aufweisen. Ferner ist darauf zu achten, dass der Leitrechen unter stets gleichem Winkel angeströmt wird (Harza Engineering Company und RMC Environmental Services Inc. 1992; Scruton *et al.* 2002; Scruton *et al.* 2003; Scruton *et al.* 2007). Vor diesem Hintergrund wird für die Ausgangssituation im unverbauten Zustand zusätzlich mittels Visualisierung durch Konfettiteilchen die Oberflächenströmung vor dem Krafthaus analysiert (Abbildung 8.4). Es werden vier ausgeprägte Bereiche I-IV ausgemacht. In Übereinstimmung mit den Geschwindigkeitsmessungen auf mittlerer Höhe des Abflusshorizontes folgt die Strömung auf der linken Uferseite (I), also in Verlängerung der Krafthausachse, weitgehend gerinneparallel. Ebenso kann das Eindrehen des Abflusses von der rechten Uferseite zu den Turbineneinlässen nachvollzogen werden (II). Im Bereich der Einlauframpe erreicht die Zulaufströmung den Krafthausstrennpfeiler bereits unter einem Winkel von ca.  $45^\circ$  und wird auf Höhe des ersten Wehrverschlusses teilweise in die Ruhezone (III) abgelenkt. Zusätzlich wird anhand der Ausbildung einer stehenden Welle und der Ansammlung ruhender Konfettiteilchen im Bereich (IV) das Abtauchen der Strömung zu den Turbineneinläufen ersichtlich. Es bildet sich ein der Krafthausströmung überlagertes, stehendes Wasserpolster aus, welches insbesondere im Hinblick auf die Leitung oberflächennah abwandernder Fische relevant sein kann.

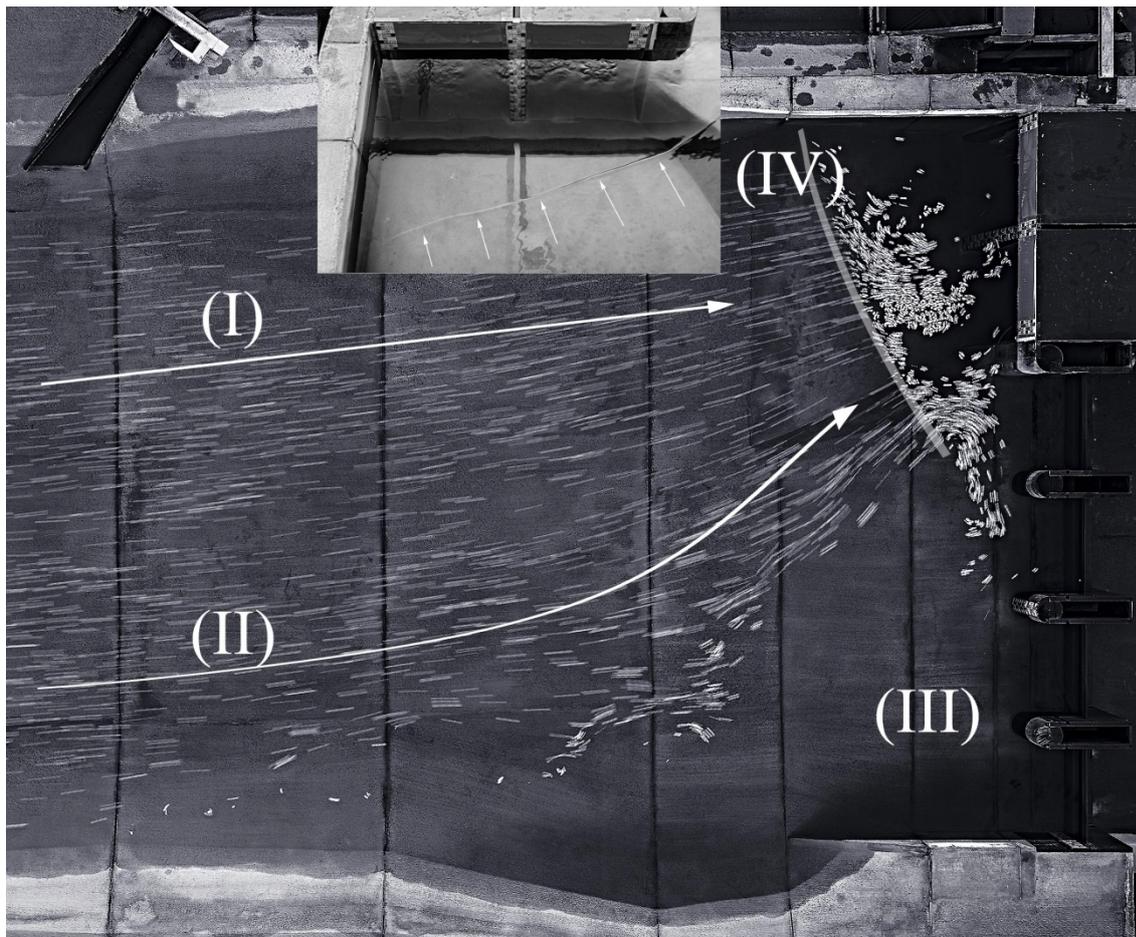


Abbildung 8.4 Visualisierung der Oberflächenströmung mittels Konfettiteilchen: (I) geradliniger Strömungsverlauf auf der linken Gewässerseite, (II) Eindrehen der Strömung von der rechten Gewässerseite zum Krafthaus, (III) Totwasser- und Rezirkulationszone vor den Wehrverschlüssen, (IV) Abtauchen der Strömung an der Einlauframpe zum Krafthaus

Generell stellen die stark heterogenen Abflussverhältnisse im Zulauf des Kraftwerkes also hohe Anforderungen an eine günstige Positionierung von Leitrechensystemen. Als Schlüsselstelle lässt sich die Trennpfeilerumströmung identifizieren, da hier deutlich erhöhte Fließgeschwindigkeiten auftreten. Dies betrifft gleichzeitig den Bereich der Bypass-Einläufe und nimmt damit potenziell starken Einfluss auf die Gesamteffizienz eines Leitrechensystems.

#### 8.4.2 Leitrechen in *Louver*-Konfiguration

Die Abbildungen 8.5 und 8.6 stellen die Zulaufsituation oberstrom der Sperrstelle bei Anordnung von Leitrechensystemen der *Louver*-Konfiguration mit den Rechenwinkeln  $30^\circ$  und  $15^\circ$  dar. Es werden jeweils die über den Versuchszeitraum zeitlich gemittelten Bewegungsgrößen in longitudinaler und transversaler Richtung  $U$  und  $V$  als Konturplot und die Resultierende  $U_r$  als Vektorpfeil gezeigt.

Unabhängig vom Rechenwinkel weist der Abfluss bis ca. 150 m oberhalb des Kraftwerkes in Übereinstimmung mit der unverbauten Situation eine weitgehend homogene Verteilung über den Gerinnequerschnitt auf. Im weiteren Verlauf kommt es ebenfalls analog zum grossräumigen Eindrehen der Strömung hin zum orographisch linksseitig gelegenen Krafthaus und zur Ausbildung einer Ruhewasserzone mit langsamen Rotationszonen vor dem Wehrfeld.

Im weiteren Verlauf wird eine ähnliche Beeinflussung der Kraftwerksanströmung durch beide Rechenkonfigurationen ersichtlich, die zudem in guter Übereinstimmung mit den sowohl im Detail- als auch ethohydraulischen Modell beobachteten Strömungsphänomenen steht. Die höchsten Fliessgeschwindigkeiten in longitudinaler Richtung  $U$  treten nun nicht mehr mittig im Bereich der Einlauframpe, sondern oberstrom des unteren Rechendrittels auf. Sie sind hier mit Werten zwischen 1.4 bis 1.6 m/s auf ca. die doppelte mittlere Fliessgeschwindigkeit im Gerinnezulauf erhöht. Dies entspricht einer Unterschreitung der im Detailmodell ermittelten Werte um ein Drittel. Es ist allerdings in diesem Zusammenhang zu bedenken, dass die Messung mit ADV-Sonden im Gesamtmodell keine rechennahe Analyse erlaubt. So beträgt der Mindestabstand der Messpunkte zum Rechen im Modell ca. 3.5 cm und somit im Prototyp über 1.2 m. Es ist davon auszugehen, dass die effektiven Fliessgeschwindigkeiten in unmittelbarer Rechennähe zumindest lokal den erfassten Zustand überschreiten. Im Hinblick auf die transversale Komponente  $V$  des Abflusses sind signifikante Abweichungen im Vergleich zu den in den Ausschnittmodellen erfassten Zuständen zu beobachten. Während jeweils in den oberen zwei Dritteln der Rechenkonstruktionen eine zur Gerinneachse rechtsfliessende Strömungsbewegung erfolgt, also die als „sweeping flow“ bezeichnete, rechenparallele Leitströmung deutlich ausgeprägt ist, kommt es in den unteren Rechendritteln zu einer zügigen Umkehr der Orientierung von  $V$ . Am Kraftwerkstrennpfeiler werden schliesslich Transversalgeschwindigkeiten von bis zu 2 m/s gemessen. Zeitgleich nimmt  $U$  mit der Annäherung an das Rechenende kontinuierlich ab, sodass in diesem Bereich die Geschwindigkeitsvektoren nahezu senkrecht zur Hauptströmungsrichtung und somit auch parallel zu den Rechenstäben orientiert sind. Besonders ausgeprägt ist dieser Effekt bei der *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$ . In beiden Fällen ist die im Hinblick auf die fischleitende und –schützende Wirkung als negativ einzustufende Strömungsentwicklung am Rechenfuss auf eine Überlagerung der dort typischen Abflusskonzentration mit dem grossräumigen Eindrehen der Strömung zum Krafthaus im gleichen Richtungssinn zurückzuführen. Es stellt sich in diesem Zusammenhang unmit-

telbar eine wichtige Folgefrage. Welche Auswirkungen hat die beschriebene Abflusssituation auf die Anströmung und folglich die Auffindbarkeit der im Krafthaustrennpfeiler angeordneten Bypass-Einläufe? Aufgrund der bereits erwähnten Limite der eingesetzten ADV-Messtechnik wird diese Problematik mittels strömungsvisualisierender Methoden im Abschnitt 8.6 behandelt.

Unterstrom des Rechens ist bei beiden Leitrechen eine für *Louver*-Konfigurationen typische, überhöhte Umlenkung der Strömung über die Stabausrichtung von  $90^\circ$  hinaus erkennbar (vgl. Abschnitt 6.5). Sie manifestiert sich durch negative  $U$ -Werte und ist anhand der Ausrichtung der Geschwindigkeitsvektoren entgegen der Hauptströmungsrichtung ersichtlich. Als unmittelbare Folge der Strömungsumlenkung zwischen den Rechenstäben sind die Transversalkomponenten  $V$  des Abflusses entsprechend in gleichem Masse erhöht. Dies führt dazu, dass eine Reorientierung der Strömung in Richtung des Kraftwerkseinlaufes nicht im direkten Nachlauf der Rechen erfolgen kann. Vielmehr kommt es im oberen Teil der Rechen erst zu einer Umlenkung des Wasserkörpers am linksseitigen Ufer. Auch in unmittelbarer Nähe der Turbineneinläufe ist die Strömungsergebnisse noch bis zur Mitte des Krafthauseinlaufes von  $V$  dominiert. Grund dafür ist der den Rechenfuss verlassende, senkrecht zur Turbineneinlaufebene ausgerichtete Abflussstrahl mit transversalen Geschwindigkeitswerten von bis zu 2 m/s. Er behindert insbesondere den Zufluss zur rechten Turbine am Rechenfuss. In ihrem rechten Eckbereich werden zudem negative  $U$ -Werte gemessen, die auf eine Rückströmungszone schliessen lassen. Die Ergebnisse detaillierter Geschwindigkeitsmessungen in den Turbineneinlaufquerschnitten werden im Abschnitt 8.5 analysiert.

Die oben analysierten Messgrößen  $U$  und  $V$  beschreiben die Strömungsverteilung in der horizontalen Abflussebene. Abbildung 8.4 wies allerdings im Rückschluss zur Ausbildung einer stehenden Welle vor dem Kraftwerkseinlauf das Abtauchen der Strömung in vertikaler Richtung nach. Es ist zu erwarten, dass auch diese Strömungsstruktur massgebend vom Einbau der Leitrechen beeinflusst ist und es zu einer Veränderung der Geschwindigkeitsverteilung über den Abflusshorizont kommt. Auch hier wird für eine quantitative Darstellung der Verhältnisse auf den Abschnitt 8.5 verwiesen. Beispielhaft zeigt bereits die in Abbildung 8.7 dargestellte Situation des Kraftwerkseinlaufes mit  $30^\circ$ -*Louver*-Konfiguration bei Farbzugabe auf, dass es unterstrom des Rechens zu einer starken Vermischung der Stromfäden kommt. Ferner kennzeichnen die diffusen Lichtreflexionen an der Wasseroberfläche turbulente Abflussverhältnisse mit signifikanter

Wellenbildung. Die Ausbildung einer stehenden Welle im Bereich der Einlauframpe wird nicht mehr beobachtet.

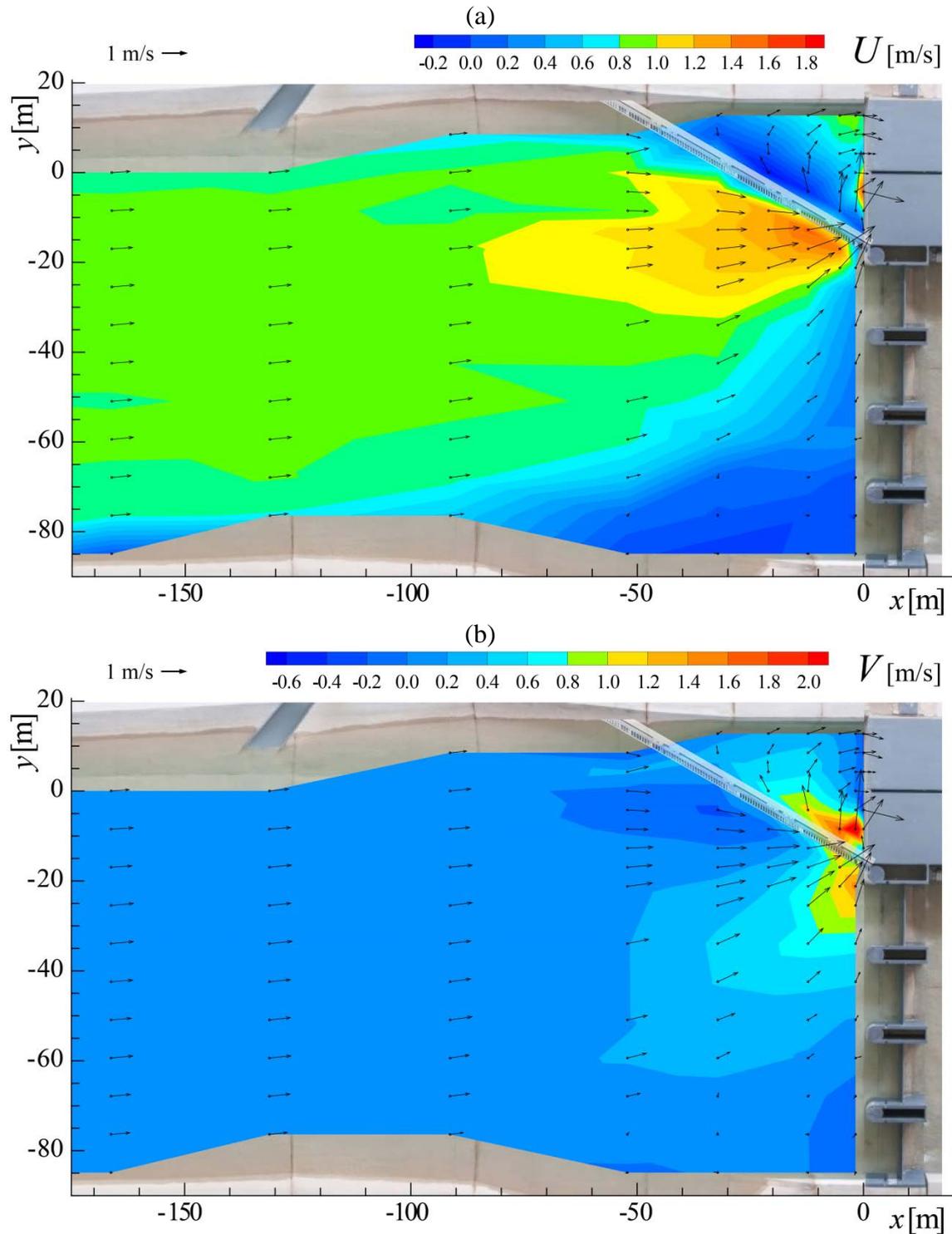


Abbildung 8.5 Grossräumige Kraftwerksanströmung des Leitreechens mit  $\alpha = 30^\circ$  und  $\beta = 90^\circ$ , (a) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$ , (b) Transversalgeschwindigkeit  $V$  mit Darstellung der Resultierenden  $U_r$  als Vektorpfeile

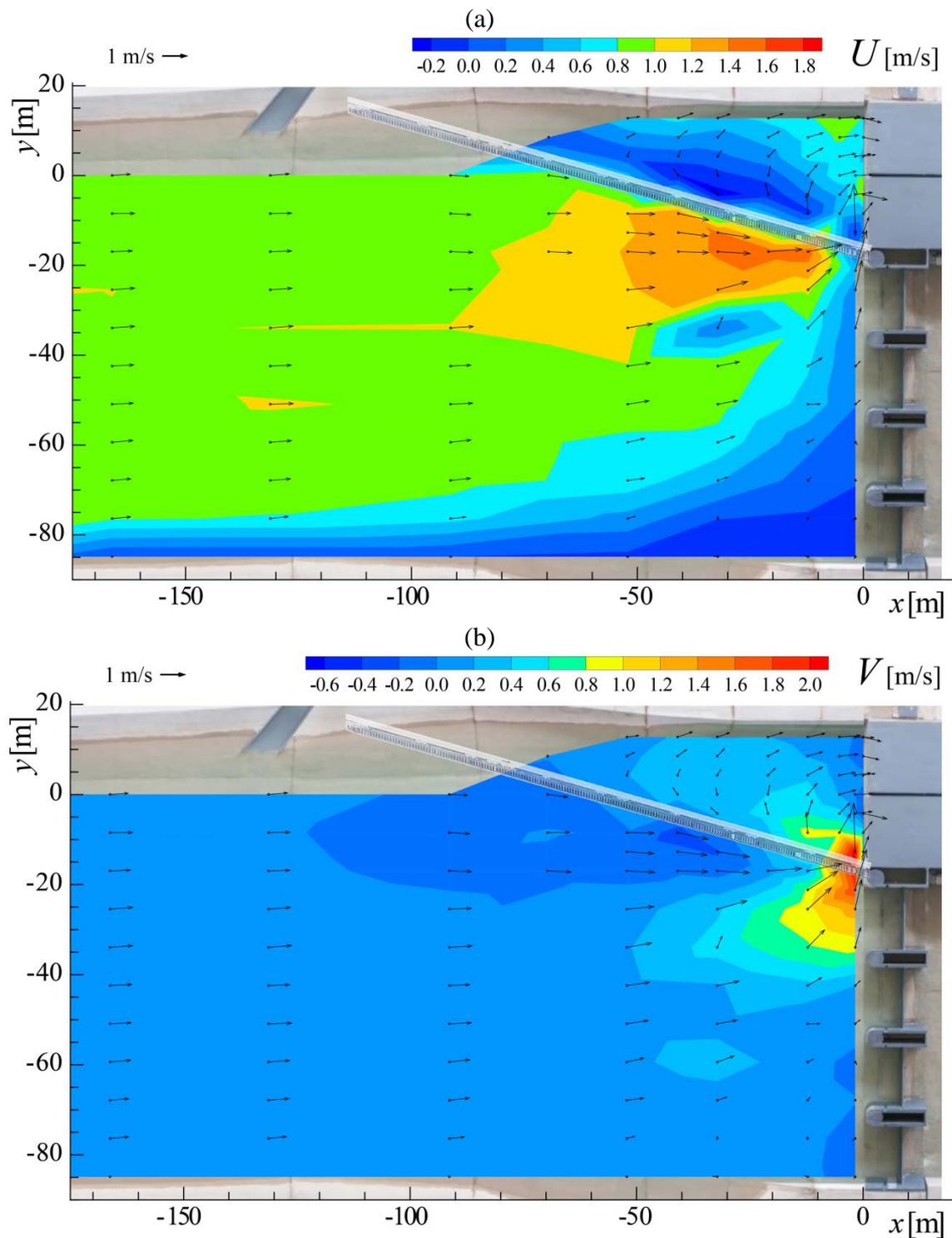


Abbildung 8.6 Grossräumige Kraftwerksanströmung des Leitreehen mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $\beta = 90^\circ$ , (a) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$ , (b) Transversalgeschwindigkeit  $V$  mit Darstellung der Resultierenden  $U_r$  als Vektorpfeile



Abbildung 8.7 Visualisierung der sohlennahen Strömung mittels Farbzugabe, *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$

### 8.4.3 Leitrechen in *Bar Rack*-Konfiguration

In den Abbildungen 8.8 und 8.9 ist die Zulaufsituation oberstrom der Sperrstelle analog zum vorhergehenden Abschnitt mit modifizierten *Bar Rack*-Konfigurationen für die Rechenwinkel  $\alpha = 30^\circ$  und  $15^\circ$  dargestellt.

Die Strömungsverhältnisse werden durch die Verringerung des Rechenstabwinkels auf  $\beta = 45^\circ$  sowohl ober- als auch unterstrom des Leitrechens signifikant beeinflusst. Sie sind grundsätzlich, wie bereits in den vorangegangenen Modellversuchen festgestellt, mit denen der *Louver*-Konfiguration vergleichbar. Generell kommt es aber zu einer Abflachung der Geschwindigkeitsgradienten und –spitzen insbesondere an Schlüsselstellen wie dem Rechenfuss und im Turbineneinlaufquerschnitt. Der Abfluss erfolgt entsprechend über die gesamte Rechenlänge gleichmässiger verteilt.  $U$  erreicht in der Anströmung Maximalwerte von 1.0 bis 1.2 m/s und kann mit einer Zunahme von ca. 50% gegenüber der mittleren Gerinnegeschwindigkeit als nur moderat erhöht eingestuft werden. Ein Vergleich mit dem im Detailmodell festgestellten Verhältnis von  $U/U_o = 1.6$  zeigt erneut eine gute Übereinstimmung zwischen beiden Versuchskonfigurationen trotz stark variierender geometrischer Skalierung (vgl. Abschnitt 6.5.3).

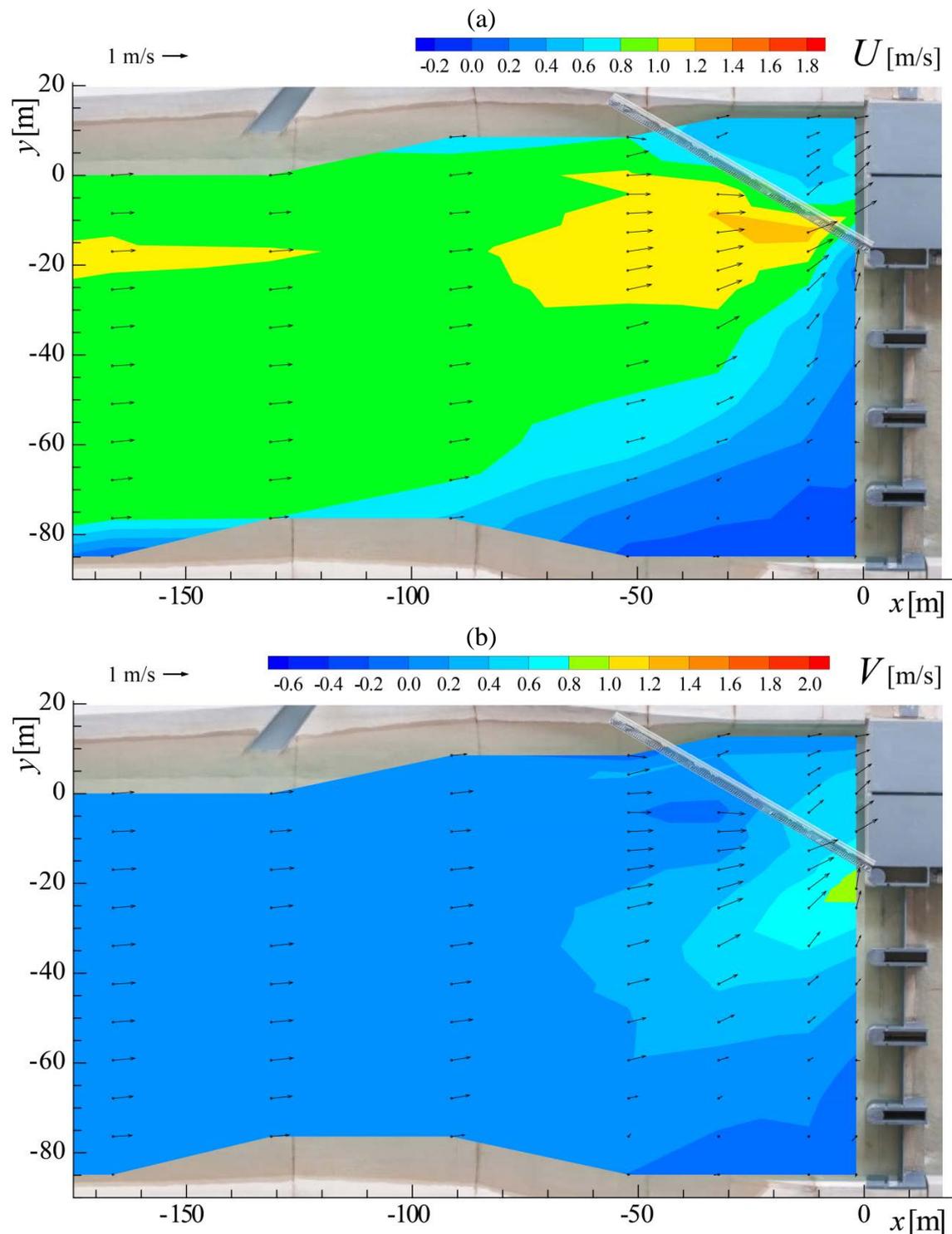


Abbildung 8.8 Grossräumige Kraftwerksanströmung des Leitreehens mit  $\alpha = 30^\circ$  und  $\beta = 45^\circ$ , (a) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$ , (b) Transversalgeschwindigkeit  $V$  mit Darstellung der Resultierenden  $U_r$  als Vektorpfeile

Gleichermassen auffällig ist die Abnahme der transversalen Geschwindigkeitsgradienten in der Nähe des Kraftwerkstrennpfeilers. Hier werden Höchstwerte von  $V \approx 0.8$  m/s ermittelt. Dies entspricht einer Reduktion der Geschwindigkeitsspitzen um 100% im Vergleich zur *Louver*-Konfiguration.

