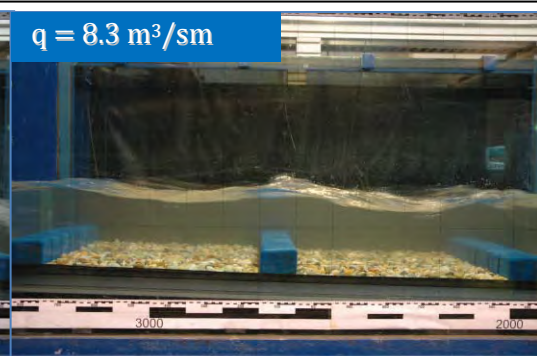
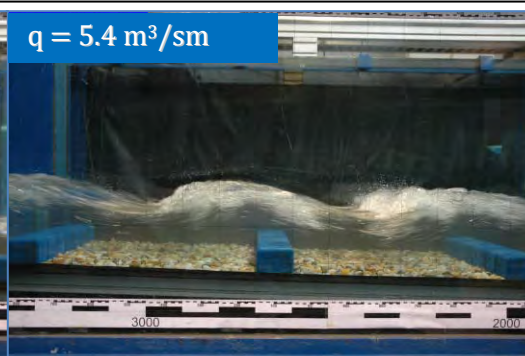