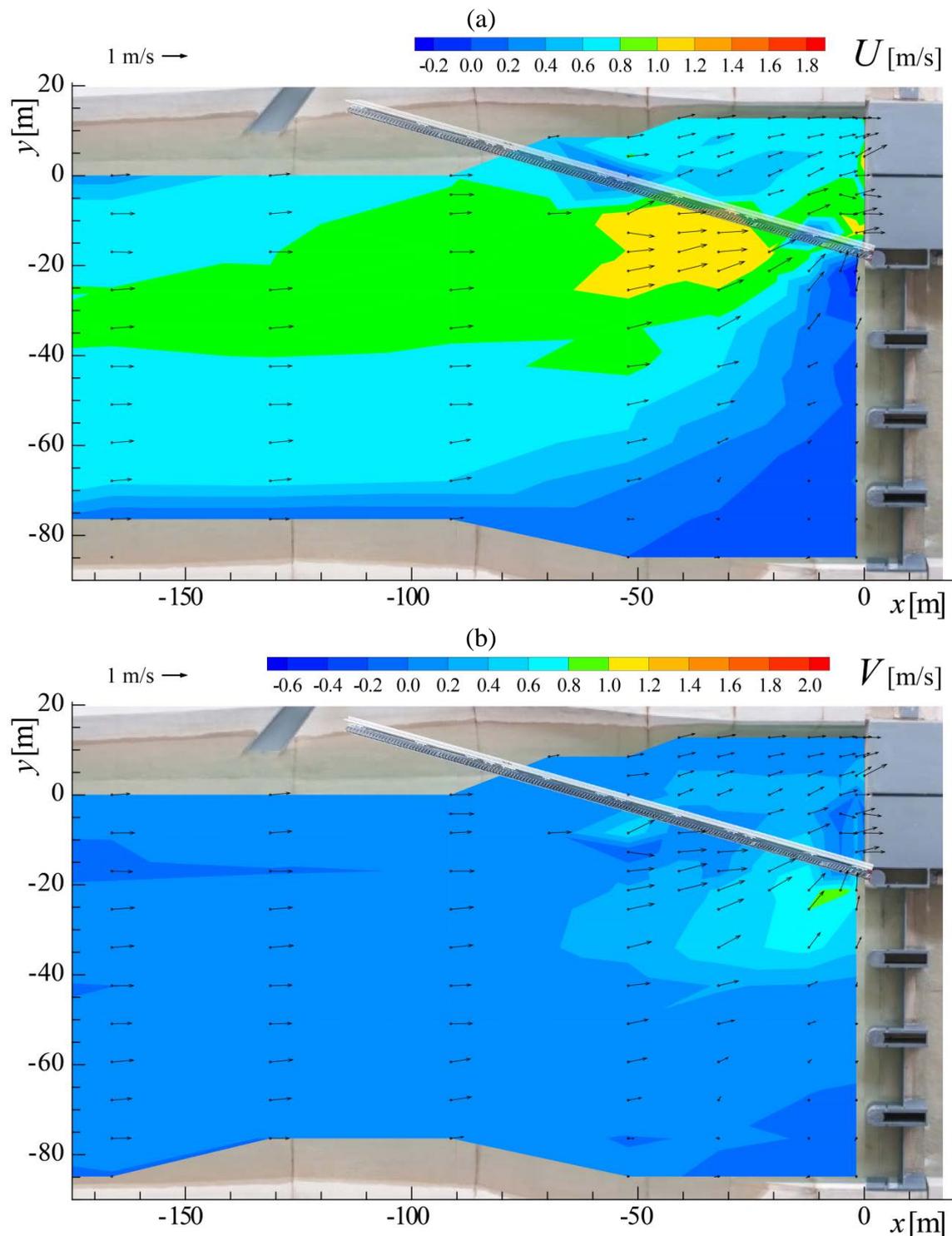


Abbildung 8.9 Grossräumige Kraftwerksanströmung des Leitrechens mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $\beta = 45^\circ$ , (a) Longitudinalgeschwindigkeit  $U$ , (b) Transversalgeschwindigkeit  $V$  mit Darstellung der Resultierenden  $U_r$  als Vektorpfeile

Mit der homogenen Abflussverteilung geht allerdings auch eine deutlich reduzierte Ausbildung der rechenparallelen Leitströmung einher. Im Mittel sind die Geschwindigkeitsvektoren in der Rechenzuströmung parallel zur Gerinneachse ausgerichtet. Wie die Versuche am ethohydraulischen Modell allerdings nachwiesen, ist die Leitwirkung eher

von einer homogenen Geschwindigkeitsverteilung mit gemässigten Gradienten positiv beeinflusst als durch eine ausgeprägte Leitströmung.

## 8.5 Turbinenanströmung und Fallhöhenverluste

Die Leistung einer Rohrturbine ist massgebend durch die Fallhöhe  $h$  und den Turbinenwirkungsgrad  $\eta$  beeinflusst (Abschnitt 8.2). Beide Kriterien werden anhand einer vergleichenden Betrachtung zwischen unverbautem Ausgangszustand und den Verhältnissen nach Einbau der verschiedenen Leitrechenkonfigurationen beurteilt. Es wird dabei von einem gleichbleibenden Unterwasserspiegel ausgegangen, sodass zur Beurteilung von  $h$  nur die Differenz der WSL vor dem Kraftwerkseinlauf herangezogen wird. Im Hinblick auf die Beeinflussung von  $\eta$  können nur indirekte Abschätzungen aus der Geschwindigkeitsverteilung im Turbineneinlauf abgeleitet werden. Je heterogener die Strömungsverteilung in der Turbinenzuströmung ausfällt, umso geringer ist  $\eta$  anzunehmen. Eine konkrete Quantifizierung der Wirkungsgradänderung ist nicht möglich. Hier sei darauf hingewiesen, dass im Gegensatz zu dem durch die Turbinenhersteller festgelegten Vorgehen nicht die Geschwindigkeitsfelder im Abflussquerschnitt unmittelbar vor dem Leitapparat sondern in der Rechenebene des Kraftwerkseinlaufes bestimmt wurden. Es wurden deshalb eher konservative Werte ermittelt, da aufgrund der Einengung des Fliessweges im Turbinenzulauf zwischen der Rechenebene und dem Leitapparat von einer Komprimierung der Stromfäden und damit auch von einer Homogenisierung des Abflusses bis zum Erreichen der Turbine ausgegangen werden kann.

### 8.5.1 Einlaufhälftenbeaufschlagung

Abbildung 8.10 zeigt die Verteilungen der mittleren, resultierenden Fliessgeschwindigkeiten  $U_r$  in beiden Krafthauseinläufen als Konturplot. Ferner sind die daraus abgeleiteten Einlaufhälftenbeaufschlagungen in Prozent und die im Messquerschnitt P17 gemessenen, korrespondierenden WSL dargestellt.

Laut Kriterium **F** ist eine Abweichung der Einlaufhälftenbeaufschlagung vom Gesamtdurchfluss von max. 2.5% zulässig. Bereits im unverbauten Ausgangszustand wird dieser Grenzwert mit 3.6% im linken und 4.7% im rechten Turbineneinlauf leicht überschritten (Abbildung 8.10a). In beiden Einläufen konzentriert sich der Abfluss auf der rechten Seite und es ist ferner eine Tendenz zur Geschwindigkeitszunahme über die Abflusstiefe erkennbar. Die WSL am Einlauf weist einen horizontalen Verlauf entlang

der Referenzkote bei  $z = 397.2$  m ü. M. mit leichter Aufstautendenz vor dem Turbineneinlaufrennpfeiler ( $z_{max} = 397.25$  m) auf.

Der Einbau der *Louver*-Konfigurationen mit den Rechenwinkeln (b)  $\alpha = 30^\circ$  und (c)  $\alpha = 15^\circ$  führt zu einer signifikanten Verschlechterung der Zulaufbedingungen. In Übereinstimmung mit den im vorhergehenden Kapitel vorgestellten Resultaten wird insbesondere die Anströmung der rechten Turbine negativ beeinflusst. Hier konzentriert sich der Abfluss fast vollständig auf die linke Einlaufhälfte.

Dieser Effekt ist am stärksten bei der Rechenvariante mit  $\alpha = 30^\circ$  ausgeprägt, bei der es im rechten Randbereich, anhand negativer  $U_r$ -Werte erkennbar, sogar zu Rückströmungen aus der Rechenebene heraus in das Oberwasser kommt. Entsprechend divergent ist hier die Einlaufhälftenbeaufschlagung verteilt. Fast 90% des Abflusses werden durch den linken Abflussquerschnitt abgeführt. Grund dafür ist der der Kurvenströmung aufgezwungene geringe Radius  $R$ , der zur starken Erhöhung der Fliehkräfte  $F_z$  führt ( $F_z \sim v^2/R$ ) und mit der Konzentration des Abflusses auf der linken Einlaufseite einhergeht. Korrespondierend weist dieser Bereich deutlich erhöhte Fliessgeschwindigkeiten auf.  $U_r$  erreicht hier Extrema von 2.2 m/s. Im Vergleich dazu verfügt der Abfluss zur linken Turbine über eine homogenere Verteilung. Nur 57.5% des Volumenstromes passieren die linke Einlaufhälfte. Interessant ist in diesem Zusammenhang die Entwicklung der vertikalen Abflussverteilung. Während im rechten Turbineneinlauf eine nahezu achsensymmetrische Verteilung zur Vertikalen vorliegt, konzentriert sich der Abfluss in der linken Einlaufebene in Sohlennähe. Auf eine eingehendere Analyse dieser Abflussstrukturen wird an dieser Stelle verzichtet, da sie im Rahmen des Kriteriums **C** zur Quadrantenbeaufschlagung im Abschnitt 8.5.2 quantifiziert werden.

Die Reduktion des Rechenwinkels auf  $\alpha = 15^\circ$  führt generell zu einem Abbau der Geschwindigkeitsspitzen und zu einer Verbesserung der Einlaufhälftenbeaufschlagung. Der Grenzwert des Kriteriums **F** wird im linken Turbineneinlauf mit 3% Abweichung vom Mittelwert nur knapp überschritten und auch der rechte Einlauf besitzt geringere Geschwindigkeitsgradienten ( $U_{r,max} = 1.8$  m/s) und eine verbesserte Beaufschlagung. Diese überschreitet allerdings noch immer das geforderte Maximum in signifikanter Weise um 28.2%.

Aus ersichtlichen Gründen besteht zwischen dem Auftreten heterogener, von starken Geschwindigkeitsgradienten gekennzeichneter Abflussverhältnisse und der Höhe der Fallhöhenverluste eine direkte Korrelation (vgl. Abschnitt 5.4). Sie ist am Verlauf der WSL vor den Turbineneinläufen ersichtlich. Diese befinden sich linkseitig noch gerad-

linig auf Höhe des Referenzpegels von 397.2 m ü. M., weisen danach aber einen ausgeprägten Senkenbereich oberhalb des rechten Kraftwerkseinlaufes auf. Dort sinken sie bei  $\alpha = 30^\circ$  auf 396.8 m ü. M. und bei  $\alpha = 15^\circ$  auf 397.06 m ü. M. ab. Dies entspricht maximalen, lokalen Fallhöhenverlusten von  $\Delta h_{30} = 0.4$  m und  $\Delta h_{15} = 0.15$  m. Es ist basierend auf visueller Inspektion davon auszugehen, dass die WSL im Nahbereich der rechten Turbineneinlaufwandung, in dem keine Messungen aufgrund der Verbauung durch die Rechen trägerkonstruktion möglich waren, weiter absinken.

Korrespondierend mit den Ergebnissen des vorhergehenden Abschnittes, in dem Geschwindigkeitsuntersuchungen im mittleren Abflusshorizont analysiert wurden, stellen sich bei den getesteten modifizierten *Bar Rack*-Konfigurationen auch im vertikalen Untersuchungsbereich der Recheneinlaufebene deutlich günstigere Strömungsverhältnisse ein (Abbildung 8.10d,e). Die Beaufschlagung beider Turbineneinlaufhälften ist auf vergleichbarem Niveau zum unverbauten Zustand und auch die Geschwindigkeitsgradienten fallen moderat aus. Auffällig sind die im oberen Gewässerhorizont und den linken Einlaufhälften generell geringeren Fließgeschwindigkeiten, die nicht durch einen markanten Anstieg des Volumenflusses in anderen Bereichen der Einlaufebene ausgeglichen wird. Dies ist umso erstaunlicher, da die WSL für beide Rechenkonfigurationen einen quasi identischen Verlauf im Vergleich zur Grundkonfiguration auf 397.2 m ü. M. demonstrieren, also keine zusätzlichen Fallhöhenverluste festgestellt wurden. Dem Kontinuitätsgesetz folgend müssten demnach Zonen erhöhten Abflusses existieren, die die geringeren oberflächennahen Volumenströme ausgleichen. Eine mögliche Erklärung für diese Problematik liefert der begrenzte Untersuchungsbereich, der die Rand- und Sohlenbereiche des Einlaufquerschnittes nicht erfasst. Eine Erweiterung des Messquerschnittes könnte in diesem Zusammenhang weiterführende Informationen erbringen, setzte aber eine im Rahmen der Untersuchung nicht umsetzbare Modifikation der Messtechnik voraus.

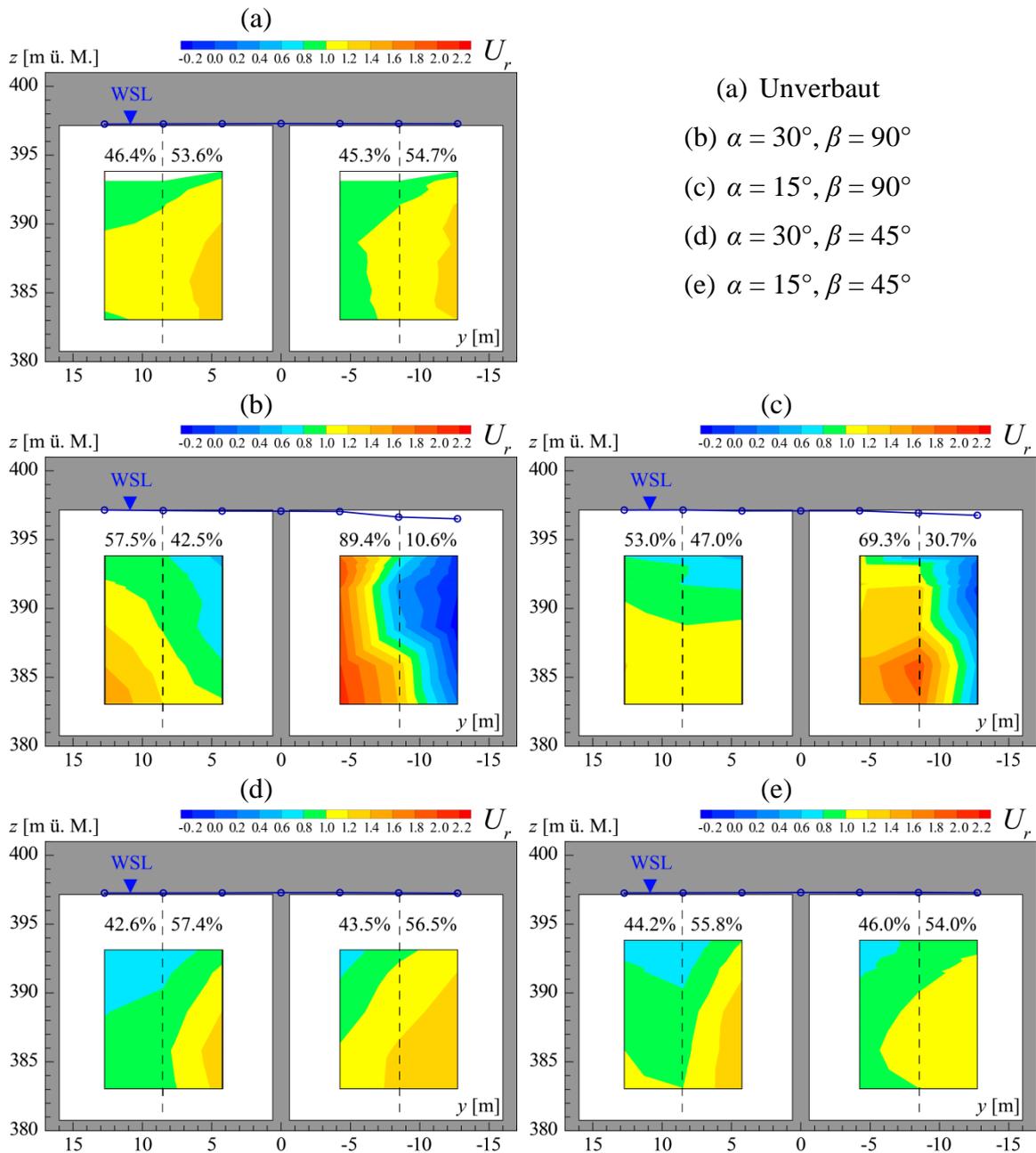


Abbildung 8.10 Verteilung von  $U_r$  [m/s] und prozentuale Beaufschlagung der Einlaufhälften gemessen in der Rechenebene, WSL bestimmt vor dem Kraft Hauseinlauf

Um auch einen visuellen Eindruck von den Strömungsverhältnissen vor dem Kraftwerkseinlauf zu vermitteln, sind in Abbildung 8.11 Detailaufnahmen der hydraulisch ungünstigsten Variante, die *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$ , und der Günstigsten, die modifizierte *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$ , vergleichend dargestellt. Die Aufnahmen (a) und (c) zeigen die Situation unmittelbar oberstrom der Turbineneinläufe. Die Struktur der Wasseroberfläche ist in Korrelation mit den Ergebnissen der Geschwindigkeitsmessungen beim  $30^\circ$ -*Louver* (a) durch eine deutliche, unstrukturierte Wellenbildung gekennzeichnet. Im Gegensatz dazu zeigt die Wasseroberfläche im Fall

des 15°-*Bar Racks* (b) eine weitgehend ungestörte Beschaffenheit.

Die Aufnahmen (b) und (d) bilden linksseitig den rechten Turbineneinlauf und die Abströmung der Leitrechen ab. In (b) ist zu erkennen, dass sich die WSL beim 30°-*Louver* unterhalb der Oberkante des Kraftwerkseinlaufes befindet. Im Prototyp können solche Verhältnisse zum Eintrag von Luftblasen in den Turbinenweg führen und damit die Kavitationsanfälligkeit von Bauteilen in Niederdruckzonen beeinflussen. Ferner ist deutlich die Differenz der WSL ober- und unterstrom des Rechens auszumachen. Im Fall des *Bar Racks* (d) sind visuell keine signifikanten Störungen des Wasserkörpers ersichtlich.

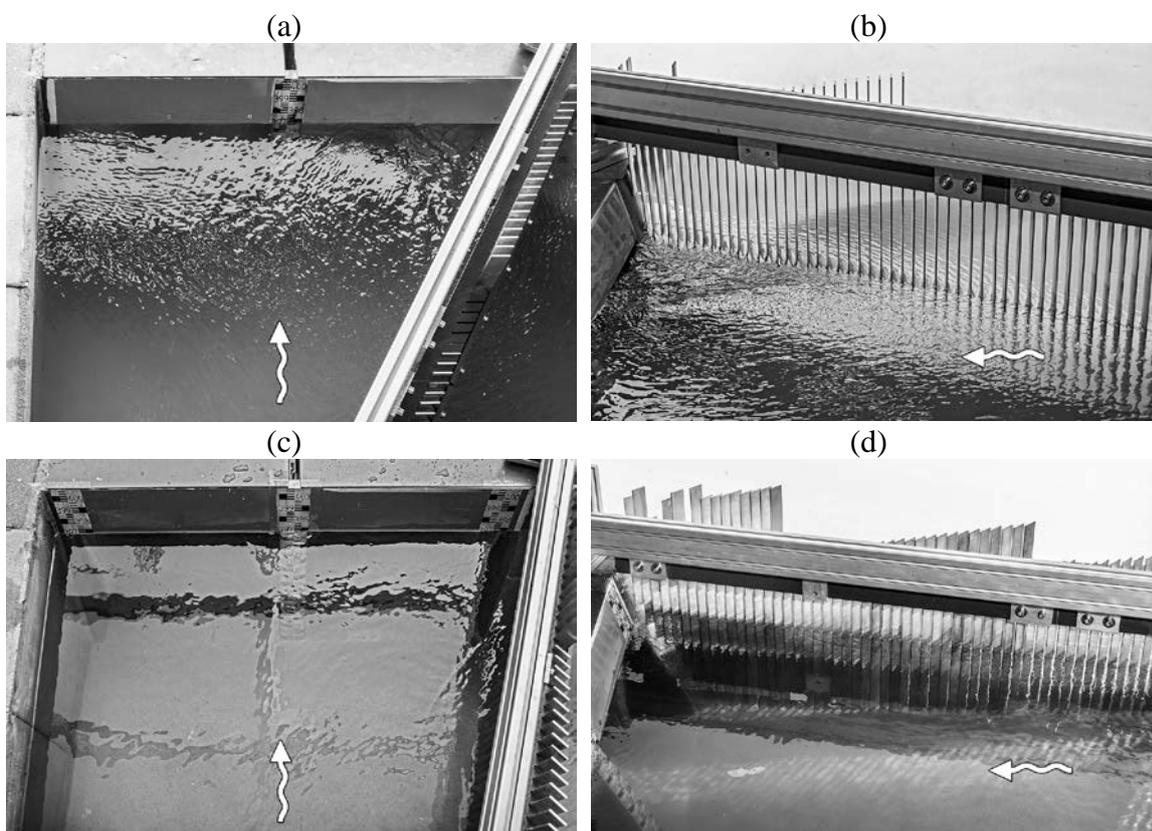


Abbildung 8.11 Details der Kraftwerksanströmung: (a), (b) *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$ ; (c), (d) *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$

### 8.5.2 Quadrantenbeaufschlagung

Mit dem Kriterium C zur Quadrantenbeaufschlagung werden weiterführende, differenziertere Attribute der Abflussverteilung untersucht, die zusätzlich auch die Gliederung der Volumenströme relativ zur Horizontalachse des Turbinenzulaufes bewerten. Dazu wird der Abflussquerschnitt in vier flächengleiche Teile gegliedert, in denen die Fließgeschwindigkeiten weniger als 10% vom Mittel abweichen sollen. Abbildung 8.12 dokumentiert die Ergebnisse für die fünf untersuchten Modellkonfigurationen analog zur Darstellung der Einlaufhälftenbeaufschlagung. Es werden die Isotachen der Fließ-

geschwindigkeiten, die prozentuale Beaufschlagung jedes Quadranten und die WSL illustriert. Zudem sind die Quadranten in Abbildung 8.12(a) im Uhrzeigersinn nummeriert.

Wie bereits die Analyse der Geschwindigkeitsverteilungen im Rahmen der Betrachtungen zur Einlaufhälftenbeaufschlagung andeutete, ist die Anströmung der Turbineneinläufe auch über die Vertikale ungleichmässig verteilt. Im unverbauten Zustand wird der Grenzwert jeweils in den Quadranten I und III beider Einläufe um 6 - 8.8% überschritten. In beiden Fällen konzentriert sich der Volumenstrom im rechten unteren Abflussquadranten. Dieses Ergebnis kann erneut auf die vom Prototyp abweichende Gerinnemorphologie im Modell zurückgeführt werden, die die Kurvenströmung mit Abflusskonzentration auf der Kraftwerksseite nicht nachbildet.

Mit der Montage von Leitreechen der *Louver*-Konfiguration kommt es zu einer signifikanten Verschlechterung des Abflussbildes. Die Volumenströme weisen teilweise Abweichungen von über 90% zum Mittel auf. Wiederum stellt sich der *Louver* mit 30° Rechenwinkel als ungünstigste Variante heraus. Von Interesse ist in diesem Zusammenhang aber die Umorientierung der Zonen, in denen der Abfluss konzentriert ist. Sie liegen nun in den Quadranten IV, also im unteren Bereich der linken Einlaufhälften. Ihnen rechtsdiagonal gegenüberstehend befinden sich die abflussärmsten Bereiche in den Quadranten II. Dieses Phänomen ist dominant im rechten Turbineneinlauf ausgeprägt, der besonders heterogen durchströmt wird.

Im Rahmen der Überprüfung der Einlaufhälftenbeaufschlagung wurden für die *Bar Rack*-Konfigurationen keine signifikanten Abweichungen zum unverbauten Zustand festgestellt. Die detailliertere Analyse der Einlaufquadranten zeigt allerdings, dass auch diese Leitreechen tendenziell negative Auswirkungen auf die Abflussverteilung haben können, die direkt vom Rechenwinkel beeinflusst sind. So verursacht die Variante mit  $\alpha = 30^\circ$  im Quadranten III des linken Einlaufes eine mittlere Geschwindigkeitserhöhung von 35.9%, die den geforderten Wert von 10% deutlich überschreitet. Der korrespondierende Bereich reduzierten Abflusses befindet sich charakteristisch im diagonal gegenüber liegenden Quadranten I. Im rechten Einlauf sind die Abflussverhältnisse analog ausgeprägt, besitzen aber eine leicht verringerte Grössenordnung. Das Muster der Konzentrationsverteilungen entspricht somit wieder dem des unverbauten Zustandes. Ein Umstand, der mit der Übereinstimmung des Rechenwinkels und der Ausrichtung der eindrehenden Strömung in Krafthausnähe im unverbauten Zustand erklärbar ist (vgl. Abschnitt 8.4.1). In beiden Fällen sind die Stromfäden 45° zur Hauptströmungs-

richtung orientiert.

Die Verringerung des Rechenwinkels auf  $15^\circ$  bewirkt eine deutliche Homogenisierung der Einlaufströmung. Im rechten Turbineneinlauf werden selbst die Werte des unverbauten Zustandes leicht unterschritten. Demgegenüber sind sie im linken Einlauf höher als in der Grundkonfiguration, in der der ufernahe Abfluss zum linken Turbineneinlauf gerinneparallel erfolgt. In Fall der Leitrechenvorlagerung hingegen wird eine Ausrichtung der Strömung über die gesamte Krafthausbreite erzwungen und führt zu einer Verschlechterung der Anströmung der linken Krafthausseite.

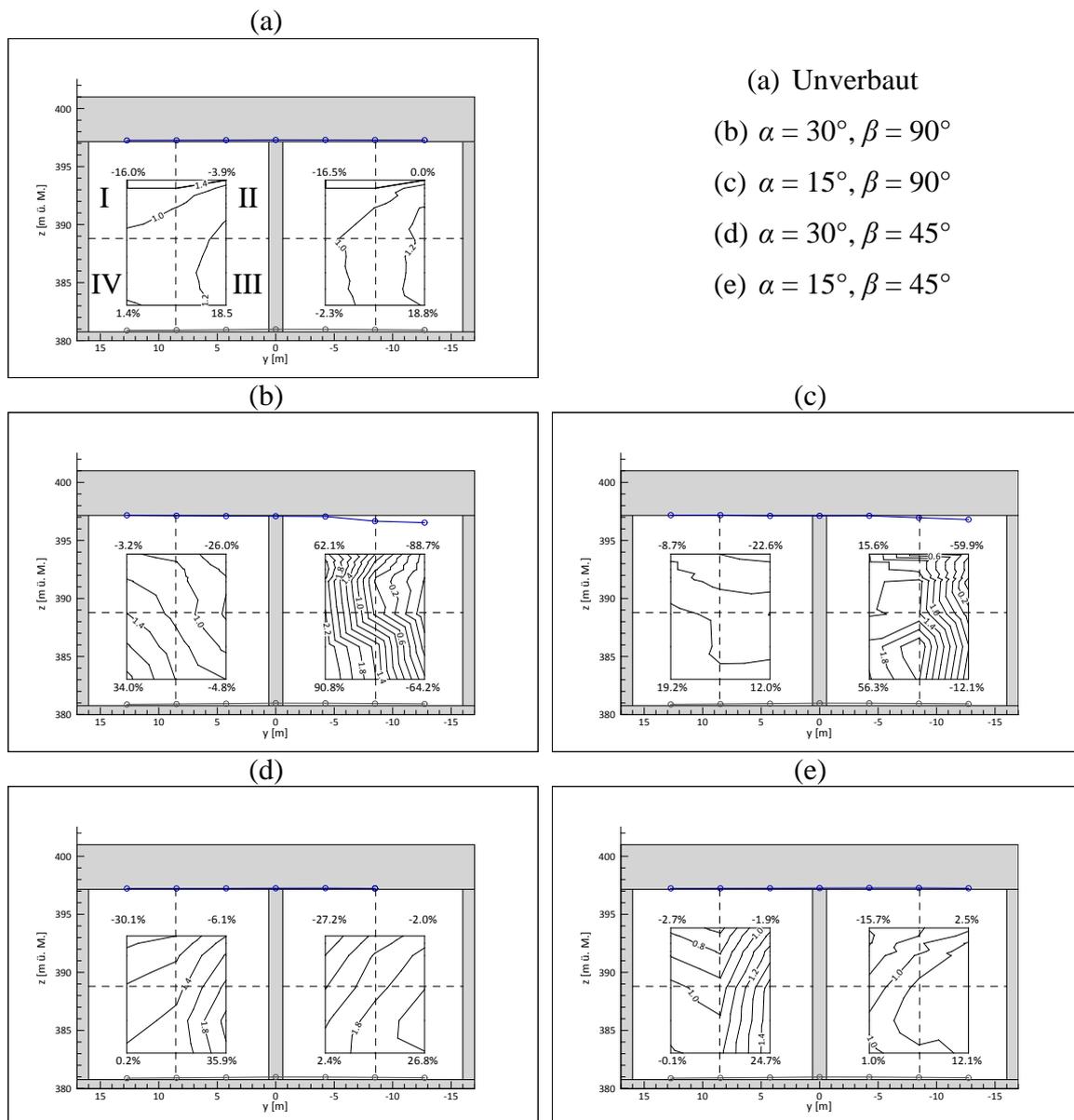


Abbildung 8.12 Quadrantenbeaufschlagung der Turbineneinläufe gemessen in der Rechen-ebene und WSL vor dem Krafthauseinlauf (Pahud 2013)

## 8.6 Ausgesuchte Strömungsdetails

Im Anschluss erfolgen Ausführungen zu ausgesuchten, spezifischen Strömungsphänomenen, die nicht im direkten Zusammenhang mit dem Untersuchungsschwerpunkt stehen, denen aber für die Beurteilung des Einsatzes von Fischleitrechen in direkter Nähe von Blockkraftwerken Bedeutung zufällt. Es sind dies die Bypass-Anströmung, die direkten Einfluss auf die Auffindbarkeit der Einstiegsöffnungen nimmt, und das Auftreten von Wirbelzellen am Bypass-Einlauf, die zum Eintrag von Luft in die Abstiegswege führen kann. Die Dokumentation dieser Phänomene erfolgte qualitativ im Rahmen der Hauptversuche.

### 8.6.1 Bypass-Anströmung

Abbildung 8.13 dokumentiert am Beispiel der *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$  die mittels Farbfaden visualisierte Anströmung des mit  $4.75 \text{ m}^3/\text{s}$  dotierten, oberen Bypasses und des Rechenfusses.

Letztere ist dominant von der Trennpfeiler- und Kraftwerksanströmung überlagert, die im Bereich des Rechenfusses orthogonal zur Leitrechenachse orientiert sind. Als Folge bildet sich keine rechenparallele Leitströmung aus, die zur aktiven Führung von Fischen zum Bypass-Einlauf genutzt werden kann. Zudem ist die hydraulische Signatur der Bypass-Strömung selbst, trotz sehr hoher Einlaufgeschwindigkeiten von ca.  $6 \text{ m/s}$ , räumlich stark begrenzt. Wie die Aufnahmen (a) und (b) zeigen, vermag es der Bypass-Sog nicht, den  $1.5$  bzw.  $1.0 \text{ m}$  vom Einlaufquerschnitt entfernt verlaufenden Farbfaden in Richtung Bypass umzulenken. Erst in Aufnahme (c), in der der Farbfaden den Bypass-Einlauf in direkter Nähe ( $0.5 \text{ m}$ ) passiert, wird die Strömung in die Fischabstiegsleitung eingeleitet.

Die Visualisierung bestätigt damit die grob aufgelösten Resultate der Geschwindigkeitsmessungen in Abschnitt 8.4, in dem die Rechenfusszuströmung als kritische Schlüsselstelle im Hinblick auf die Leitströmung identifiziert wurde.

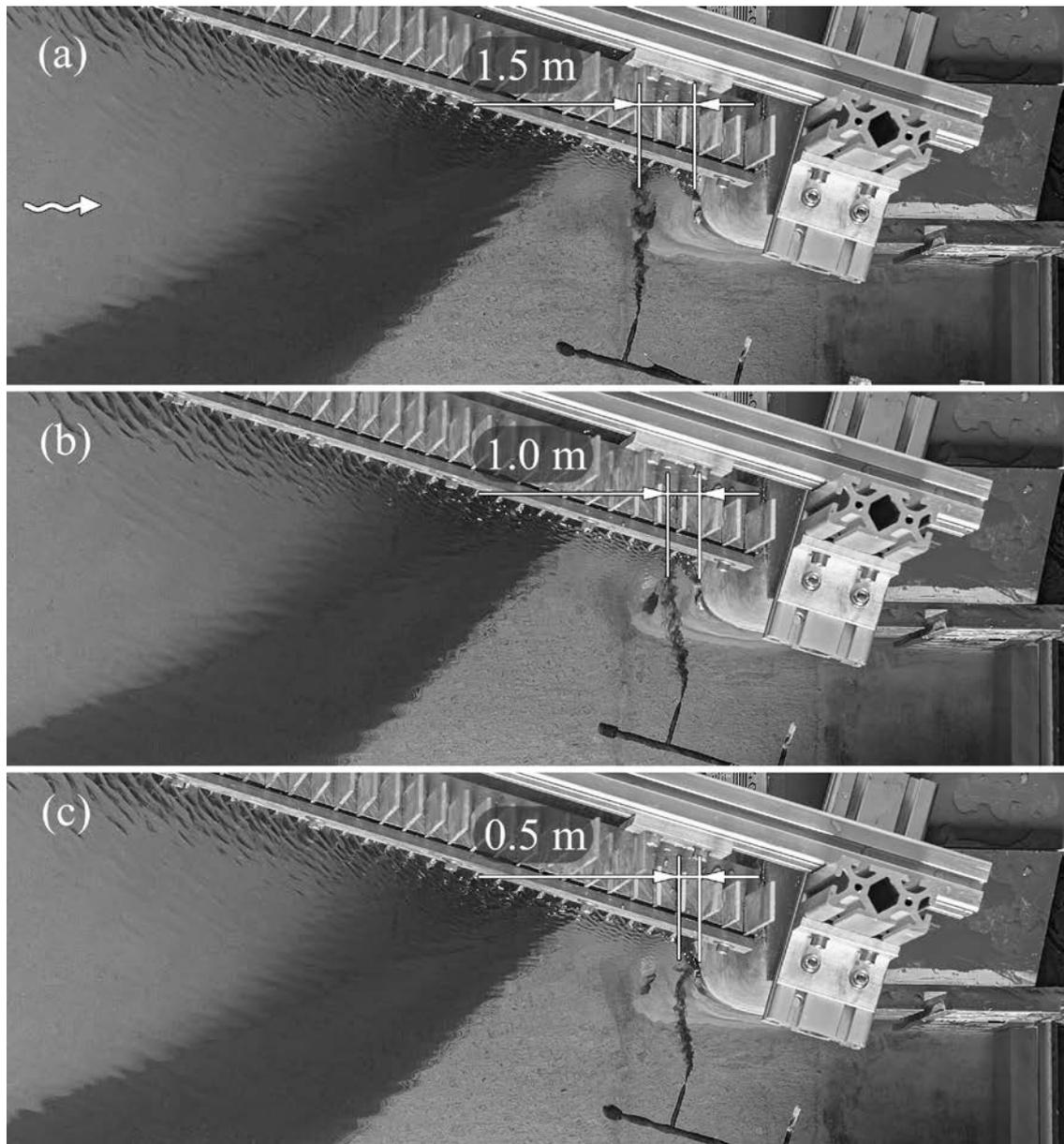


Abbildung 8.13 Visualisierung der Anströmung des oberen Bypass-Einlaufes

### 8.6.2 Lufteinziehende Wirbel

Die Ableitung von Fischen kann abhängig von der Auslegung des Leitungssystemes entweder unter Druck oder im Freispiegelregime erfolgen. Wird ein Freispiegelabfluss gewählt, stellen Lufteinmischungen am Bypass-Einlauf ein geringes Problem dar, da es schnell zu einer Entmischung des Wasser-Luft-Gemischabflusses kommt. Im vorliegenden Fall wurde vor dem Hintergrund der baulichen Umsetzung am Prototyp ein Druckleitungssystem sowohl für den boden- als auch den oberflächennahen Bypass gewählt. In einem solchen System kann der Lufteintrag durch lufteinziehende Oberflächenwirbel zur Vermeidung des Bypasses und zur Desorientierung der Fische im Leitungssystem führen. Grund für ersteren Fall ist die Bildung eines visuell wahrnehmbaren Wirbel-

schlauches und die akustische Störung durch „Schluckgeräusche“. Zur Desorientierung können Druckschläge führen, die entstehen, wenn sich Luftblasen, die mit der Wasserströmung zum Bypass-Auslauf transportiert wurden, schlagartig an der freien Oberfläche entspannen. Aus diesen Gründen sollte der Bypass-Einlauf so angeordnet sein, dass eine ausreichende Überdeckung gegeben ist, die die Bildung lufteinziehender Wirbel verhindert (Gordon 1970; Knauss 1987; Möller 2013). Mit dieser Forderung befinden sich die planenden Ingenieure und Biologen einer Fischabstiegsanlage allerdings in einem Zielkonflikt, denn eine zu niedrige Anordnung des Einstieges kann das Einschwimmen oberflächennah orientierter Fische verzögern oder verhindern.

In der vorliegenden Untersuchung befindet sich die Oberkante des oberen Bypass-Einlaufes 0.5 m unter dem minimalen Wasserspiegel, also auf der Kote 396.7 m ü. M. Abbildung 8.14 dokumentiert die Strömungsverhältnisse für (a) die *Louver*- und (b) die *Bar Rack*-Konfiguration oberhalb des Einlaufes. In beiden Fällen treten Einlaufwirbel direkt oberhalb der Bypässe auf. Der Wasserspiegel senkt sich im Wirbelkern bei (a) tiefer und kennzeichnet damit eine stärkere Zirkulation. Es werden im Modell Wirbel der Typen WT2 und WT3 beobachtet, die am Prototyp zum Lufteintrag führen können. Aus diesem Grund sollten bei der Planung entweder Gegenmassnahmen wie Abdeckplatten berücksichtigt, ein anderes Einstiegskonzept verfolgt oder quantitative Beurteilungen an Detailmodellen durchgeführt werden.

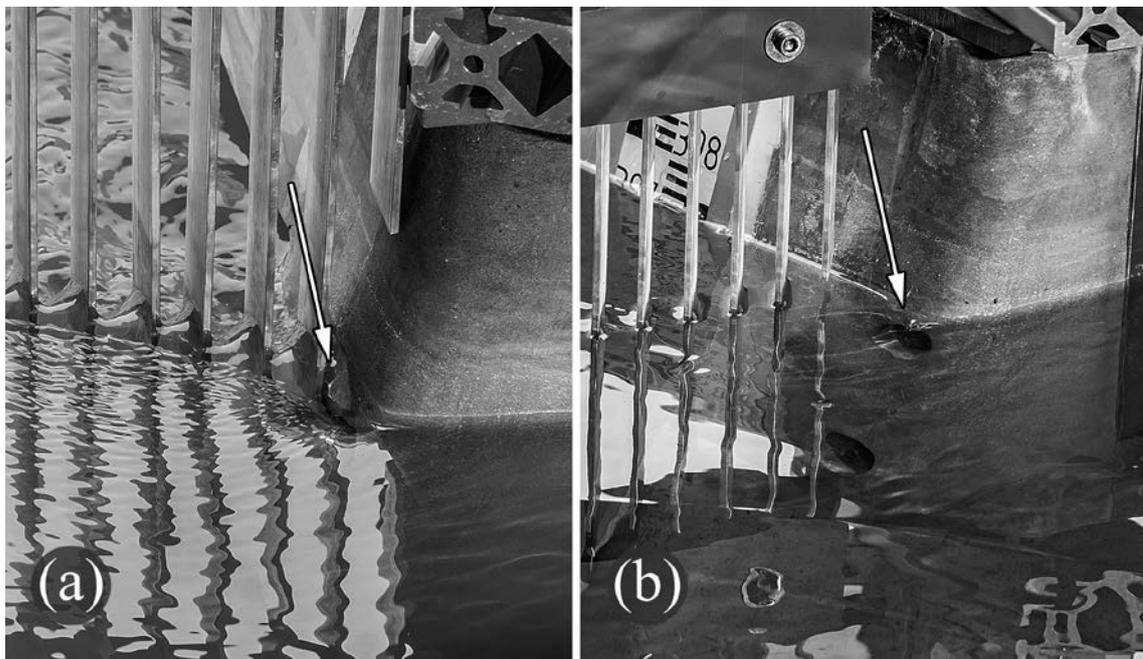


Abbildung 8.14 Wirbelbildung vor dem Bypass-Einlauf zum Fischabstieg: (a) *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$ ; (b) *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$

## 8.7 Schwemmholzuntersuchung

Die Abbildungen 8.15 und 8.16 zeigen die Schwemmholzsituation am Ende eines Hochwasserszenarios für den unverbauten Zustand und alle getesteten Rechenvarianten einerseits bei parallelem Turbinen- und Wehrbetrieb und andererseits bei alleinigem Wehrbetrieb (vgl. Abschnitt 8.3.2). Ziel der Untersuchung ist es, die Verlegungsszenarien mit dem Ausgangszustand zu vergleichen und mögliche Unterschiede beim Schwemmholzverhalten der einzelnen Rechenkonfigurationen zu erfassen.

Die Beobachtungen, die während der Versuchsdurchführung gemacht wurden, zeigen keine wesentlichen Unterschiede zwischen den verschiedenen Konfigurationen auf.

Werden die Turbinen betrieben, kommt es zu einer Ansammlung des Schwemmholzes entweder direkt vor den Kraftwerkseinläufen oder, im Fall installierter Rechen, zuerst im Bereich des Trennpfeilers. Anschliessend werden durch nachfolgendes Schwemmholz kontinuierlich der Turbineneinlauf oder die Leitrechen verlegt. Die Folge dieses Kumulationsprozesses ist die Bildung eines Schwemmholzteppichs vor der Sperrstelle.

Werden die Turbinen ausgeschaltet, erfolgt der Schwemmholztransport entlang der Leitrechen zu den Wehrfeldern. Dort kommt es zur Aufschichtung des Materials und in dessen Folge zum Abtransport durch die unterströmten Segmentschütze in das Unterwasser.

Es ist demnach wie bereits in der aktuellen Situation zu empfehlen, bei Schwemmholzaufkommen durch ein entsprechendes Anlagenmanagement die Ableitung in das Unterwasser zu fördern. Anders als im physikalischen Modell könnten z.B. unterströmte Segmentschütze an kraftwerksnahen Wehrfeldern vollständig aus dem Abflussquerschnitt gehoben und damit der Anprall und der Rückhalt von Schwemmholz vermieden werden. Diese Massnahme ist allerdings im Vorfeld sorgfältig abzuwägen, um die Funktion des Tosbeckens auch bei konzentrierter Abflusseinleitung sicherzustellen und Kolke im Unterwasser zu vermeiden.

In jedem Fall sind für die detaillierte Betrachtung der Schwemmholzproblematik vertiefte Untersuchungen empfehlenswert. Diese sollten Einzelfallbetrachtungen beinhalten, da das Schwemmholzaufkommen an jeder WKA stark unterschiedlich ausgeprägt sein kann.

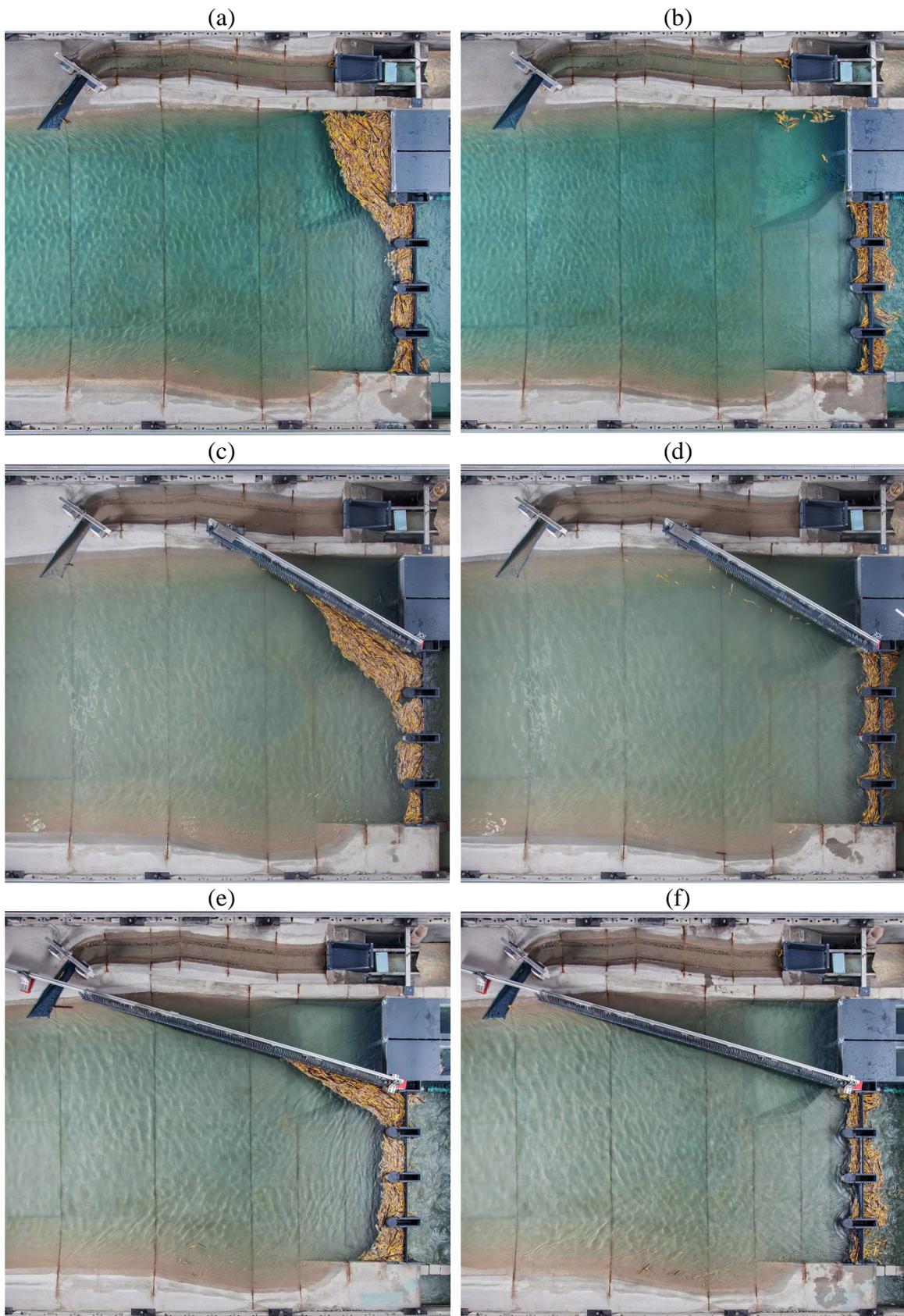


Abbildung 8.15 Schwemmholzansammlungen: (a) unverbaubarer Zustand kombinierter Turbinen- und Wehrbetrieb, (b) unverbaubarer Zustand nur Wehrbetrieb; (c), (d) analog *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$ ; (e), (f) analog *Louver*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$

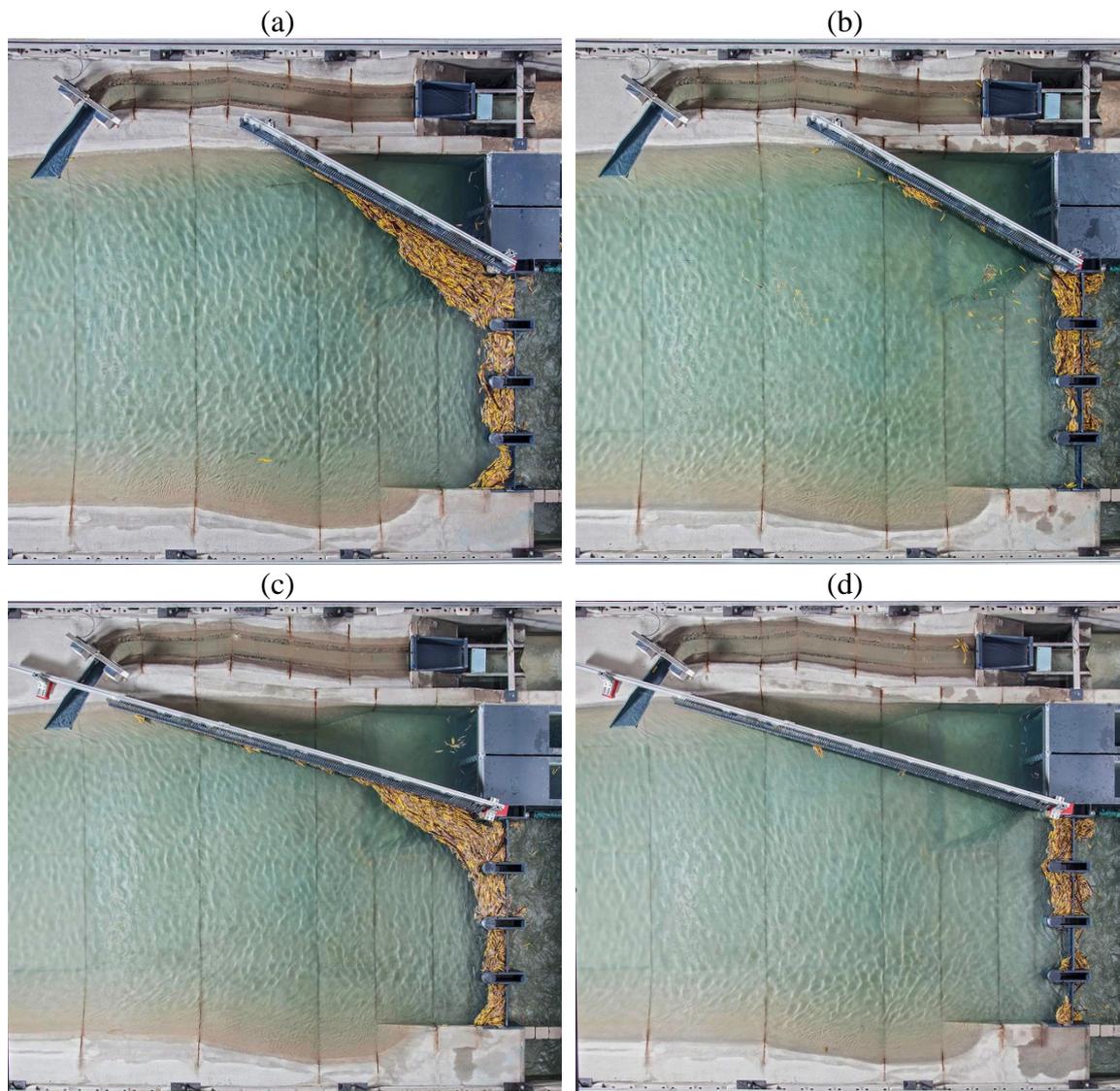


Abbildung 8.16 Schwemmholzansammlungen fortgeführt von Abbildung 8.15: (a), (b) *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$ ; (c), (d) *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$

## 8.8 Zusammenfassung

Die grossräumigen Strömungscharakteristika im Zufluss eines Blockkraftwerkes wurden für den originalen Zustand und nach Einbau von vier Fischleitrechenvarianten untersucht (*Louver*- und *Bar Rack*-Konfiguration mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $30^\circ$ ) sowie die Beurteilung der den Turbinen übergebenen Strömungsfelder anhand der Kriterien Einlaufhälftenbeaufschlagung und Quadrantenbeaufschlagung detailliert vorgenommen. Qualitative Betrachtungen der fischbiologischen Schlüsselstellen am Bypass-Einlauf und die Dokumentation des Geschehens bei Schwemmholzaufkommen für verschiedene Betriebsregime vervollkommen das Forschungskapitel. Die Ergebnisse werden folgend zusammengefasst:

- Fischleitrechen beeinflussen die Kraftwerksanströmung sowohl in ihrem Ober- als auch Unterwasser. **Oberstrom** erfolgt als wesentliches Merkmal die **Teilumlenkung der Strömung** entlang des Rechens zur Sperrstelle. Dies führt bei allen Konfigurationen zu erhöhten **Strömungskonzentrationen am Kraftwerkstrennpfeiler**.
- Gegenstand dieser Untersuchung waren Leitrechen mit einem Stabtiefen- zu Stababstandsverhältnis von  $l/b > 1$ . **Unterstrom** von Leitrechen dieser Konfiguration ist der Abfluss vollständig in Richtung der Rechenstäbe ausgerichtet. Daraus ergibt sich die Notwendigkeit einer **Neuorientierung der Strömung zum Krafthaus hin**.
- Leitrechen in **Louver-Konfiguration** verursachen eine massive **Verschlechterung der Kraftwerksanströmung** und **signifikante, lokale Fallhöhenverluste**. Darüber hinaus treten oberstrom ihres Rechenfusses starke Geschwindigkeitsgradienten auf, die im Hinblick auf die **fischleitende Wirkung als negativ eingestuft** werden müssen. Für den Einsatz von *Louvers* direkt oberstrom von Blockkraftwerken können keine positiven Aspekte abgeleitet werden.
- Für Leitrechen der **Bar Rack-Konfiguration** wird am Kraftwerksmodell **keine messbare Beeinflussung der Fallhöhe** festgestellt. Sie **verschlechtern allerdings die Strömungsbedingungen** im Zulauf zu den Turbinen. Dieser Effekt nimmt mit der Abnahme des Rechenwinkels ebenfalls ab. Am Rechenfuss kommt es zur moderaten Zunahme der Strömungsgeschwindigkeit. **Bar Racks zeigen Potential** zum Einsatz an Flusskraftwerken, allerdings unter der Voraussetzung der Optimierung der Kraftwerks- und Bypass-Anströmung.
- Als **Schlüsselstellen im Hinblick auf die fischleitende Wirkung** werden der Bereich des **Rechenfusses** und die angrenzenden **Bypass-Einläufe** identifiziert. Hier treten generell erhöhte Strömungsgradienten und **ungünstige Anströmungswinkel** auf. Die Auffindbarkeit der Bypass-Einläufe durch die Fische ist aufgrund ihrer lokal begrenzten hydraulischen Signatur erschwert.
- Der Einsatz von Fischleitrechen erfordert bei **Schwemmholaufkommen** ein **abgestimmtes Betriebsmanagement**. Andernfalls kommt es zur Bildung eines Schwemmholtz Teppiches vor der Sperrstelle.

## 9 Berechnungsbeispiel

*Nachfolgend wird für mehrere Leitreckenkonfigurationen die Abschätzung der Fallhöhenverluste am Beispiel der im Kapitel 8 behandelten repräsentativen Kraftwerksanlage durch Anwendung des neuen Berechnungsvorschlages ermittelt. Die Berechnungsergebnisse werden mit den im Modell aufgenommenen Werten verglichen und die Resultate diskutiert. Abschliessend werden die zu erwartenden Leistungseinbussen erörtert und die potentiellen Auswirkungen auf die Fischüberlebensraten beurteilt.*

Die im Abschnitt 5.8 vorgestellte Gesamtverlustformel für Fischleitrecken soll dem planenden Ingenieur ermöglichen, die durch klassische Berechnungsvorschläge für Einlaufrecken unterschätzten Fallhöhenverluste an Leitrecken zu quantifizieren. Das folgende, fiktive Berechnungsbeispiel illustriert am Beispiel eines für Mittellandflüsse repräsentativen Blockkraftwerkes mit vorgeschalteten Fischleitrecken die Berechnungsabläufe und weist explizit die Grenzen des Geltungsbereiches der Gesamtenergieverlustformel aus.

Das Blockkraftwerk verfügt über ein orografisch links gelegenes Krafthaus mit zwei Turbineneinläufen und eine Wehranlage mit vier, in derselben Flucht angeordneten Wehrfeldern. Im Winterbetrieb werden 5.9 m und im Sommerbetrieb 5.8 m Fallhöhe genutzt. Das Gerinne oberstrom der Kraftwerksanlage besitzt einen geradlinigen Verlauf, in dem die longitudinale Geschwindigkeitskomponente dominant ausgeprägt ist, also nur geringfügige Transversalströmungen auftreten. Beim Ausbaudurchfluss  $Q_A = 475 \text{ m}^3/\text{s}$  betragen die mittleren Fliessgeschwindigkeiten im ungestörten Zufluss zum Kraftwerk  $U_r \approx U_o \approx 0.8 \text{ m/s}$  (vgl. Abschnitte 4.3 und 8.4).

### 9.1 Allgemeines Berechnungsbeispiel für Standardleitrecken

Als Basisfallbeispiele werden die in Tabelle 9.1 aufgelisteten Leitreckenkonfigurationen verwendet. Es handelt sich dabei um die im Gesamtmodellversuch eingesetzten *Louver*-Konfigurationen und modifizierten *Bar Racks* sowie zusätzlich klassische *Bar Racks* (folgend als *Bar Rack* bezeichnet). Vor dem Hintergrund der Resultate der ethohydraulischen Modellversuche, in denen Leitrecken mit einem lichten Stababstand  $b = 5 \text{ cm}$  durchgehend die besten Fischleiteffizienzergebnisse aufwiesen, werden ausschliesslich Rechen mit  $b = 5 \text{ cm}$  berücksichtigt. Ferner werden für die Stabtiefe und Stabbreite Standardwerte von  $l = 10 \text{ cm}$  resp.  $s = 1 \text{ cm}$  fixiert und ausschliesslich Rechen, die den

gesamten Gewässerhorizont überspannen und rechteckige Rechenstäbe besitzen, berücksichtigt.

Tabelle 9.1 Basisfallbeispiele zur Anwendung der Gesamtenergieverlustformel

Leitrechen	Abkürzung	Rechenwinkel $\alpha$ [°]	Stabwinkel $\beta$ [°]	lichter Stababstand $b$ [m]	Stabtiefe $l$ [m]	Stabbreite $s$ [m]
<i>Louver 1</i>	L1	15	90	0.05	0.1	0.01
<i>Louver 2</i>	L2	30	90	0.05	0.1	0.01
mod. <i>Bar Rack 1</i>	mBR1	15	45	0.05	0.1	0.01
mod. <i>Bar Rack 2</i>	mBR2	30	45	0.05	0.1	0.01
<i>Bar Rack 1</i>	BR1	15	75	0.05	0.1	0.01
<i>Bar Rack 2</i>	BR2	30	60	0.05	0.1	0.01

Mit der Fixierung der Sekundärparameter Stabtiefe, Stabform und Eintauchtiefe auf die oben definierten Werte kann die Berechnung der Verlustbeiwerte  $\zeta_R$  ohne Berücksichtigung der Verlustfaktoren  $C_i$  erfolgen, das heisst der Gesamtverlustbeiwert  $\zeta_R$  (Gleichung 5.17) entspricht dem Basisverlustbeiwert  $\zeta_B$  (Gleichung 5.18). Die Berechnung von  $\zeta_B$  darf für folgende Wertebereiche vorgenommen werden:

- $15^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ$
- $45^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$
- $0.04 \leq \sigma \leq 0.17$  ( $0.23 \text{ m} \geq b \geq 0.05 \text{ m}$ )
- Standardwerte für Sekundärparameter ( $l = 0.1 \text{ m}$ ,  $s = 0.01 \text{ m}$ , rechteckige Stabform und Leitreechenhöhe über den gesamten Abflussquerschnitt)

Der Vergleich mit den in Tabelle 9.1 gelisteten Leitreechenparametern zeigt, dass sämtliche Konfigurationen innerhalb des Geltungsbereiches des Berechnungsvorschlages liegen.

Im ersten Berechnungsschritt erfolgt nach der Überprüfung des Geltungsbereiches nun die Berechnung des dimensionslosen Stababstandes  $\sigma$  nach Gleichung 5.1. Er ist für alle Konfigurationen identisch:

$$\sigma = \frac{s}{B} = \frac{s}{s+b} = \frac{0.01 \text{ m}}{(0.01 \text{ m} + 0.05 \text{ m})} = 0.1\bar{6} \approx 0.17$$

Im zweiten Schritt wird  $\xi_B$  beispielhaft für die Konfiguration L1 berechnet.

$$\xi_{B,L1} = 245 \left[ 0.0275 + (\sigma - 0.0815) \left( \frac{\alpha}{90^\circ} \right) \right] \left( \frac{\beta}{90^\circ} \right)^{5\sigma^{0.44}}$$

$$\xi_{B,L1} = 245 \left[ 0.0275 + (0.17 - 0.0815) \left( \frac{15^\circ}{90^\circ} \right) \right] \left( \frac{90^\circ}{90^\circ} \right)^{5 \cdot 0.17^{0.44}}$$

$$\xi_{B,L1} = \xi_{R,L1} = 245 \cdot 0.04225 \cdot 1 = 10.35$$

Analog erfolgt die Berechnung der Verlustbeiwerte  $\xi_R$  der übrigen Konfigurationen. Tabelle 9.2 listet die Ergebnisse. Es wird deutlich, dass  $\xi_R$  der modifizierten *Bar Racks* teilweise deutlich kleiner ausfällt, als dies bei klassischen Leitrechen der Fall ist. Ferner weisen Leitrechen mit spitzerem Rechenwinkel  $\alpha = 15^\circ$  durchgehend geringere  $\xi_R$  auf als die entsprechenden Konfigurationen mit  $\alpha = 30^\circ$ .

Tabelle 9.2 Übersicht der Rechenverlustbeiwerte  $\xi_R$  der Basisfallbeispiele

	Konfiguration					
	L1	L2	mBR1	mBR2	BR1	BR2
$\xi_R$ [-]	10.35	13.97	2.11	2.85	5.51	6.81

Basierend auf den ermittelten Verlustbeiwerten werden die resultierenden Verlusthöhen  $\Delta h_R$  nach Gleichung 5.5 berechnet. Unter der Annahme einheitlicher mittlerer Fließgeschwindigkeiten  $U_o = 0.8$  m/s in der Zuströmung beträgt  $\Delta h_R$  für L1:

$$\Delta h_R = \xi_R \frac{U_o^2}{2g} = 10.35 \cdot \frac{0.8^2 \text{ m}^2/\text{s}^2}{2 \cdot 9.81 \text{ m/s}^2} = 0.338 \text{ m}$$

Tabelle 9.3 listet die resultierenden Verlusthöhen für alle Basisfallbeispiele.

Tabelle 9.3 Übersicht der Verlusthöhen  $\Delta h_R$  der Basisfallbeispiele

	Konfiguration					
	L1	L2	mBR1	mBR2	BR1	BR2
$\Delta h_R$ [m]	0.338	0.455	0.069	0.093	0.180	0.222

Interessant ist hier der Vergleich mit den Ergebnissen am Gesamtmodell in Abschnitt 8.5. Danach besitzen die im Modell gemessenen Verlusthöhen im Fall der *Louver*-Konfigurationen lediglich lokal Werte von  $\Delta h_{R,L1} = 0.4$  m und fallen damit geringer aus, als dies die Berechnung anzeigt. Ebenfalls konnten im Modell im Rahmen der Messgenauigkeit für modifizierte *Bar Racks* keine zusätzlichen Fallhöhenverluste festgestellt werden. Diese sind aber mit  $\Delta h_{R,mBR15} \approx 7$  cm und  $\Delta h_{R,mBR30} \approx 9$  cm nicht ver-

nachlässigbar klein. Eine Umrechnung der für diese Konfigurationen berechneten Verlusthöhen auf Modellmasse ergibt Werte von  $\Delta h_{R,Modell} = 2.0$  mm resp. 2.6 mm und damit WSL-Differenzen, die sowohl mit Ultraschall-Sensoren als auch Stechpegeln zuverlässig zu detektieren sind. Als mögliche Gründe für die Abweichungen zwischen berechneten und im Modellversuch gemessenen Werten können die folgenden Punkte verantwortlich sein:

- (i) Das im unverbauten Zustand beobachtete Abtauchen der Strömung im Bereich der Einlauframpe vor dem Krafthaus geht mit einer leichten Absenkung der WSL einher (Abschnitt 8.4.1). Durch die Strömungsumlenkung am Leitreechen kann dieses Abtauchen der Strömung gestört und in seiner Ausprägung verändert werden. Es wären in diesem Fall tendenziell gegenüber dem unverbauten Zustand erhöhte WSL zu erwarten, die teilweise zur Kompensation der WSL-Abnahme durch Rechenverluste führen können.
- (ii) Die Vermessung der WSL erfolgt im Gesamtmodell unmittelbar vor dem Turbineneinlauf, also am Übergang von Freispiegelabfluss im Gerinne zu Druckabfluss im Krafthaus. In diesem Bereich, also an der Einlaufhaube, kommt es zu starken Krümmungen der Stromlinien und Staueffekte können nicht ausgeschlossen werden. Diese Situation ist nicht direkt auf die im Freispiegelkanal des Detailmodells ermittelten Verlustbeiwerte übertragbar.
- (iii) Modelleffekte bei der Modellierung der Leitreechen können nicht vollständig ausgeschlossen werden. Insbesondere die Dimensionierung der Rechenstäbe auf Grundlage der an Kreiszyklindern bestimmten Stab-Reynolds-Zahl  $R_s$  kann zu Verzerrungen der Messergebnisse führen.
- (iv) Schliesslich und mit hoher Wahrscheinlichkeit massgebend unterscheiden sich die Strömungsverhältnisse in der Anströmung der Leitreechen im Detail- und Gesamtmodell in Teilbereichen der Rechenfläche. Im Versuchskanal des Detailmodells war die Strömung oberstrom der Rechen stets parallel zur Kanalachse ausgerichtet und damit manifestierten sich Abflussumlenkungen erst in ihrem Nahbereich (Abschnitt 5.4). Demgegenüber wurde am Gesamtmodell das grossräumige Eindrehen der Strömung bereits weit oberstrom der Leitreechen beobachtet (Abschnitt 8.4). Insbesondere beeinflusst wird damit der Abflussbereich am Rechenfuss in Kraftwerksnähe. Dort trifft die Strömung bereits vorausgerichtet auf die Leitreechenebene, wodurch sich der Winkel zwischen Rechenstäben und Anströmung verringert.

## 9.2 Modifiziertes Berechnungsbeispiel

Im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse wird daher im aktuellen Abschnitt die Plausibilität insbesondere von Punkt (iv) anhand von Testberechnungen für die modifizierten *Bar Racks* überprüft.

Zu diesem Zweck erfolgt die Aufteilung des Rechenanströmungsbereiches in zwei flächengleiche Sektoren nach Abbildung 9.1. Für Sektor I, der den Ufer- und Hauptgerinnebereich beinhaltet, werden analog der vorhergehenden Annahmen weitgehend unbeeinflusste Strömungsverhältnisse und mittlere Fließgeschwindigkeiten von  $U_o = 0.8$  m/s vorausgesetzt. In Sektor II hingegen, er umfasst den Bereich der Einlauframpe und des Trennpfeilers, werden sowohl das grossräumige Eindrehen der Strömung als auch die erhöhten Fließgeschwindigkeiten berücksichtigt. Ebenfalls aus Abbildung 9.1 ersichtlich wird die Wahl des Winkels der Schräganströmung, nämlich  $20^\circ$  entsprechend der Ausrichtung der Geschwindigkeitsresultierenden  $U_r$ . Als mittlere Fließgeschwindigkeit wird hier 1.0 m/s angesetzt.

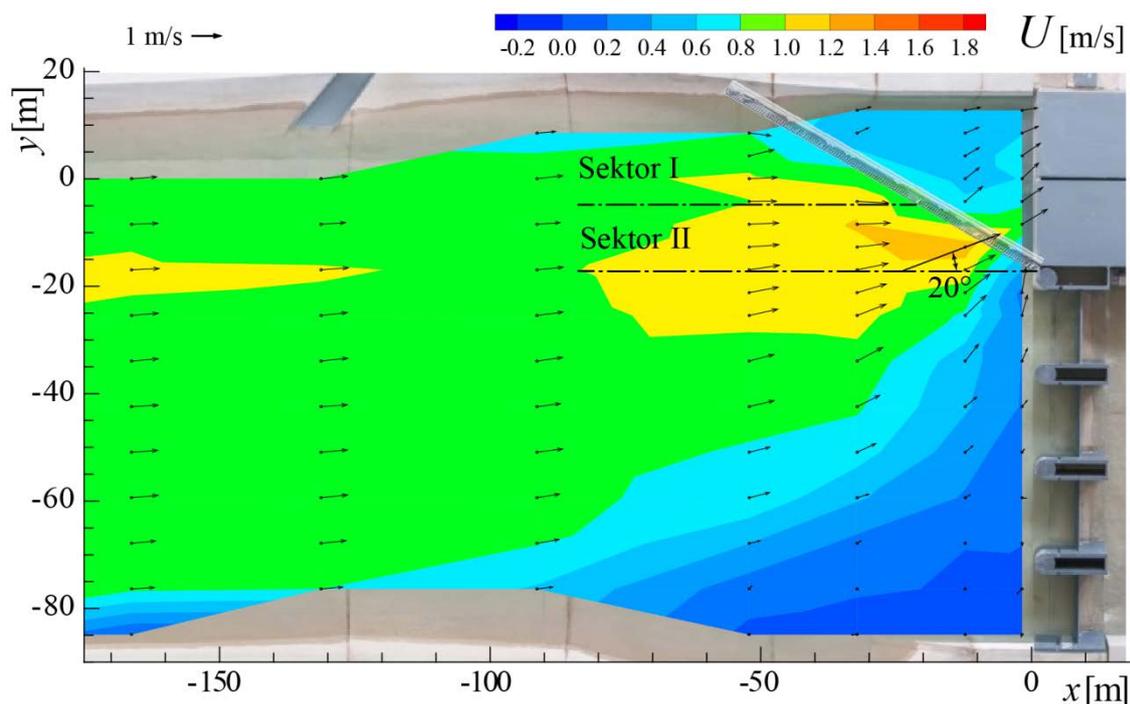


Abbildung 9.1 Situation der Kraftwerksanströmung bei modifiziertem *Bar Rack* mit  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

Die Berechnung des Verlustbeiwertes für Sektor I erfolgt analog dem Vorgehen im vorhergehenden Abschnitt. Für Sektor II wird die Schräganströmung durch Reduktion des Rechenstabwinkels  $\beta$  um  $20^\circ$  berücksichtigt. Dieses Vorgehen ist als grobe Ab-

schätzung zu verstehen, da mit  $\beta = 45^\circ - 20^\circ = 25^\circ$  der Geltungsbereich der Gesamtenergieverlustformel verletzt wird.  $\xi_{B,SI}$  von mBR1 wird beispielhaft ermittelt zu:

$$\xi_{R,mBR1,SI} = 245 \left[ 0.0275 + (0.17 - 0.0815) \left( \frac{15^\circ}{90^\circ} \right) \right] \left( \frac{25^\circ}{90^\circ} \right)^{5 \cdot 0.17^{0.44}} = 0.55$$

Dies entspricht im Sektor II einer Verlusthöhe von:

$$\Delta h_{R,SI} = \xi_R \frac{U_o^2}{2g} = 0.55 \cdot \frac{1.0^2 \text{ m}^2/\text{s}^2}{2 \cdot 9.81 \text{ m}/\text{s}^2} = 0.028 \text{ m}$$

Die Gesamtverlusthöhe wird als arithmetisches Mittel beider Werte abgeschätzt

$$\Delta h_{R,mBR1,Gesamt} = (\Delta h_{R,SI} + \Delta h_{R,SII}) / 2 = (0.069 \text{ m} + 0.028 \text{ m}) / 2 = 0.049 \text{ m}$$

Analog berechnet man die Verlusthöhe für mBR2 zu

$$\Delta h_{R,mBR2,Gesamt} = (\Delta h_{R,SI} + \Delta h_{R,SII}) / 2 = (0.093 \text{ m} + 0.038 \text{ m}) / 2 = 0.066 \text{ m}$$

Die Ergebnisse verdeutlichen die Sensitivität des Verlustbeiwertes im Hinblick auf die Anströmungsverhältnisse. Das Eindrehen der Strömung und die damit verbundene Vorausrichtung führen zur Abnahme von  $\xi_R$  auf ca. 70% der vorherigen Werte.

### 9.3 Leistungseinbussen

Anhand einer einfachen Handrechnung werden die Leistungseinbussen nach Gleichung 8.1 für die Standardberechnung nach Abschnitt 9.1 abgeschätzt. Als Referenzfallhöhe wird mit 5.8 m die des Sommerbetriebes festgelegt. Die Berechnung erfolgt für einen beliebigen Produktionszeitraum und es wird vorausgesetzt, dass bis auf die Fallhöhe alle übrigen massgebenden Randbedingungen wie Abfluss  $Q$  und Gesamtwirkungsgrad  $\eta$  identisch sind. Somit folgt für die prozentuale Leistungsabweichung zwischen unverbautem Zustand und z.B. dem Zustand nach Einbau eines modifizierten *Bar Racks* der Konfiguration mBR1:

$$\Delta P = 1 - \frac{P_{mBR1}}{P_{unverbaut}} = 1 - \frac{Q \cdot h_{mBR1} \cdot \eta \cdot \rho \cdot g}{Q \cdot h_{unverbaut} \cdot \eta \cdot \rho \cdot g} = 1 - \frac{h_{mBR1}}{h_{unverbaut}} = 1 - \frac{5.8 \text{ m} - 0.069 \text{ m}}{5.8 \text{ m}}$$

$$\Delta P = 1 - 0.9881 \approx 1.2\%$$

Tabelle 9.4 listet die resultierenden Leistungseinbussen für alle Basisfallbeispiele.

Tabelle 9.4 Übersicht der Leistungseinbussen  $\Delta P$  der Basisfallbeispiele

	Konfiguration					
	L1	L2	mBR1	mBR2	BR1	BR2
$\Delta P$ [%]	5.8	7.9	1.2	1.6	3.1	3.8

Es ist zu beachten, dass die oben angegebenen Werte nicht berücksichtigen, inwieweit der Turbinenwirkungsgrad durch die Veränderung der Kraftwerksanströmung beeinflusst wird. Ferner treten zusätzliche Verluste durch die Tragstruktur des Rechens, Querverstrebungen, Abstandhalter und ähnliches auf, die durch den Berechnungsvorschlag nicht berücksichtigt werden. Es ist demnach zu erwarten, dass die Leistungseinbussen am Prototyp höher ausfallen. Eine detaillierte Leistungsberechnung sollte in Form eines Leistungsplanes (Giesecke *et al.* 2014) auf Basis von Dauerkurven erfolgen und auch allfällige Minderungen des Turbinenabflusses infolge der Bypass-Dotierung berücksichtigen.

#### 9.4 Fischleiteffizienz und Fischüberlebensraten

Mit dem Einsatz von Leitrechen kann ein Teil der migrierenden Fische über alternative Abwanderungskorridore wie Bypässe in das Unterwasser geleitet werden und passiert nicht die Turbinen. Basierend auf den in Abschnitt 2.3 angestellten Überlegungen kann eine Abschätzung zur Verbesserung der Überlebensraten an einer einzelnen Kraftwerksanlage resp. Kraftwerkskette durchgeführt werden.

Das dabei grundsätzlich herangezogene Vorgehen beruht darauf, die Überlebenswahrscheinlichkeit für jeden zur Verfügung stehenden Passage-Korridor abzuschätzen, dessen Nutzungshäufigkeit zu eruieren, ferner Verluste durch Prädation und natürliche Mortalität zu erfassen und im Anschluss eine Gesamtüberlebensrate pro Anlage zu errechnen. Dieses Vorgehen kann abhängig von den Randbedingungen jeder Anlage sehr aufwändig sein, wenn z.B. neben einer grossen Anzahl möglicher Abwanderungskorridore (Krafthaus, Wehrfelder, Aufstiegs- und Abstiegswege) auch stark schwankende hydrologische Verhältnisse vorliegen können, die die Nutzungsfrequenz der einzelnen Korridore beeinflussen.

Aus diesem Grund wird an dieser Stelle eine vereinfachte Betrachtung herangezogen, die die in Abschnitt 2.3.1 auf Grundlage von Prognosemodellen veranschlagten Überle-

bensraten allein bei der Krafthauspassage mit denen bei kombinierter Krafthaus- und Leitreechen-Bypass-Passage vergleicht.

Die Überlebensraten  $S$  für Kaplan-Turbinen nach dem artunspezifischen Modell von Monten (1985) für Fische mit einer totalen Länge  $TL = 0.2$  m und  $0.5$  m betragen mindestens  $S = 95\%$  resp.  $86\%$  an typischen, grossen Flusskraftwerken (Kaplan I) und  $S = 74\%$  resp.  $36\%$  an kleineren Anlagen (Kaplan II) (vgl. Abschnitt 2.3.1).

Unter Laborbedingungen wurde für den Kleinfisch Schneider eine Fischleiteffizienz von mindestens  $FLE = 75\%$  und für typischerweise grössere Fische wie die Barbe  $FLE = 82.6\%$  erzielt. Es ist davon auszugehen, dass es auch am Leitsystem und im Bypass zu Schädigungen von Fischen kommen kann. Aus diesem Grund wird konservativ eine Überlebensrate von  $S = 99\%$  für das kombinierte Leitreechen-Bypass-System angesetzt.

Die Gesamtüberlebensrate an einem Kraftwerk wird folgend für  $TL = 0.2$ ,  $FLE = 75\%$  und für eine typische, grosse WKA berechnet.

$$S_{Gesamt} = (FLE \cdot S_{Leitreechen}) + ((1 - FLE) \cdot S_{Turbine})$$

$$S_{Gesamt} = (0.75 \cdot 0.99) + ((1 - 0.75) \cdot 0.95) = 0.98 = 98\%$$

Tabelle 9.5 listet die resultierenden, kombinierten Überlebensraten  $S_{Gesamt}$  für alle betrachteten totalen Fischlängen bzw. Fischarten und Turbinentypen im Vergleich zu den reinen Turbinenüberlebensraten.

Tabelle 9.5 Resultierende, kombinierte Überlebensraten  $S_{Gesamt}$

	Kaplan I		Kaplan II	
	$TL = 0.2$ m	$TL = 0.5$ m	$TL = 0.2$ m	$TL = 0.5$ m
$S_{Gesamt}$ [%]	98	97	93	88
$S_{Turbinen}$ [%]	95	86	74	36

Es wird ersichtlich, dass insbesondere an WKA mit kleineren Kaplan-Turbinen die Abwanderungsbedingungen für grosse Langstreckenwanderer deutlich verbessert werden können.

---

## 10 Zusammenfassung der Projektergebnisse und Ausblick

### 10.1 Zusammenfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde ein weites Spektrum von Fischleitreechen auf ihre hydraulischen und fischbiologischen Eigenschaften untersucht. Dieses Spektrum beinhaltete sowohl bekannte Konfigurationen als auch solche, deren geometrische Eigenschaften zur Optimierung der Strömungsverhältnisse systematisch variiert wurden. Konkret wurde das Ziel verfolgt, modifizierte Leitreechen zu entwickeln, die bei gleichbleibender oder verbesserter Fischleiteffizienz geringere hydraulische Verluste oder Energieproduktionseinbussen an Flusskraftwerken verursachen.

Basierend auf der Durchführung hydraulischer und ethohydraulischer Versuche wurden an drei physikalischen Modellen die zur Lösung der oben formulierten Aufgabe notwendigen Erkenntnisse erarbeitet:

(i) In einem Detailmodell erfolgte die Bestimmung der lokalen hydraulischen Energieverluste an geometrisch mit dem Skalierungsfaktor  $\lambda = 2$  verkleinerten Leitreechen. Die Parameter wurden systematisch und in grossem Umfang variiert. Der so erhobene Datensatz bildete die Grundlage zur Entwicklung einer Gesamtverlustformel, mit der der Verlustbeiwert  $\zeta_R$  in bestimmten Grenzen für beliebig modifizierbare Leitreechenkonfigurationen berechnet werden kann. Zudem wurden mittels PIV-Verfahren räumlich hoch aufgelöste Strömungsmusterkarten erstellt, die die mittleren Fliessgeschwindigkeiten, die Turbulenzintensitäten und Wirbelzellen in ebenen Horizontalschnitten der Zu- und Abströmung von Leitreechen charakterisieren.

(ii) In enger Zusammenarbeit mit den Biologen des Forschungspartners Eawag wurden Lebendfischversuche an einem ethohydraulischen Ausschnittmodell im Massstab 1:1 durchgeführt. Zum einen wurden das artspezifische Verhalten und zum anderen die Fischleiteffizienz untersucht. Diese Ergebnisse wurden mit Ergebnissen von Geschwindigkeitsmessungen im Modell verglichen.

(iii) An einem Gesamtmodell im Massstab 1:35 wurde ein typisches Mittelland-Flusskraftwerk nachgebildet. Mittels Geschwindigkeitsmessungen und Strömungsvisualisierungen im unverbauten und durch Leitreechen modifizierten Zustand wurden die Auswirkungen auf die Energieproduktion und den Kraftwerksbetrieb bestimmt.

Die wesentlichen Erkenntnisse der Untersuchungen werden nachfolgend zusammengefasst.

### 10.1.1 Energieverluste und Strömungsfelder an Leitreechen

- Der lokale Energieverlust an Leitreechen lässt sich durch die Gesamtverlustformel nach Gleichung 9.1 beschreiben. Darin repräsentiert  $\zeta_B$  den Basisverlustbeiwert der Hauptparameter Rechenwinkel  $\alpha$ , Stabwinkel  $\beta$  und dimensionsloser Stababstand  $\sigma$ . Die Verlustfaktoren  $C_i$  berücksichtigen zusätzlich Einflüsse der Stabtiefe ( $C_L$ ), der Eintauchtiefe ( $C_K$ ) und der Stabform ( $C_S$ ).

$$\zeta_R = \zeta_B \cdot C_L \cdot C_K \cdot C_S \quad (10.1)$$

- Die drei Hauptparameter beeinflussen die Energieverluste an Leitreechen massgebend. Ihr Einfluss auf den Basisverlustbeiwert ist durch die neu entwickelte Gleichung 9.2 gegeben.

Der Einfluss von  $\alpha$  und  $\sigma$  auf den Basisverlustbeiwert  $\zeta_B$  ist von einer starken Wechselwirkung geprägt. Je spitzer der Rechenwinkel wird, umso geringeren Einfluss hat die Variation des Stababstandes. Im Fall der *Louver*-Konfiguration führt so bei  $\alpha = 45^\circ$  die Vervierfachung des axialen Stababstandes von  $B = 6$  cm auf 24 cm ( $\sigma = 0.17$  und 0.04) zu einer Abnahme des Basisverlustbeiwertes  $\zeta_B$  um 90% während bei  $\alpha = 15^\circ$   $\zeta_B$  nur eine Abnahme um 50% erfährt. Nochmals deutlicher fällt der Vergleich beim *Bar Rack* mit  $\beta = 45^\circ$  aus. Im gleichen Szenario beträgt die Abnahme von  $\zeta_B$  erst 78% und folgend  $\approx 0\%$ . Bei der Planung von spitzwinklig angeordneten Fischleitreechen ist also die Erhöhung des Stababstandes zur Minimierung des Verlustbeiwertes nicht zielführend.

Demgegenüber führt eine Verringerung des Stabwinkels immer zur Abnahme von  $\zeta_B$ . Es ist deshalb empfohlen, zur hydraulischen Optimierung  $\beta$  zu variieren.

$$\zeta_B = 245 \left[ 0.0275 + (\sigma - 0.0815) \left( \frac{\alpha}{90^\circ} \right) \right] \left( \frac{\beta}{90^\circ} \right)^{5\sigma^{0.44}} \quad (10.2)$$

- Zur Berechnung der Verlustfaktoren  $C_i$  sind die Gleichungen 5.13 bis 5.15 gegeben.

$C_L$ : Modifikationen der Stabtiefe wirken sich signifikant nur bei Rechen mit weiten Stababständen und spitzen Rechenwinkeln aus.

$C_S$ : Der Einsatz abgerundeter Rechenstäbe führt erwartungskonform grundsätzlich zu einer Abnahme von  $\zeta_R$ ; ausgeprägt z.B. bei stumpfen Rechenwinkeln und

weiten Stababständen um bis zu 20%. Allerdings wurde für die fischschutzrelevante Konfiguration mit spitzem Rechenwinkel ( $\alpha = 15^\circ$ ,  $\sigma = 0.17$ ) eine Zunahme von  $\zeta_R$  um 15% festgestellt.

$C_K$ : Teileingetauchte Leitreechen verursachen selbstverständlich geringere Gesamtverluste, da sie den Abflussquerschnitt nur partiell verbauen. Die Quantität der Reduktion von  $\zeta_R$  mit abnehmender Eintauchtiefe ist unabhängig vom Rechenwinkel und wird lediglich durch den Stababstand beeinflusst.

- Die Strömungsfelduntersuchungen lassen den Rückschluss zu, dass die an Leitreechen hervorgerufenen Energieverluste massgebend von den Strömungsbedingungen im Unterwasser beeinflusst sind. Dort kommt es in grossräumigen Rezirkulationszonen und den angrenzenden Scherschichten zur verstärkten turbulenten Energiedissipation.
- Generell wird die Strömung an Leitreechen im Rechenkeil beschleunigt und es treten bei allen Konfigurationen verschieden stark ausgeprägte, rechenparallele Leitströmungen auf. Die Geschwindigkeitszunahme ist für kleine  $\alpha$ , grosse  $\beta$  und grosse  $\sigma$  stärker ausgeprägt. Der Beschleunigung der Strömung im Rechenkeil steht eine Verzögerung am Rechenkopf gegenüber.
- Aufgrund der beschriebenen Geschwindigkeitsgradienten in der Anströmung von Leitreechen kommt es mit Abnahme des Rechenwinkels zur Ausbildung einer räumlich klar begrenzten, vertikalen Scherzone zwischen der verzögerten Rechenkopfströmung und der beschleunigten Strömung in den Rechenkeil.
- Skalierungseffekte besitzen ein vernachlässigbaren Einfluss auf die Versuchsergebnisse am Detailmodell, wenn, wie spezifiziert, die Reynolds-Zahl im Versuch  $R \geq 2 \times 10^5$  erreicht oder überschreitet.

### 10.1.2 Fischbiologische Effizienz von Leitreechen

- Im ethohydraulischen Modell wurden Leitreechen der *Louver*-Konfiguration mit dem Rechenwinkel  $\alpha = 15^\circ$ , dem Stabwinkel  $\beta = 90^\circ$  und den lichten Stababständen  $b = 5\text{cm}$  und  $11\text{cm}$  sowie *Bar Rack*-Konfigurationen mit  $\alpha = 15^\circ$  und  $30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $b = 5\text{cm}$  und  $11\text{cm}$  und eine Kontroll-Konfiguration mit  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 0^\circ$  und  $b = 5\text{cm}$  untersucht. Die mittleren Fliessgeschwindigkeiten im Zulauf betrugen  $0.3\text{ m/s}$ ,  $0.6\text{ m/s}$  oder  $0.8\text{ m/s}$ . Es konnten spezifische und reproduzierbare Zusammenhänge zwischen den Rechenkonfigurationen und den Verhaltensmustern der Testfische abgeleitet werden.

- Die getesteten Fischarten zeigten zwei grundlegend unterschiedliche Verhaltensmuster bei der Annäherung an die Leitreechen. Während Barben, Bachforellen und Aale den direkten Kontakt zum Rechen suchten und diesen vorrangig mit der Schwanzflosse aktiv erkundeten, hielten Schneider und Äschen überwiegend Abstand zum Rechen.
- Trotz der abweichenden Verhaltensmuster wurden keine grundlegenden qualitativen Unterschiede im Hinblick auf die beobachtete, fischleitende Wirkung der Rechen für verschiedene Arten festgestellt. Fische wurden generell signifikant schlechter mit Erhöhung des Stababstandes und moderat schlechter im Fall der *Louver*-Konfiguration, also mit erhöhtem Stabwinkel, geleitet. Die fischleitende Wirkung war nicht signifikant vom Rechenwinkel oder der Fliessgeschwindigkeit beeinflusst.
- Die Fischleiteffizienz (FLE) berücksichtigt als Versuchserfolg allein das Einschwimmen in den Bypass. Fische, die im Versuchszeitraum zwar erfolgreich vom Leitreechen zum Bypass geleitet wurden, aber nicht in diesen einschwammen, tragen nicht zur FLE bei. Wird nur die FLE betrachtet und nicht allein die beobachtete leitende Wirkung, verschlechtert sich die Beurteilung der *Louver*-Konfiguration deutlich. Hintergrund dafür sind die Strömungsverhältnisse am Bypass-Einlauf. Aufgrund der im Verhältnis zu den anderen Konfigurationen stärksten Zunahme der Fliessgeschwindigkeit am Rechenfuss des *Louvers*, mieden viele Individuen diesen Bereich oder wurden im Fall strukturliebender Arten vermehrt durch die Rechenstäbe in das Unterwasser gesogen.
- Generell stellte der Bypass-Einlauf bei der Abwanderung eine Schlüsselstelle dar. Zur Einstiegsverzögerung oder -verweigerung führten einerseits starke Transversalströmungen in Richtung Leitreechen, die im Fall des *Louvers* am stärksten ausgeprägt waren, aber auch die Strömungsverzögerung im Bypass, die insbesondere bei schwimmstarken Arten wie der Äsche zur Abnahme der FLE führten.
- Die höchsten FLE wurden im Modell mit *Bar Racks* unabhängig vom Rechenwinkel erzielt. Die FLE lagen im Bereich zwischen 72.7% und 100%. Äschen stellen eine Ausnahme dar. Nur 35% schwammen in den Bypass, allerdings wurde auch keine Rechenpassage registriert.
- In zusätzlichen Versuchen wurde die Wirkung einer 10 cm hohen Sohlleitwand (SL) untersucht. Sie führte generell zur Steigerung der FLE. Verantwortlich da-

für waren zwei Gründe: Zum einen eliminierte die SL in Bodennähe die Transversalströmungen am Rechen und zum anderen führte sie ebenfalls bodennah zu einer Erhöhung der Fließgeschwindigkeit im Bypass-Einlauf. Die Übertragbarkeit dieser Ergebnisse auf Naturverhältnisse muss jedoch skeptisch betrachtet werden.

- In Versuchen mit einer Kontroll-Konfiguration, in der zwar der Rechen schräg angeordnet war, die Rechenstäbe aber eine parallel zur Strömung orientierte Position besaßen, wurde der Einfluss der spezifischen hydraulischen Signatur von Leitrechen untersucht. Die Kontroll-Konfiguration führte nicht zur Teilumlenkung der Strömung und verursachte entsprechend keine Leitströmung in Richtung Bypass. Die strukturliebenden Barben wurden nicht geleitet und durchschwammen den Rechen meist ohne Zögern. Schneider hingegen nahmen auch die Rechenvariante als Hindernis wahr. Die in der Kontroll-Konfiguration festgestellte leitende Wirkung und die FLE wurden ohne Unterschied auch bei den *Bar Racks* festgestellt.

### 10.1.3 Kraftwerksanströmung mit Leitrechen

- An einem Flusskraftwerk in Blockbauweise wurden Fischleitrechen mit einem im Kraftwerkstrennpfeiler angeordneten Bypass-System untersucht. Die Leitrechen beeinflussten die Kraftwerksanströmung signifikant. Oberstrom der Rechen führte die angestrebte Ausbildung einer Leitströmung und damit verbundene Teilumlenkung des Abflusses zur Erhöhung der Fließgeschwindigkeiten am Trennpfeiler. Unterstrom verschlechterte sich die Strömungscharakteristik an den Turbineneinläufen.
- Die getesteten *Louver*-Konfigurationen zeigten Eigenschaften, die ihren Einsatz an Flusskraftwerken nicht empfehlen lassen.

Zunächst hatte die ausgeprägte Konzentration des Abflusses am Rechenfuss die Verschlechterung der Bypass-Anströmung zur Folge. Es traten dort orthogonal zu Rechenachse und Bypass-Öffnung orientierte Querströmungen mit  $V_{max} \approx 2$  m/s auf. Solche Strömungsverhältnisse führen aber mit hoher Sicherheit zur Schädigung von Fischen am Leitrechen und reduzieren die Auffindbarkeit des Bypass-Einstieges.

Des Weiteren ist eine signifikante Abnahme der Kraftwerkseffizienz zu erwarten. *Louver* verursachten lokale Fallhöhenverluste von 0.4 m und führten zur in-

homogenen Anströmung der Turbinen. Am dem Rechenfuss benachbarten Turbineneinlauf traten überdies Rückströmungen auf.

- *Bar Rack*-Konfigurationen zeigten vergleichsweise gutmütige Charakteristiken. Sie beeinflussten die Wasserspiegellagen vor dem Kraftwerk so geringfügig, dass keine im Modell messbaren Fallhöhenverluste auftraten. Dennoch verschlechterten sie die Qualität der Kraftwerksanströmung.  
In dieser Konfiguration verbesserten sich weiterhin die Strömungsbedingungen am Rechenfuss und in der Nähe des Bypass-Einstieges, was aber das Auftreten von Querströmungen nicht verhinderte, die die Auffindbarkeit des Bypasses erschweren. Diese unterschritten allerdings mit  $V_{max} \approx 0.8$  m/s die bei der *Louver*-Konfiguration aufgetretenen Querströmungen deutlich.
- Als hydraulische und fischbiologische Schlüsselstelle wurde die Rechenfuss- und Trennpfeilerströmung identifiziert. Hier brach die rechenparallele Leitströmung zusammen, da der Abfluss generell zum Kraftwerk und damit orthogonal zur Rechenachse orientiert war. Dadurch wird auch die Auffindbarkeit des Bypasses erschwert, da die Lockströmung von der Trennpfeilerumströmung stark überlagert wurde.
- Schwemmholzuntersuchungen am Modell wiesen die Notwendigkeit eines aktiven Schwemmholzmanagements aus, um die grossräumige Verlegung der Leitreechen zu verhindern.

## 10.2 Ausblick

Die Untersuchungen an drei physikalischen Modellen führten zur Erstellung eines umfassenden Datensatzes, der das Zusammenspiel von hydraulischen und fischbiologischen Aspekten von Fischleitreechensystemen widerspiegelt. Die vorliegende Arbeit stellt basierend darauf erstmals ein Werkzeug zur vollständigen hydraulischen Bemessung von Leitreechen mit freier Wahl der geometrischen Parameter zur Verfügung. Ferner beschreibt sie umfassend die mittleren und turbulenten Strömungscharakteristika von Leitreechen und bietet mit den zugrunde liegenden PIV-Vektordaten eine Benchmark-Basis für deren numerische Modellierung.

Die Arbeit muss dennoch als erster Schritt auf dem Weg zur fischbiologischen und ingenieurtechnischen Umsetzung gesehen werden, da die transdisziplinäre Spannweite

der Problemstellung den Umfang eines dreijährigen Forschungsprojektes weit überschreitet.

Zusätzlich zu den bereits erarbeiteten Resultaten könnten die folgenden potentiellen Zielsetzungen zur Abrundung des Prozessverständnisses und zur Präzisierung und Erweiterung der Gesamtverlustformel führen:

- Die Untersuchung wies nach, dass die unabhängige Variation von Rechen- und Stabwinkel sowohl zur hydraulischen als auch fischbiologischen Optimierung von Leitreechen führt. Das Parameterspektrum deckte allerdings nur Stabwinkel im Bereich  $45^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$  ab. Rechenkonfigurationen mit weiter reduzierten Stabwinkeln würden mit Sicherheit zur Verbesserung der Kraftwerksanströmung und Senkung der hydraulischen Verluste führen. Ihre hydraulische Analyse, vor allem aber die Überprüfung ihrer fischbiologischen Wirkung und der resultierenden FLE unter vergleichbaren Laborbedingungen gehört zu den wichtigen noch offenen Fragestellungen, deren Klärung sich dringlich empfiehlt.
- Die Bypass-Anströmung stellte sowohl in den ethohydraulischen als auch grossskaligen Versuchen eine kritische Schlüsselstelle dar. Es wurden der Einbruch der Leitströmung und die dominante Überlagerung der Bypass-Lockströmung nachgewiesen. Die kombinierte Optimierung der Rechenleitwirkung und der Strömungsverhältnisse am Bypass ist deshalb aufgrund ihrer Wechselwirkung zum Erreichen einer hohen Gesamtleiteffizienz von zentraler Bedeutung bei zukünftigen Forschungsarbeiten.
- Das Ziel der Korrelation von Fischverhalten und hydraulischer Charakteristik der Leitreechenströmung konnte nur teilweise erreicht werden. Grund dafür sind die komplexen Anforderungen an eine zeitlich und räumlich hoch aufgelöste Dokumentation der Fischbewegungen im Modell, die derzeit noch nicht erfüllt werden konnten. Das machte eine exakte Auswertung und den folgenden Abgleich mit Strömungsdaten schwer und sogar teilweise unmöglich. Ein erster Schritt zur Lösung dieser Problematik wurde bereits mit der Entwicklung des *Fish-Tracking* Moduls an der VAW gegangen. Mit Hilfe dieser Software ist eine automatisierte Auswertung des Videomaterials und statistische Quantifizierung der Fischbewegung möglich. Die Forschungsarbeiten machten aber klar, dass die Weiterentwicklung des *Fish-Tracking* Moduls unerlässlich ist und zusätzlich

auch das Messgerätespektrum bei der Durchführung ethohydraulischer Tests erweitert werden muss.

- In der Schweiz sind mehr als 60 Fischarten bekannt, von denen ein Grossteil einen Gefährdungsstatus besitzt. In der vorliegenden Untersuchung wurden fünf wichtige Vertreter dieser Arten untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass sich das typische Verhalten für bestimmte Fischarten kategorisieren lässt und es sollte somit möglich sein, die FLE verhaltensbiologisch verwandter Spezies abzuschätzen. Vor dem Hintergrund der notwendigen Schaffung einer weiten Akzeptanz für Fischleitrechen sowohl bei den Fachleuten als auch in der Öffentlichkeit sind allerdings Unsicherheiten bei der Abschätzung des Fischverhaltens durch zusätzliche ethohydraulische Untersuchungen mit einem erweiterten Artenspektrum unabdingbar. Diese sollten vorwiegend nachtaktive Tiere unter entsprechend angepassten Versuchsbedingungen einbeziehen.
- Zusätzliche, innovative Impulse könnte die Integrierung weiterer Verhaltensreize setzen. So könnten Leitrechen mit elektrischen Scheuchanlagen kombiniert werden.
- Die signifikante Erhöhung der Fliessgeschwindigkeiten am Rechenfuss, aber auch die systembedingt auftretenden Ablöseerscheinungen im Nachlauf der Rechenstäbe, sind als kritische Eingangsparameter zur Schwingungsanregung bekannt. Im Zusammenhang mit einer Prototypimplementierung ist die vertiefende Analyse des Schwingungsverhaltens dringend empfohlen.

## Notation

### Symbole

$A$	Abflussquerschnitt	$[\text{m}^2]$
$A_o$	Abflussquerschnitt oberstrom der Rechen	$[\text{m}^2]$
$A_u$	Abflussquerschnitt unterstrom der Rechen	$[\text{m}^2]$
$b$	Lichter Rechenstababstand	$[\text{m}]$
$B$	Axialer Rechenstababstand	$[\text{m}]$
$C_L$	Teilverlustbeiwert der Stabtiefe	$[-]$
$C_\kappa$	Teilverlustbeiwert der Eintauchtiefe	$[-]$
$C_S$	Teilverlustbeiwert der Stabform	$[-]$
$F$	Froude-Zahl, $F = U/(gL)^{0.5}$	$[-]$
$g$	Erdbeschleunigung	$[\text{m}/\text{s}^2]$
$h$	Lokale Abflusstiefe	$[\text{m}]$
$h_o$	Abflusstiefe oberstrom des Rechens	$[\text{m}]$
$h_s$	Rechenstabeintauchtiefe	$[\text{m}]$
$h_u$	Abflusstiefe unterstrom des Rechens	$[\text{m}]$
$\Delta h$	Wasserspiegellagedifferenz	$[\text{m}]$
$\Delta h_R$	Energieverlusthöhe	$[\text{m}]$
$K$	Rechenstabform	$[-]$
$K_r$	Runde Rechenstabform	$[-]$
$K_s$	Rechteckig, scharfkantige Rechenstabform	$[-]$
$l$	Rechenstabtiefe	$[\text{m}]$
$L$	Mittlere Bezugsrechenstabtiefe $L = 0.1 \text{ m}$	$[\text{m}]$
$L$	Charakteristische Länge für F und R im Kapitel 4	$[\text{m}]$
$M$	Geometrischer Massstab	$[-]$

---

$Q$	Mittlerer Durchfluss im Kanal	$[\text{m}^3/\text{s}]$
$Q_{Aare}$	Mittlerer Prototyp-Durchfluss im gross-skaligen Modell	$[\text{m}^3/\text{s}]$
$Q_A$	Ausbaudurchfluss	$[\text{m}^3/\text{s}]$
$Q_{Bypass}$	Durchfluss im Fischbypass	$[\text{m}^3/\text{s}]$
$Q_{UG}$	Durchfluss im Umgehungsgerinne	$[\text{m}^3/\text{s}]$
$Q_{Wehr}$	Durchfluss am Wehr	$[\text{m}^3/\text{s}]$
$R$	Reynolds-Zahl, $R = UL/\nu$	$[-]$
$s$	Rechenstabdicke	$[\text{m}]$
$S$	Überlebensrate	$[\%]$
$t$	Zeit	$[\text{s}]$
$T$	Temperatur	$[\text{°C}]$
$TL$	Totallänge eines Fisches	$[\text{m}]$
$Tu_{uv}$	Turbulenzgrad	$[-]$
$U$	Lokale, mittlere Fliessgeschwindigkeit in $x$ -Richtung	$[\text{m}/\text{s}]$
$U_o$	Tiefengemittelte Fliessgeschwindigkeit oberstrom der Rechen	$[\text{m}/\text{s}]$
$U_u$	Tiefengemittelte Fliessgeschwindigkeit unterstrom der Rechen	$[\text{m}/\text{s}]$
$V$	Lokale, mittlere Fliessgeschwindigkeit in $y$ -Richtung	$[\text{m}/\text{s}]$
$W$	Breite des Versuchsgerinnes	$[\text{m}]$
$z_o$	Geodätische Höhendifferenz der Sohle oberstrom der Rechen	$[\text{m}]$
$z_u$	Geodätische Höhendifferenz der Sohle unterstrom der Rechen	$[\text{m}]$

### Griechische Symbole

$\alpha$	Rechenwinkel zur Horizontalen	$[\text{°}]$
$\beta$	Rechenstabwinkel zur Horizontalen	$[\text{°}]$
$\varepsilon$	Dimensionslose Rechenweite, $\varepsilon = l/L$	$[-]$
$\kappa$	Dimensionslose Eintauchtiefe, $\kappa = h_s/h_o$	$[-]$
$\lambda$	Massstabsfaktor	$[-]$

---

$\lambda_{ci}$	Rotationsstärke	[-]
$\sigma$	Dimensionsloser, axialer Rechenstababstand, $\sigma = s/B$	[-]
$\zeta$	Dimensionsloser Energieverlustbeiwert	[-]
$\zeta_B$	Basisverlustbeiwert, $\zeta_B = f[\alpha, \beta, \sigma]$	[-]
$\zeta_R$	Dimensionsloser Rechenverlustbeiwert, $\zeta_B = f[\alpha, \beta, \sigma, \varepsilon, \kappa, K]$	[-]
$\nu$	Kinematische Viskosität, $\nu_{\text{Wasser}} = 1.002 \times 10^{-6}$ bei 20°C	[m <sup>2</sup> /s]
$\omega_z$	Wirbelstärke	[-]

### Indizes

$A$	Ausbauwassermenge
$B$	Basiswert
$F$	Fisch
$h$	hydraulisch
$i$	Laufindex
$\kappa$	Eintauchtiefe
$L$	Rechenstabtiefe
$M$	Modellmass
$N$	Naturmass
$o$	räumliche Lage oberstrom des Leitrechens
$r$	Rechenstäbe mit halbkreisförmig ausgerundeter Kontur
$rms$	Root Mean Square, Standardabweichung
$R$	Rechen
$s$	Rechenstäbe mit scharfkantiger Kontur / Stabeintauchtiefe
$S$	Rechenstabform
$UG$	Umgehungsgerinne
$u$	räumliche Lage unterstrom des Leitrechens
$uv$	Horizontalebene

$z$  vertikale Achse

### Abkürzungen

BQ	PIV-Bildauswertungsquadranten	[%]
FLE	Fischleiteffizienz	[%]
MSI	Messspur der WSL auf orografisch linker Kanalseite (Abbildung 5.2)	[-]
MSII	Messspur der WSL in Kanalmitte (Abbildung 5.2)	[-]
MSIII	Messspur der WSL auf orografisch rechter Kanalseite (Abbildung 5.2)	[-]
MV	Messvolumen bei PIV-Auswertung	[-]
PIV	<i>Particle Image Velocimetry</i> (optisches Messverfahren)	[-]
SL	Sohlleitwand im ethohydraulischen Modell (Höhe 0.1 m, Abbildung 4.15)	[-]
UB	PIV-Untersuchungsbereich in der Horizontalebene (Abbildung 6.3)	[-]
UEI	PIV-Untersuchungsebene in Sohlhöhe (Abbildung 6.2)	[-]
UEI	PIV-Untersuchungsebene in mittlerer Abflusstiefe (Abbildung 6.2)	[-]
WSL	Wasserspiegellage	[m]
WT	Wirbeltyp von Oberflächenwirbeln (Abschnitt 4.3.6)	[-]

## Literaturverzeichnis

- Acres International Corporation (2005). *Fish Entrainment and Mortality Study*, New York Power Authority, New York
- Adam B. (1999). Aalabwanderung – Ergebnisse von Versuchen in Modellgerinnen. *Arbeiten des Deutschen Fischereiverbandes* 70: 37-68.
- Adam B. und Lehmann B. (2011). *Ethohydraulik - Grundlagen, Methoden und Erkenntnisse*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, Deutschland.
- Adam B., Schwevers U. und Dumont U. (1999). *Beiträge zum Schutz abwandernder Fische – Verhaltensbeobachtungen in einem Modellgerinne*. Verlag Natur & Wissenschaft, Solingen, Deutschland.
- Adrian R. J., Christensen K. T. und Liu Z. C. (2000). Analysis and interpretation of instantaneous turbulent velocity fields. *Experiments in Fluids* 29(3): 275-290.
- Adrian R. J. und Yao C.-S. (1985). Pulsed laser technique application to liquid and gaseous flows and the scattering power of seed materials. *Applied Optics* 24(1): 44-52.
- AG-FAH (2011). *Grundlagen für einen österreichischen Leitfaden zum Bau von Fischaufstiegshilfen (FAHs)*, Bundesministerium für Land- und Forstwirtschaft, Umwelt und Wasserwirtschaft, Wien
- Agostinho A. A., Marques E. E., Agostinho C. S., Almeida D. A. d., Oliveira R. J. d. und Melo J. R. B. d. (2007). Fish ladder of Lajeado Dam: migrations on one-way routes? *Neotropical Ichthyology* 5: 121-130.
- Amaral S. V. (2001). *Turbine passage survival estimates for the Dunvegan Hydroelectric Project*, ALDEN Research Laboratory, Holden, MA
- Amaral S. V. (2003). The Use of Angled Bar Racks and Louvers for Guiding Fish at FERC-Licensed Projects. *FERC Fish Passage Workshop*, Holden, USA.
- Amaral S. V. und Taft E. P. (2003). The use of Angeled Bar Racks and Louvers for Protecting Fish at Water Intakes. *Symposium on Cooling Water Intake Technologies to Protect Aquatic Organisms*, Arlington, USA.
- Amaral S. V., Winchell F. C., McMahan B. J. und Dixon D. (2003). Evaluation of angled bar racks and louvers for guiding silver phase American eels. *American Fisheries Society*: 367-376.
- Anderson E. J., McGillis W. R. und Grosenbaugh M. A. (2001). The boundary layer of swimming fish. *Journal of Experimental Biology* 204(1): 81-102.
- Anderson J. M. (1996). Vorticity control for efficient propulsion. *Ph. D.* Massachusetts Institute of Technology.

- Arnekleiv J. V., Kraabøl M. und Museth J. (2007). Efforts to aid downstream migrating brown trout kelts and smolts passing a hydroelectric dam and a spillway - Developments in Fish Telemetry, *Developments in Hydrobiology*, 195. (P. R. Almeida, B. R. Quintella, M. J. Costa and A. Moore, eds.), Springer Netherlands. 5-15.
- Bates D. W. und Vinsonhaler R. (1957). Use of Louvers for Guiding Fish. *Transactions of the American Fisheries Society* 86(1): 38-57.
- Baumann P. und Stevanella G. (2011). Fish passage principles to be considered for medium and large dams: The case study of a fish passage concept for a hydroelectric power project on the Mekong mainstem in Laos. *Ecological Engineering*(0).
- Beamesderfer R. C., Rieman B. E., Bledsoe L. J. und Vigg S. (1990). Management Implications of a Model of Predation by a Resident Fish on Juvenile Salmonids Migrating through a Columbia River Reservoir. *North American Journal of Fisheries Management* 10(3): 290-304.
- Beamish F. W. H. (1978). *Swimming capacity*. Academic Press, New York.
- Behrmann-Godel J. und Eckmann R. (2003). A preliminary telemetry study of the migration of silver European eel (*Anguilla anguilla* L.) in the River Mosel, Germany. *Ecology of Freshwater Fish* 12: 7.
- Bezzola G. R. (2002). Fließwiderstand und Sohlenstabilität natürlicher Gerinne. ETH Zürich.
- Blevins R. D. (1984). *Applied Fluid Dynamics Handbook*. Van Nostrand Reinhold CO, New York.
- Blinco P. H. und Partheniades E. (1971). Turbulence Characteristics In Free Surface Flows Over Smooth And Rough Boundaries. *Journal of Hydraulic Research* 9(1): 43-71.
- Boes R. M. (2010). *Wasserbau-Skript*. Professur für Wasserbau an der ETH Zürich.
- Bollrich G. (2013). *Technische Hydromechanik 1*. Beuth Verlag Berlin DE.
- Bonneville Power Administration (2010) Managing the Columbia River system to help fish.
- Bös T., Egloff N. und Peter A. (2012). *Massnahmen zur Gewährleistung eines schonenden Fischabstiegs an grösseren, mitteleuropäischen Flusskraftwerken - Zwischenbericht zum Literaturstudium der Eawag*, Eawag, Kastanienbaum, Schweiz.
- Boubée J. und Haro A. (2003). Downstream Migration and Passage Technologies for Diadromous Fishes in the United States and New Zealand: Tales From Two Hemispheres. *CANBERRA WORKSHOP*.

- Brown M. L., Haro A. und Castro-Santos T. (2009). Three-dimensional movement of silver-phase American eels in the forebay of a small hydroelectric facility. *Eels at the Edge: Science, Status, and Conservation Concerns*, Bethesda, MD, American Fisheries Society:277-291.
- Cada G. F. (2001). The development of advanced hydroelectric turbines to improve fish passage survival. *Fisheries* 26(9): 14-23.
- Calles O., Karlsson S., Hebrand M. und Comoglio C. (2011). Evaluating technical improvements for downstream migrating diadromous fish at a hydroelectric plant. *Ecological Engineering - The Journal of Ecosystem Restoration* 2011: 8.
- Calles O., Olsson I. C., Comoglio C., Kemp P. S., Blunden L., Schmitz M. und Greenberg L. A. (2010). Size-dependent mortality of migratory silver eels at a hydropower plant, and implications for escapement to the sea. *Freshwater Biology* 55(10): 2167-2180.
- Castro-Santos T. und Haro A. (2010). Fish Guidance and Passage at Barriers, *Fish Locomotion*. Science Publishers. 62-48.
- Chatellier L., Wang R.-W., David L., Courret D. und Larinier M. (2011). Experimental Characterization of the Flow across Fish-friendly Angled Trashrack Models. *Proceedings of the 34th World Congress of the International Association for Hydro- Environment Research and Engineering: 33rd Hydrology and Water Resources Symposium and 10th Conference on Hydraulics in Water Engineering*, Barton, A.C.T.:2776-2783.
- Clark S. P. und Kehler N. (2011). Turbulent flow characteristics in circular corrugated culverts at mild slopes. *Journal of Hydraulic Research* 49(5): 676-684.
- Cotel A. J., Webb P. W. und Tritico H. (2006). Do brown trout choose locations with reduced turbulence? *Transactions of the American Fisheries Society* 135: 610-619.
- Coutant C. C., (ed.), (2001a). *Behavioral Technologies for Fish Guidance*, American Fisheries Society, Bethesda, MD
- Coutant C. C. und Whitney R. R. (2000). Fish Behavior in Relation to Passage through Hydropower Turbines: A Review. *Transactions of the American Fisheries Society* 129(2): 351-380.
- Cuchet M., Muhlbauer M., Ratschan C., Hartlieb A. und Brinkmeier B. (2011). Behavioural Experiments on the Design of Downstream Fish Passage Facilities for Potamodromous Species. *Proceedings of the 34th World Congress of the International Association for Hydro- Environment Research and Engineering: 33rd Hydrology and Water Resources Symposium and 10th Conference on Hydraulics in Water Engineering*, Brisbane, Australia.
- DantecDynamics (2012). *DynamicStudio v3.31 User's Guide*, Dantec Dynamics, Skovlunde, DK

- DantecDynamics (2012). *Measurement principles of PIV*. Retrieved 12.09.2012, Zugriff unter: <http://www.dantecdynamics.com/Default.aspx?ID=1049>.
- Deng D., Carlson A. J., Dauble D. D. und Ploskey G. R. (2011). Fish Passage Assessment of an Advanced Hydropower Turbine and Conventional Turbine Using Blade-Strike Modeling. *Energies*(2011-4): 57-67.
- Deng Z., Carlson T. J., Ploskey G. R., Richmond M. C. und Dauble D. D. (2007). Evaluation of blade-strike models for estimating the biological performance of Kaplan turbines. *Ecological Modelling* 208(2-4): 165-176.
- Ducharme A. J. A. (1972). An Application of Louver Deflectors for Guiding Atlantic Salmon (*Salmo salar*) Smolts from Power Turbines. *Journal of the Fisheries Research Board of Canada* 29(10): 1397-1404.
- Ducharme L. J. A. (1972). An Application of Louver Deflectors for Guiding Atlantic Salmon (*Salmo salar*) Smolts from Power Turbines. *Journal of the Fisheries Research Board of Canada* 29(10): 1397-1404.
- Dugan P., Barlow C., Agostinho A., Baran E., Cada G., Chen D., Cowx I., Ferguson J., Jutagate T., Mallen-Cooper M., Marmulla G., Nestler J., Petrere M., Welcomme R. und Winemiller K. (2010). Fish Migration, Dams, and Loss of Ecosystem Services in the Mekong Basin. *AMBIO: A Journal of the Human Environment* 39(4): 344-348.
- Dumont U., Anderer P. und Schwevers U. (2005). *Handbuch Querbauwerke*, Ministerium für Umwelt und Naturschutz, Landwirtschaft und Verbraucherschutz des Landes Nordrhein-Westfalen, Düsseldorf
- DWA (2005). *Fischschutz- und Fischabstiegsanlagen - Bemessung, Gestaltung, Funktionskontrolle - 2. korrigierte Auflage - Juli 2005*. (B. ADAM, R. Bosse, U. DUMONT et al, eds.), DWA Deutsche Vereinigung für Wasserwirtschaft, Abwasser und Abfall e.V., Hennef, Deutschland.
- Ebel G. (2008). *Turbinen bedingte Schädigung des Aales (*Anguilla anguilla*) – Schädigungsraten an europäischen Wasserkraftanlagenstandorten und Möglichkeiten der Prognose*. Mitteilungen aus dem Büro für Gewässerökologie und Fischereibiologie Dr. Ebel Heft 3
- Ebel G. (2010). Vermeidung turbinenbedingter Fischschäden durch Fischschutz- und Fischabstiegssysteme. *21. SVK-Fischereitagung*, Künzell bei Fulda.
- Ebel G. (2013). *Fischschutz und Fischabstieg an Wasserkraftanlagen - Handbuch Rechen- und Bypasssysteme*. Mitteilungen aus dem Büro für Gewässerökologie und Fischereibiologie Dr. Ebel, Halle (Saale), Deutschland.
- Enders E. C., Gessel M. H. und Williams J. G. (2009). Development of successful fish passage structures for downstream migrants requires knowledge of their behavioural response to accelerating flow. *Canadian Journal of Fisheries and Aquatic Sciences* 66(12): 2109-2117.

- Endress+Hauser (2014). *Proline Promag D 400*. Retrieved 31.01.2014, 2014, Zugriff unter: <http://www.ch.endress.com/#product/5D4C>.
- EPRI (1986). *Assessment of downstream migrant fish protection technologies for hydroelectric application*. EPRI Report No. 2694-1, Palo Alto, CA
- EPRI (1994b). *Research update on fish protection technologies for water intakes*. EPRI Report No. TR-104122, Palo Alto, CA
- EPRI (2002). *Upstream and Downstream Fish Passage and Protection Technologies for Hydroelectric Application: A Fish Passage and Protection Manual 1005392*, Palo Alto, CA
- EPRI und Dominion Millstone Laboratories (2001). *Evaluation of Angled Bar Racks and Louvers for Guiding Fish at Water Intakes 1005193(1005193)*, D. M. Laboratories, Palo Alto, CA and Waterford, CT, USA
- EPRI P. A., CA, Holyoke Gas & Electric Company, Holyoke, MA, und WE-Energies Inc., Milwaukee, WI (2006). *Evaluation of an Angled Louver Facility for Guiding Sturgeon to a Downstream Bypass*
- Evans A. F., Roby D. D., Collis K., Cramer B. M., Sheggeby J. A., Adrean L. J., Battaglia D. S. und Lyons D. E. (2011). Recovery of Coded Wire Tags at a Caspian Tern Colony in San Francisco Bay: A Technique to Evaluate Impacts of Avian Predation on Juvenile Salmonids. *North American Journal of Fisheries Management* (31): 79-87.
- Fellenius W. und Lindquist E. G. W. (1929). Experiments on the head loss caused by protecting racks at water-power plants, *Hydraulic laboratory practice*. New York, ASME.
- Fisher R. K. und Franke G. F. (1987). The Impact of Inlet Flow Characteristics on Low Head Hydro Projects. *International Conference on Hydropower*, Portland, Oregon:1673-1680.
- Flügel D., Bös T. und Peter A. (2015). *Untersuchungen zum Fischabstieg entlang eines vertikalen, schräg ausgerichteten Fischleitrechens an grösseren mitteleuropäischen Flusskraftwerken - Ethohydraulische Untersuchungen in einem Versuchsgerinne*, Eawag, Kastanienbaum, Schweiz.
- Franke G. F., Webb D. R. und Fisher R. K. J. (1997). *Development of environmentally advanced hydropower turbine system design concepts*. Other Information: PBD: Aug 1997
- Fritz H. M., Hager W. H. und Minor H.-E. (2003). Landslide generated impulse waves. *Experiments in Fluids* 35(6): 505-519.
- Gharib M., Raffel M., Ronneberger O. und Kompenhans J. (1995). Feasibility study of three-dimensional PIV by correlating images of particles within parallel light sheet planes. *Experiments in Fluids* 19(2): 69-77.

- Gibson A. J. F. und Myers R. A. (2002). A Logistic Regression Model for Estimating Turbine Mortality at Hydroelectric Generating Stations. *Transactions of the American Fisheries Society* 131(4): 623-633.
- Giesecke J., Heimerl S. und Mosonyi E. (2014). *Wasserkraftanlagen - Planung, Bau und Betrieb*. Springer-Verlag.
- Gluch A. (2011). Fischabstiegsanlagen WRRL- gerecht. *BWK Bundeskongress 2011*, Landesbetrieb für Hochwasserschutz und Wasserwirtschaft (LHW) Sachsen-Anhalt, Wernigerode.
- Godde D. (1994). Experimentelle Untersuchung zur Anströmung von Rohrturbinen: Ein Beitrag zur Optimierung des Turbineneinlaufs. Bericht Nr. 75, der Versuchsanstalt Oberrach und des Lehrstuhls für Wasserbau und Wassermengenwirtschaft der TU München, Deutschland.
- Goodwin R. A., Nestler J. M., Anderson J. J., Weber L. J. und Loucks D. P. (2006). Forecasting 3-D fish movement behavior using a Eulerian-Lagrangian-agent method (ELAM). *Ecological Modelling* 192(1-2): 197-223.
- Gordon J. L. (1970). Vortices at intakes. *Water Power* 22(4): 137-138.
- Hadderingh R., van Aerssen G., Groeneveld L., Jenner H. und Van Der Stoep J. (1983). Fish impingement at power stations situated along the rivers Rhine and Meuse in The Netherlands. *Aquatic Ecology* 17(2): 129-141.
- Hadderingh R. H. und Bakker H. D. (1998). Fish Mortality Due to Passage through Hydroelectric Power Stations on the Meuse and Vecht Rivers, *Fish Migration and Fish Bypasses*. Oxford, England, Fishing News Books. 315 - 328.
- Haefner J. W. und Bowen M. D. (2002). Physical-based model of fish movement in fish extraction facilities. *Ecological Modelling* 152(2-3): 227-245.
- Hager W. H. und Oliveto G. (2002). Shields' entrainment criterion in bridge hydraulics. *Journal of hydraulic Engineering*(128(5)): 538-542.
- Halls A. S. und Kshatriya M. (2009). Modelling the cumulative barrier and passage effects of mainstream hydropower dams on migratory fish populations in the Lower Mekong Basin, *MRC Technical Paper No. 25*. Mekong River Commission, Vientiane. 104 pp.
- Haro A., Odeh M., Noreika J. und Castro-Santos T. (1998). Effect of Water Acceleration on Downstream Migratory Behavior and Passage of Atlantic Salmon Smolts and Juvenile American Shad at Surface Bypasses. *Transactions of the American Fisheries Society* 127(1): 118-127.
- Harza Engineering Company und RMC Environmental Services Inc. (1992). *Response of Atlantic Salmon Smolts to Louvers in the Holyoke Canal, Spring 1992*, Northeast Utilities Service Company

- Haselbauer M. und Martinez C. B. (2011). Turbulente Strukturen als Erfolgskriterium von Fischaufstiegsanlagen. *Wasserwirtschaft* 9/2011: 42-45.
- Hassinger R. (2011). Grundlagen des Fischschutzes an Einlaufrechen. *Ökologische Durchlässigkeit in Fließgewässern*, Landesamt für Umwelt, Gesundheit und Verbraucherschutz (LUGV), Lebus, D.
- Hefti D. (2011). *Wiederherstellung der Fischauf- und abwanderung bei Wasserkraftwerken*. Check-list Best practice, BAFU
- Heller V. (2011). Scale effects in physical hydraulic engineering models. *Journal of Hydraulic Research* 49(3): 293-306.
- Hogan T., Amaral S., Cook T. und McMahon B. (2008). Evaluation of Downstream Passage Alternatives for Shortnose Sturgeon. *HydroVision 2008*(Paper No. 251).
- Hsieh T. (1964). Resistance of cylindrical pier in open-channel flow. *Journal of the Hydraulic Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineering* Volume No. 90(HY1, Part 1): 161-174.
- Huang H., Dabiri D. und Gharib M. (1997). On errors of digital particle image velocimetry. *Measurement Science and Technology* 8(12): 1427-1440.
- Hughes J. S. (2005). *Physical Models and Laboratory Techniques in Coastal Engineering*. World Scientific, Singapore.
- Idelchik I. E. (1986). *Handbook of Hydraulic Resistance*. (S. Edition, ed.), Hemisphere Publishing Corporation, New York, NY.
- Ivicsics L. (1978). *Hydraulic models*. Vizdok, Budapest.
- Jamieson D., Bonnet M., Jellyman D. und Unwin M. (2007). *Fish screening good practice guidelines fpr Canterbury*, NIWA
- Jirka G. H. und Lang C. (2004). *Gerinnehydraulik*. Institut für Hydromechanik, Universität Karlsruhe.
- Johnson G. E., Adams N. S., Johnson R. L., Rondorf D. W., Dauble D. D. und Barila T. Y. (2000). Evaluation of the Prototype Surface Bypass for Salmonid Smolts in Spring 1996 and 1997 at Lower Granite Dam on the Snake River, Washington. *Transactions of the American Fisheries Society* 129(2): 381-397.
- Johnson G. E. und Dauble D. D. (2006). Surface Flow Outlets to Protect Juvenile Salmonids Passing Through Hydropower Dams. *Reviews in Fisheries Science* 14(3): 213-244.
- Katopodis C., Ead S., Standen G. und Rajaratnam N. (2005). Structure of Flow Upstream of Vertical Angled Screens in Open Channels. *Journal of Hydraulic Engineering* 131(4): 294-304.

- Keane R. D. und Adrian R. J. (1990). Optimization of particle image velocimeters. I. Double pulsed systems *Measurement Science and Technology* 1(11): 1202-1215.
- Keuneke R. und Dumont U. (2010). Vergleich von Prognosemodellen zur Berechnung der Turbinen bedingten Fischmortalität. *WASSERWIRTSCHAFT*(9): 39 - 42.
- Kirschmer O. (1925). Untersuchungen über den Gefällsverlust an Rechen. T.H. München.
- Kleinschmidt Associates (1996b). *Fish Entrainment and Mortality Study, Hoosic River Project*, Niagara Mohawk Power Corp., Syracuse, NY
- Kleinschmidt Associates (2007). *Downstream Passage & Turbine Survival of Diadromous Fishes Passing Through the Redeveloped Holtwood Station*, Strasburg, PA
- Knauss J., ed. (1987). *Swirling Flow Problems at Intakes*. IAHR Hydraulic Structures Design Manual 1. Rotterdam, A. A. Balkema.
- Kohli A. (1998). Kolk an Gebäuden in Überschwemmungsebenen *Dissertation 12592*. ETH Zürich, 12592.
- Kriewitz C. R., Albayrak I. und Boes R. M. (2012). *Massnahmen zur Gewährleistung eines schonenden Fischabstiegs an grösseren mitteleuropäischen Flusskraftwerken – Zwischenbericht zum Literatur- und Massnahmenstudium*, Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie (VAW), ETH Zürich, Schweiz
- Kynard B. und Buerkett C. (1997). Passage and Behavior of Adult American Shad in an Experimental Louver Bypass System. *North American Journal of Fisheries Management* 17(3): 734-742.
- Kynard B. und Horgan M. (2001). Guidance of Yearling Shortnose and Pallid Sturgeon Using Vertical Bar Rack and Louver Arrays. *North American Journal of Fisheries Management* 21(3): 561-570.
- Lancaster D. M. und Rhone T. J. (1955). *Field and Laboratory Tests to Develop the Design of a Fish Screen Structure, Delta-Mendota Canal Headworks, Central Valley Project, California* Hydraulic Laboratory Report HYD-401, Bureau of Reclamation
- Larinier M. (2008). Fish passage experience at small-scale hydro-electric power plants in France. *Hydrobiologia* 609(1): 97-108.
- Larinier M. und Dartiguelongue J. (1989). La circulation des poissons migrateurs: Le transit a travers les turbines des installations hydroelectriques. *Bull. Fr. Peche Piscic.* 312/313: 1-90.
- Larinier M. und Travade F. (1999). The development and evaluation of downstream bypasses for juvenile salmonids at small hydroelectrical plants in France. *American Fisheries Society*: 25 - 42.

- Larinier M. und Travade F. (2002). Downstream migration: problems and facilities. *BFPP-Connaissance et Gestion du Patrimoine Aquatique* 364 supplément: 181-207.
- Lecour C. und Rathcke P. C. (2011). Schädigung von Fischen durch Wasserkraftanlagen. 26. *BWK Bundeskongress - Wasserwirtschaft und Erneuerbare Energien - Umweltverträgliche Planung, sicherer Betrieb von Anlagen*, Wernigerode, D.
- Lehmann B. (2012). Ethohydraulik: Untersuchungen und Erkenntnisse zur Fischdurchgängigkeit. 35. *Dresdner Wasserbaukolloquium 2012 „Staubauwerke - Planen, Bauen, Betreiben“*, Dresden, Technische Universität Dresden.
- Lehmann B. und Nestmann F. (2007). Wasserbauliches Versuchswesen: Kursbegleitendes Skriptum. 1. Auflage, Universität Karlsruhe, Institut für Wasser und Gewässerentwicklung (IWG): 110.
- Liao J. C. (2007). A review of fish swimming mechanics and behaviour in altered flows. *Philosophical Transactions of the Royal Society B: Biological Sciences* 362(1487): 1973-1993.
- Liao J. C., Beal D. N., Lauder G. V. und Triantafyllou M. S. (2003). Fish Exploiting Vortices Decrease Muscle Activity. *Science* 302(5650): 1566-1569.
- Lucas M. C., Baras E., Thom T. J., Duncan A. und Slavík O. (2008). The Stimulus and Capacity for Migration, *Migration of Freshwater Fishes*. Blackwell Science Ltd. 14-65.
- Mallen-Cooper M. (1997). Developing fishways for non-salmonid fishes: A case study from the Murray River in Australia, *Innovations in Fish Passage Technology*. (M. Odeh, ed.). Bethesda, MD, American Fisheries Society. 173-195.
- Mathur D., Heisey P. G., Euston E. T., Skalski J. R. und Hays S. (1996). Turbine passage survival estimation for chinook salmon smolts (*Oncorhynchus tshawytscha*) at a large dam on the Columbia River. *Canadian Journal of Fisheries and Aquatic Sciences* 53(3): 542-549.
- Mathur D., Heisey P. G., McGrath K. J. und Tatham T. R. (1996). JUVENILE BLUEBACK HERRING (*ALOSA AESTIVALIS*) SURVIVAL VIA TURBINE AND SPILLWAY1. *JAWRA Journal of the American Water Resources Association* 32(1): 155-161.
- Mathur D., Heisey P. G. und Robinson D. A. (1994). Turbine-Passage Mortality of Juvenile American Shad at a Low-Head Hydroelectric Dam. *Transactions of the American Fisheries Society* 123(1): 108-111.
- Megerle M., Sick V. und Reuss D. L. (2002). Measurement of digital particle image velocimetry precision using electro-optically created particle-image displacements. *Measurement Science and Technology* 13(7): 997-1005.

- Meusburger H. (2002). Energieverluste an Einlaufrechen von Flusskraftwerken *Technische Dissertation*. ETH Zürich, Schweiz.
- Meusburger H., Speerli J. und Volkart P. (1999). *Untersuchung über den Einfluss der Geometrie und Anströmung von Einlaufrechen auf den Betrieb von Wasserkraftwerken*, Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie der ETH-Zürich (VAW), Zürich, [unveröffentlicht].
- Möller G. (2013). Vortex-induced air entrainment rate at intakes. ETH Zurich.
- Monten E. (1985). *Fish and turbines : fish injuries during passage through power station turbines*. Vattenfall, Stockholm, Schweden.
- Montes S. (1998). *Hydraulics of open channel flow*. ASCE Press, Reston VA.
- Myers G. S. (1949). Usage of Anadromous, Catadromous and allied terms for migratory fishes. *Copeia* 1949: 89–97.
- National Marine Fisheries Service (2008). *ANADROMOUS SALMONID PASSAGE FACILITY DESIGN*, NMFS, Northwest Region, Portland, Oregon
- Nestler J. M., Goodwin R. A., Smith D. L., Anderson J. J. und Li S. (2008). Optimum fish passage and guidance designs are based in the hydrogeomorphology of natural rivers. *River Research and Applications* 24(2): 148-168.
- Nezu I. und Nakagawa H. (1993). *Turbulence in open-channel flows*. IAHR Monograph, Balkema, Rotterdam, NL.
- Normandeau Associates Inc. und Gomez and Sullivan Engineers P.C. (2012). *ESTIMATION OF SURVIVAL OF JUVENILE AMERICAN SHAD PASSED THROUGH FRANCIS TURBINES RSP 3.2, CONOWINGO HYDROELECTRIC PROJECT*
- Odeh M., Noreika J., Haro A., Maynard A. und Castro-Santos T. (2002). *Evaluation Of The Effects Of Turbulence On The Behavior Of Migratory Fish*. Report to Bonneville Power Administration, Contract No. 00000022, Project No. 200005700(BPA Report DOE/BP-00000022-1), U.S. Geological Survey, Glenn F. Cada - Oak Ridge National Laboratory
- Odeh M. und Orvis C. (1998). *Downstream fish passage design considerations and developments on hydro electrical projects in the north-east USA, Fish migration and fish bypasses*. Oxford.
- Overmars E. F. J., Warncke N. G. W., Poelma C. und Westerweel J. (2010). Bias errors in PIV: the pixel locking effect revisited. *15th Int Symp on Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics*, Lisbon, Portugal:10.
- Pahud C. (2013). Schonender Fischabstieg an grösseren mitteleuropäischen Flusskraftwerken. *Master of Science ETH in Bauingenieurwissenschaften*. ETH Zürich.

- Pavlov D. und Skorobogatov M. (2009). Effect of the flow turbulence on the movement pattern of the caudal fin in fish. *Doklady Biological Sciences* 428(1): 464-466.
- Pavlov D. S. (1989). Structures assisting the migrations of non-salmonid fish. *USSR. – FAO Fisheries Technical Paper* 308: 1 - 97.
- Pavlov D. S., Kostin V. V. und Zvezdin A. O. (2011). Patterns of Movements of Fish with Negative Type of Rheoreaction. *Journal of Ichthyology* Vol. 51(No. 7): 536–542.
- Pavlov D. S., Lupandin A. I. und Kostin V. V. (2002). *Downstream Migration of Fish Through Dams of Hydroelectric Power Plants*. Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, Tennessee.
- Pelicice F. M. und Agostinho C. S. (2012). Deficient downstream passage through fish ladders: the case of Peixe Angical Dam, Tocantins River, Brazil. *Neotropical Ichthyology* 10(4): 705-713.
- Ploskey G. R. und Carlson T. J. (2004). *Comparison of Blade-Strike Modeling Results with Empirical Data* U. S. D. o. Energy, Pacific Northwest National Laboratory, Richland
- Pöhler F. (2006). Erfahrungen mit dem aalschonenden Betriebsmanagement einer Wasserkraftanlage. *International DWA Symposium on Water Resources Management*, Berlin, DWA-Themen:116-122.
- Putman E. R. J. (2011). Digital Particle Image Velocimetry (DPIV): systematic error analysis. Loughborough University.
- R2 Resource Consultants Inc. (2008). *TURBINE MORTALITY ESTIMATE CALCULATIONS*, Okanogan Public Utility District
- Raffel M., Willert C. und Kompenhans J. (1998). *Particle Image Velocimetry*. Springer, Berlin, Germany.
- Rajaratnam N., Sadeque M. A. F. und Katopodis C. (2006). A simple method to predict flow distribution at vertical angled screens in open channels. *Canadian Journal of Civil Engineering* 33(8): 982-988.
- Raynal S. (2013). Étude expérimentale et numérique des grilles ichtyocompatibles *Thèse Mécanique des milieux fluides*. Université de Poitiers.
- Raynal S., Chatellier L., Courret D., Larinier M. und David L. (2013). An experimental study on fish-friendly trashracks – Part 2. Angled trashracks. *Journal of Hydraulic Research* 51(1): 67-75.
- Raynal S., Chatellier L., Courret D., Larinier M. und David L. (2014). Streamwise bars in fish-friendly angled trashracks. *Journal of Hydraulic Research* 52:3: 426-431.
- Reeve D., Chadwick A. und Fleming C. (2004). *Coastal engineering: process, theory and design practice*. Taylor & Francis, London UK.

- Reuss D. L., Megerle M. und Sick V. (2002). Particle-image velocimetry measurement errors when imaging through a transparent engine cylinder. *Measurement Science and Technology* 13: 1029-1035.
- Rhone T. J. und Bates D. W. (1960). Fish Protective Facilities at the Tracy Pumping Plant – Central Valley Project, California. *9th Hydraulics Division Conference*, Seattle, Washington, American Society of Civil Engineers.
- Russon I. J. und Kemp P. S. (2011). Advancing provision of multi-species fish passage: Behaviour of adult European eel (*Anguilla anguilla*) and brown trout (*Salmo trutta*) in response to accelerating flow. *Ecological Engineering* 37(12): 2018-2024.
- Schneider J. (2009). *Fischökologische Gesamtanalyse einschließlich Bewertung der Wirksamkeit der laufenden und vorgesehenen Maßnahmen im Rheingebiet mit Blick auf die Wiedereinführung von Wanderfischen*, Bericht Nr. 167, Internationale Kommission zum Schutz des Rheins (IKSR), Frankfurt
- Scruton D. A., McKinley R. S., Kouwen N., Eddy W. und Booth R. K. (2002). Use of telemetry and hydraulic modeling to evaluate and improve fish guidance efficiency at a louver and bypass system for downstream-migrating Atlantic salmon (*Salmo salar*) smolts and kelts. *Hydrobiologia* 483(1-3): 83-94.
- Scruton D. A., McKinley R. S., Kouwen N., Eddy W. und Booth R. K. (2003). Improvement and optimization of fish guidance efficiency (FGE) at a behavioural fish protection system for downstream migrating Atlantic salmon (*Salmo salar*) smolts. *Wiley InterScience* 19: 605-617.
- Scruton D. A., Pennell C., Bourgeois C., Goosney R., Porter T. und Clarke K. (2007). Assessment of a retrofitted downstream fish bypass system for wild Atlantic salmon smolts and kelts at a hydroelectric facility on the Exploits River, Newfoundland, Canada - Developments in Fish Telemetry 195. (P. R. Almeida, B. R. Quintella, M. J. Costa and A. Moore, eds.), Springer Netherlands. 155-169.
- Sebring S. H., Ledgerwood R. D., Sandford B. P., Evans A. F. und Matthews G. M. (2010). *Detection of Passive Integrated Transponder (PIT) Tags on Piscivorous Avian Colonies in the Columbia River Basin, 2008*, Fish Ecology Division, Northwest Fisheries Science Center, National Marine Fisheries Service, National Oceanic and Atmospheric Administration, Seattle
- Silva A. T., Katopodis C., Santos J. M., Ferreira M. T. und Pinheiro A. N. (2012). Cyprinid swimming behaviour in response to turbulent flow. *Ecological Engineering* 44(0): 314-328.
- SonTek (2014). Argonaut-ADV: 2.
- Spangler J. (1928). Untersuchungen über den Verlust an Rechen bei schräger Zuströmung, *Mitteilung H2 des hydraulischen Instituts der TH München*. Deutschland.

- Spurk J. H. (1992). *Dimensionsanalyse in der Strömungslehre*. Springer Verlag, Berlin.
- Stira R. J. und Robinson D. A. (1997). Effectiveness of a louver bypass system for downstream passage of Atlantic Salmon smolts and juvenile clupeids in the Holyoke Canal, Connecticut River, Holyoke, Massachusetts. *Fish Passage Workshop*, Milwaukee, Wisconsin.
- Surek D. und Stempin S. (2007). *Angewandte Strömungsmechanik*. B.G. Teubner Verlag, Wiesbaden.
- Swanson C., Young P. S. und Cech J. J. (2005). Close Encounters with a Fish Screen: Integrating Physiological and Behavioral Results to Protect Endangered Species in Exploited Ecosystems. *Transactions of the American Fisheries Society* 134(5): 1111-1123.
- Taft E. P. (1986). *Assessment of downstream migrant fish protection technologies for hydroelectric application*. EPRI research project 2694-1, S. W. E. Corporation, Boston
- Taft E. P. (2000). Fish protection technologies: a status report. *Environmental Science & Policy* 3, Supplement 1(0): 349-359.
- Townsend R. L. (1976). *The Structure of Turbulent Shear Flow* Cambridge University Press, UK, Cambridge.
- Travade F. und Larinier M. (2007). French experience with downstream migration devices. *2nd meeting of the EIFAC Working Party On Fish Passage Best Practices*, Abteilung 13 Naturschutz, Referat 13/04 Gewässerschutz, Salzburg, Land Salzburg.
- Travade F., Larinier M., Subra S., Gomes P. und De-Oliveira E. (2010). Behaviour and passage of European silver eels (*Anguilla anguilla*) at a small hydropower plant during their downstream migration. *Knowledge and Management of Aquatic Ecosystems*(398): Article No.: 01.
- Tsikata J. M., Agelinchaab M., Tachie M. F. und Katopodis C. (2008). Oben channel flow over a pair of rectangular cylinders at incidence. *BBAA VI International Colloquium on: Bluff Bodies Aerodynamics & Applications* 9, Milano, Italy.
- Tsikata J. M., Tachie M. F. und Katopodis C. (2009). Particle image velocimetry study of flow near trashrack models. *J. Hydraul. Eng.* 135(8): 671-684.
- Turnpenny A. W. H. und O’Keeffe N. (2005). *Screening for Intake and Outfalls: a best practice guide*, Environment Agency UK, Bristol
- Turnpenny A. W. H., Struthers G. und Hanson K. P. (1998). *A UK guide to intake fish-screening regulations, policy and best practice*, Fawley Aquatic Research Laboratories Ltd & Hydroplan

- U.S. Department of the Interior (2006). *Fish Protection at Water Diversions - A Guide for Planning and Designing Fish Exclusion Facilities*. Water Resources Technical Publication, Bureau of Reclamation, , Denver, Colorado
- Videler J. J. (1993). *Fish Swimming*. Chapman & Hall, London, UK.
- Wardle C., Videler J. und Altringham J. (1995). Tuning in to fish swimming waves: body form, swimming mode and muscle function. *Journal of Experimental Biology* 198(8): 1629-1636.
- Westerweel J. (1994). Efficient detection of spurious vectors in particle image velocimetry data. *Experiments in Fluids* 16(3-4): 236-247.
- Westerweel J. (1997). Fundamentals of digital particle image velocimetry *Measurement Science and Technology* 8(12): 1379-1392.
- Willert C. E. und Gharib M. (1991). Digital particle image velocimetry. *Experiments in Fluids* 10(4): 181-193.
- Wolter C. und Arlinghaus R. (2003). Navigation impacts on freshwater fish assemblages: the ecological relevance of swimming performance. *Reviews in Fish Biology and Fisheries* 13(1): 63-89.
- WSL (2010). *Schwemmholz des Hochwassers 2005 - Schlussbericht des WSL-Teilprojekts Schwemmholz der Ereignisanalyse BAFU/WSL des Hochwassers 2005*
- Zang Z.-P., Gao F.-P. und Cui J.-S. (2013). Physical modeling and swirling strength analysis of vortex shedding from near-bed piggyback pipelines. *Applied Ocean Research* 40(0): 50-59.
- Zhou J., Adrian R., Balachandar S. und Kendall T. (1999). Mechanisms for generating coherent packets of hairpin vortices in channel flow. *Journal of Fluid Mechanics* 387: 353-396.
- Zimmermann J., Wittke W. und Louis C. (1969). *Widerstand schräg angeströmter Rechengitter*. Universität Fridericana Karlsruhe, Karlsruhe.

## Anhang

## Ergänzungen zum Kapitel 6

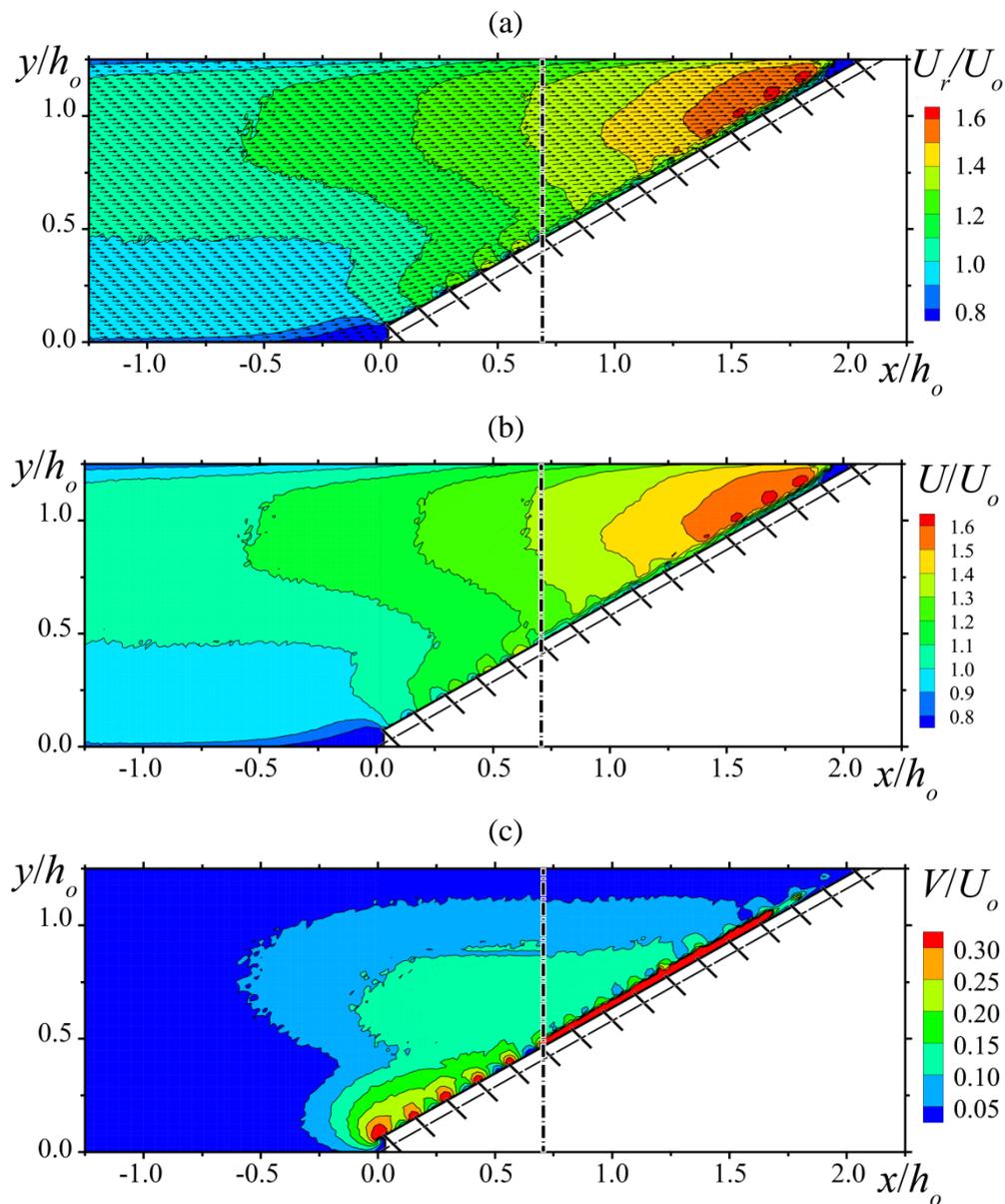
Anströmung für  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $\sigma = 0.08$ , UEII

Abbildung 0.1 Mittlere relative Bewegungsgrößen: (a) Resultierende, (b) Longitudinal-, (c) Transversalgeschwindigkeit mit  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.08$

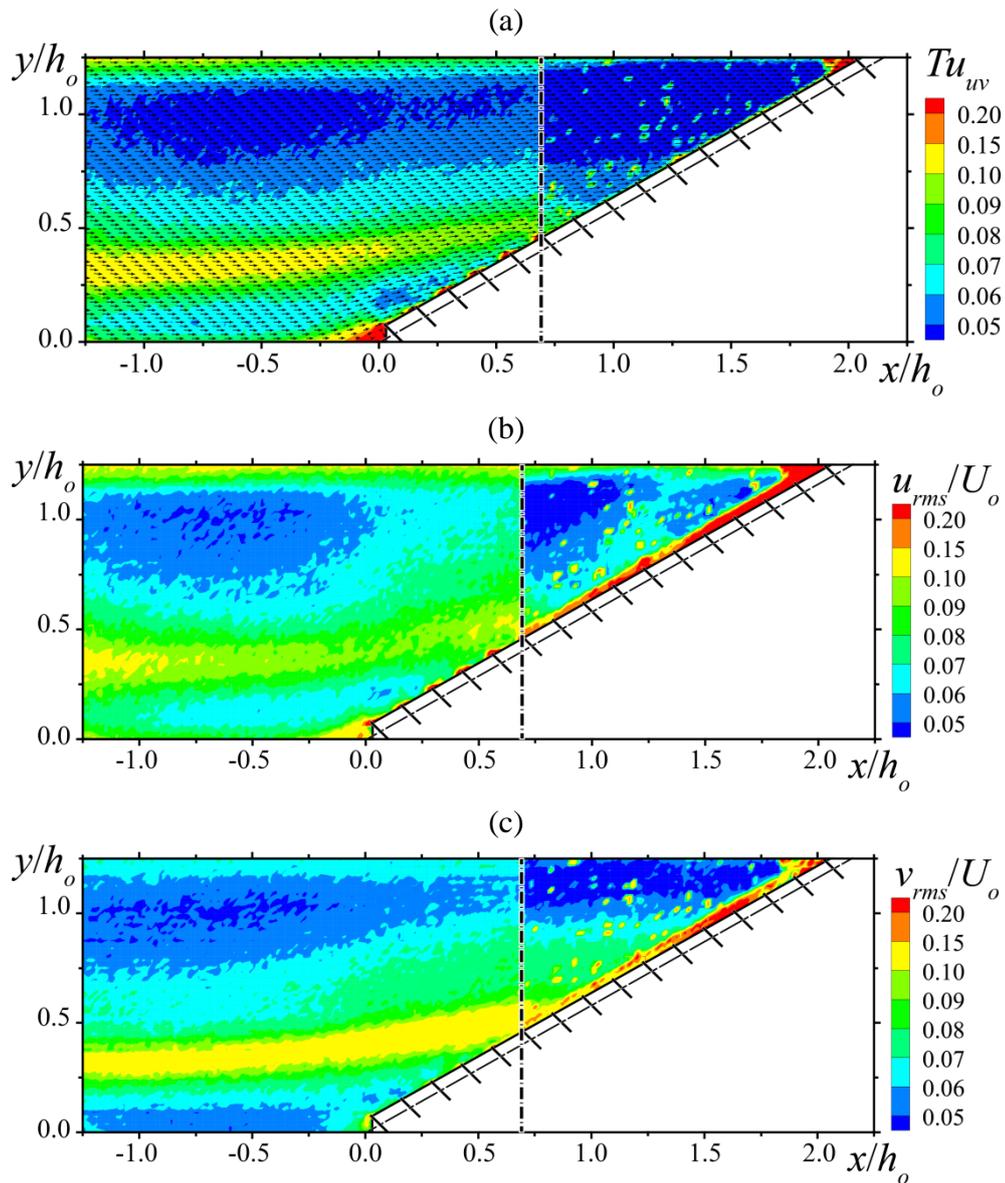


Abbildung 0.2 Schwankungsgrößen: (a) Turbulenzgrad, (b) relative Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung, (c) Turbulenzintensität in Transversalrichtung bei  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

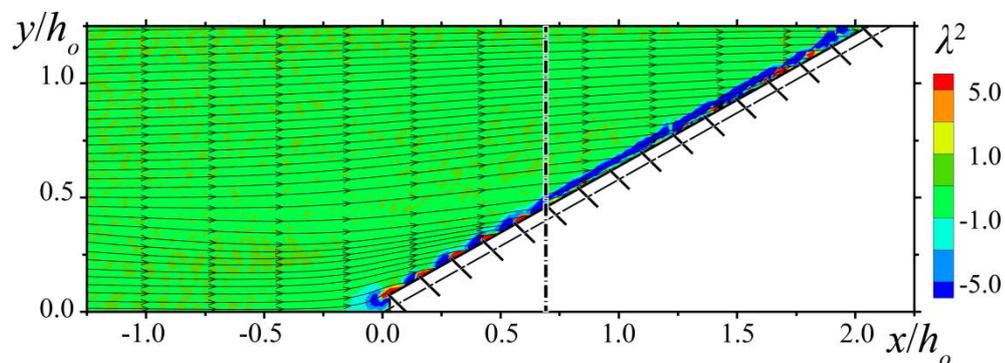


Abbildung 0.3 Rotationsstärke der zeitlich gemittelten Vektorfelder überlagert mit Stromlinienverlauf für  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.17$

Anströmung für  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $\sigma = 0.08$ , UEII

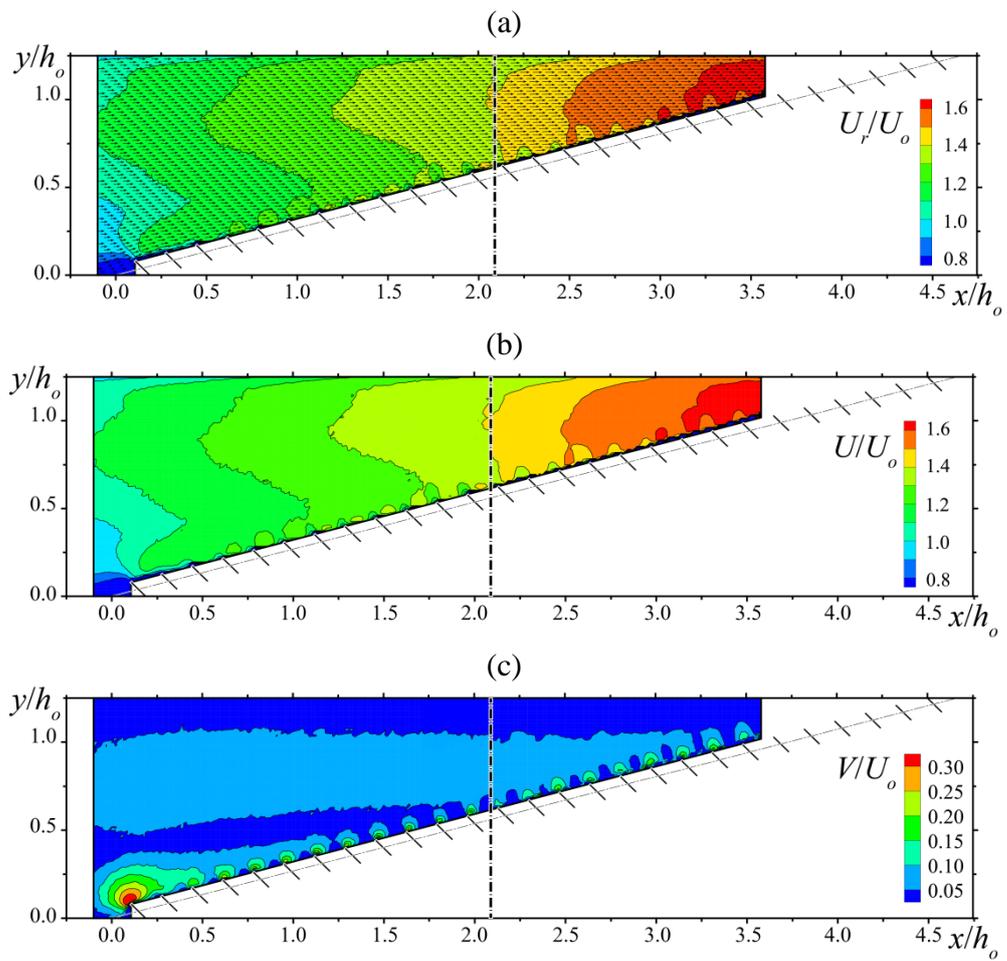


Abbildung 0.4 Mittlere relative Bewegungsgrößen: (a) Resultierende, (b) Longitudinal-, (c) Transversalgeschwindigkeit mit  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.08$

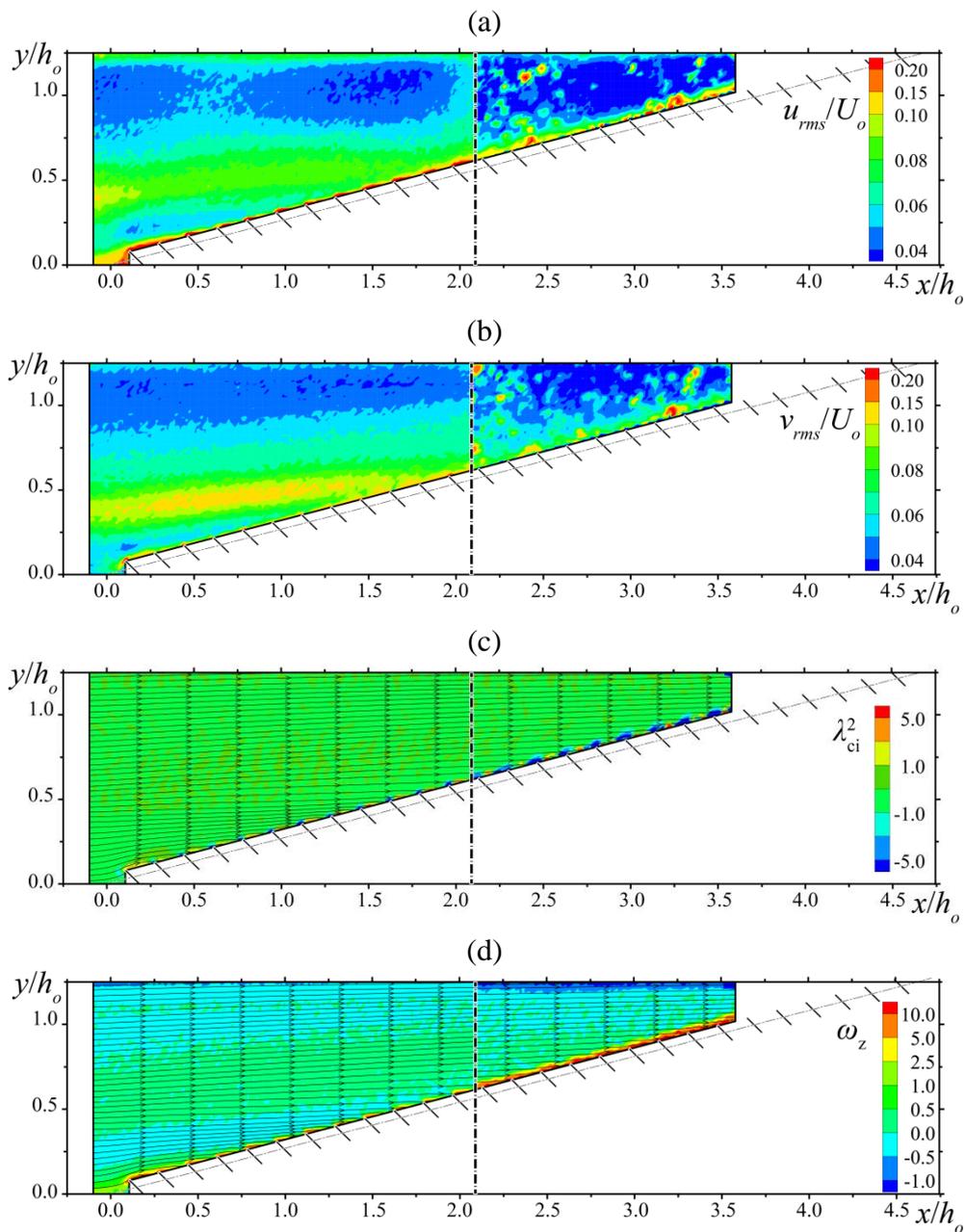


Abbildung 0.5 Turbulente Schwankungsgrößen (a) relative Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung, (b) Turbulenzintensität in Transversalrichtung, (c) Rotationsstärke, (d) Wirbelstärke bei  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$  und  $\sigma = 0.08$

Anströmung für  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$ ,  $\sigma = 0.08$ , UEII

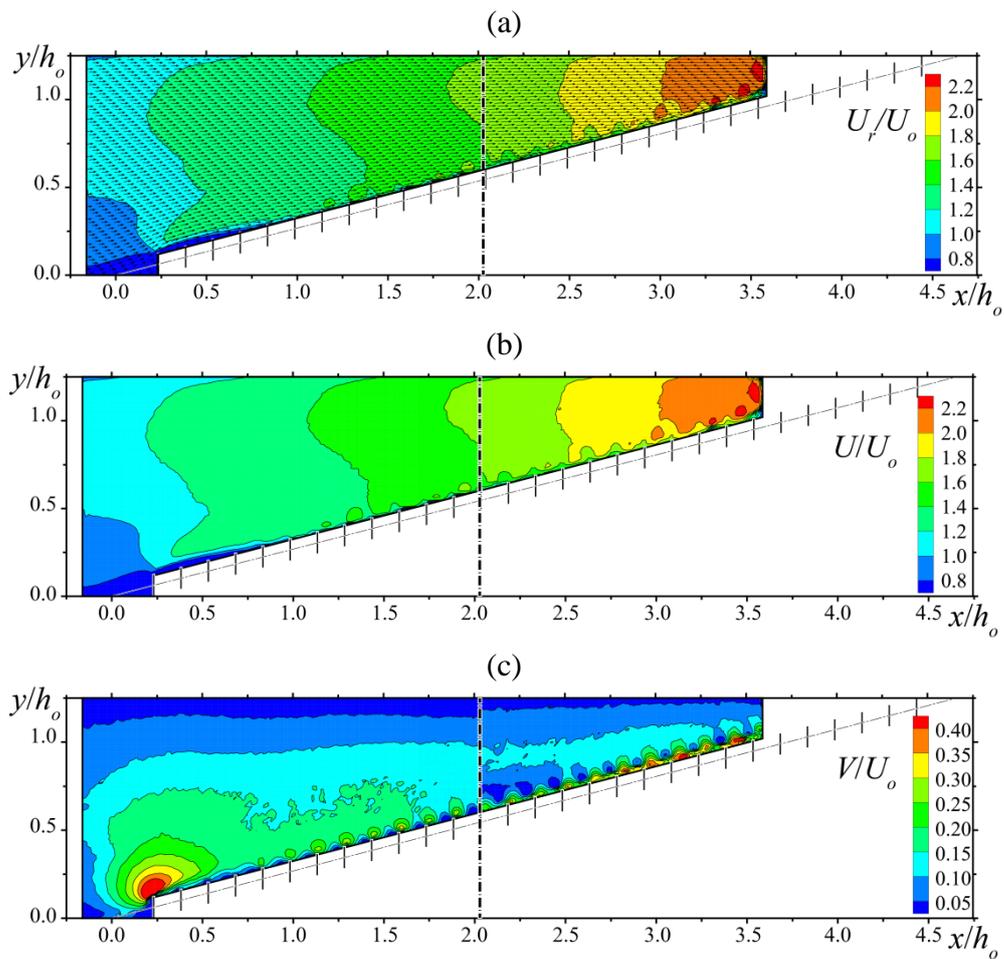


Abbildung 0.6 Mittlere relative Bewegungsgrößen: (a) Resultierende, (b) Longitudinal-, (c) Transversalgeschwindigkeit mit  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.08$

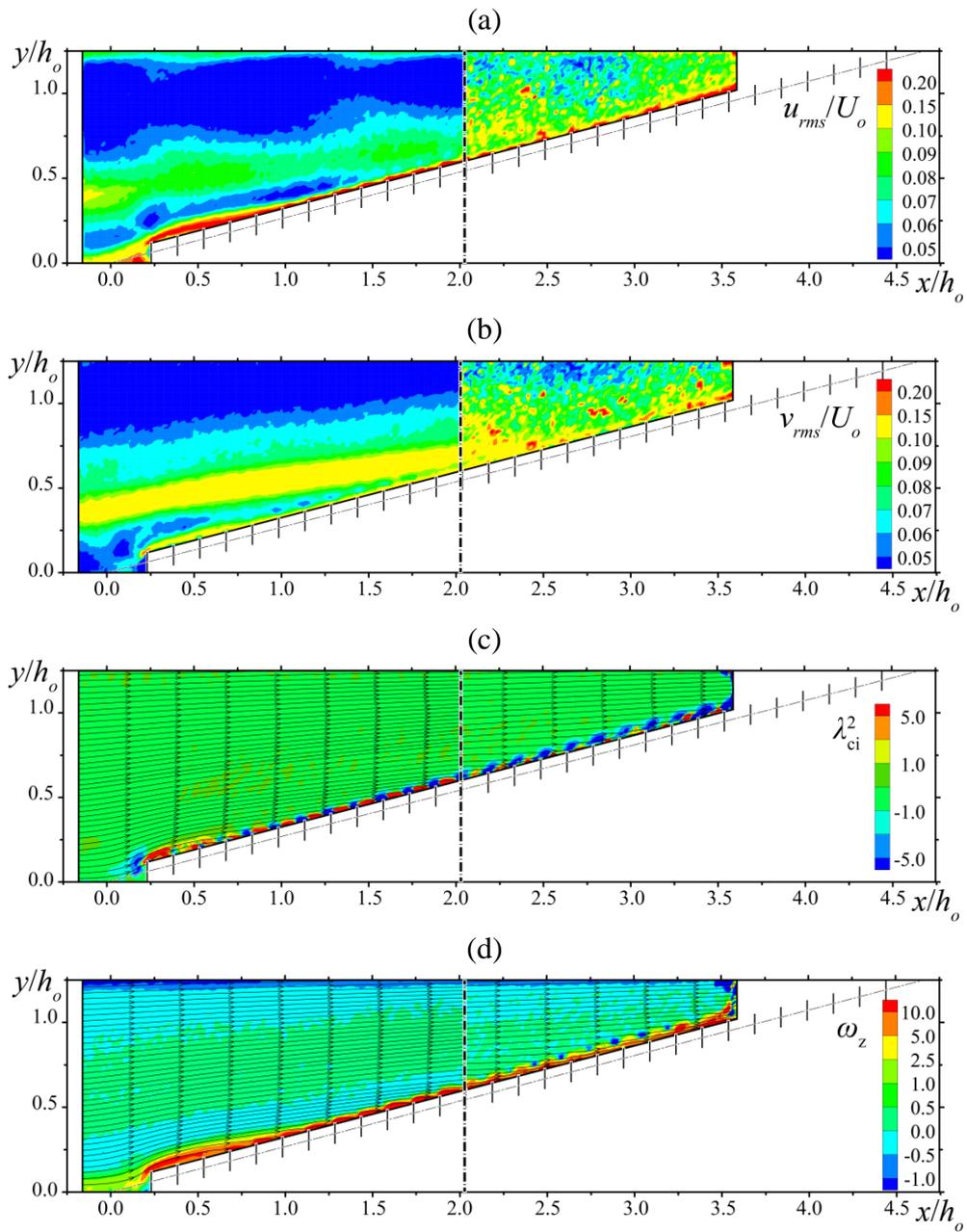


Abbildung 0.7 Turbulente Schwankungsgrößen (a) relative Turbulenzintensität in Longitudinalrichtung, (b) Turbulenzintensität in Transversalrichtung; (c) Rotationsstärke, (d) Wirbelstärke bei  $\alpha = 15^\circ$ ,  $\beta = 90^\circ$  und  $\sigma = 0.08$

## Ergänzungen zum Kapitel 7

### Ergebnisübersicht aller Leiteffizienzversuche

Tabelle 0.1 Ergebnisübersicht der ethohydraulischen Modellversuche

Konfiguration	Fischart	Bypass	Rechenpassage	Verweigerung
15° 45° 5cm 0.3m/s	Barbe	95.0%	0.0%	5.0%
15° 45° 5cm 0.6m/s	Barbe	82.6%	17.4%	0.0%
15° 45° 11cm 0.3m/s	Barbe	45.5%	54.5%	0.0%
15° 45° 11cm 0.6m/s	Barbe	58.3%	41.7%	0.0%
15° 90° 5cm 0.3m/s	Barbe	78.6%	21.4%	0.0%
15° 90° 5cm 0.6m/s	Barbe	65.2%	34.8%	0.0%
15° 90° 11cm 0.3m/s	Barbe	50.0%	50.0%	0.0%
15° 90° 11cm 0.6m/s	Barbe	39.1%	60.9%	0.0%
30° 45° 5cm 0.3m/s	Barbe	86.4%	13.6%	0.0%
30° 45° 5cm 0.6m/s	Barbe	100.0%	0.0%	0.0%
15° 45° 5cm 0.8m/s	Barbe	100.0%	0.0%	0.0%
15° 45° 5cm 0.6m/s SL	Barbe	100.0%	0.0%	0.0%
30° 45° m/s 5cm 0.6m/s SL	Barbe	100.0%	0.0%	0.0%
30° 0° 5cm 0.6m/s	Barbe	58.3%	41.7%	0.0%
15° 45° 5cm 0.3m/s	Schneider	100.0%	0.0%	0.0%
15° 45° 5cm 0.6m/s	Schneider	85.0%	0.0%	15.0%
15° 45° 11cm 0.3m/s	Schneider	75.0%	25.0%	0.0%
15° 45° 11cm 0.6m/s	Schneider	75.0%	10.0%	15.0%
15° 90° 5cm 0.3m/s	Schneider	81.0%	9.5%	9.5%
15° 90° 5cm 0.6m/s	Schneider	10.0%	25.0%	65.0%
15° 90° 11cm 0.3m/s	Schneider	60.0%	35.0%	5.0%
15° 90° 11cm 0.6m/s	Schneider	30.0%	50.0%	20.0%
30° 45° 5cm 0.3m/s	Schneider	75.0%	20.0%	5.0%
30° 45° 5cm 0.6m/s	Schneider	75.0%	5.0%	20.0%
30° 45° 5cm 0.6m/s SL	Schneider	76.2%	0.0%	23.8%
30° 0° 5cm 0.6m/s	Schneider	80.0%	0.0%	20.0%
15° 45° 5cm 0.6m/s SL	Bachforelle	85.2%	0.0%	14.8%
15° 45° 5cm 0.6m/s	Bachforelle	78.3%	17.4%	4.3%
30° 45° 5cm 0.6m/s SL	Bachforelle	96.3%	0.0%	3.7%
15° 45° 5cm 0.6m/s	Aal	72.7%	22.7%	4.5%
15° 45° 5cm 0.6m/s SL	Aal	90.5%	4.8%	4.8%
30° 45° 5cm 0.6m/s SL	Aal	94.7%	5.3%	0.0%
30° 45° 5cm 0.6m/s	Äsche	35.0%	0.0%	65.0%
30° 45° 5cm 0.6m/s SL	Äsche	95.8%	0.0%	4.2%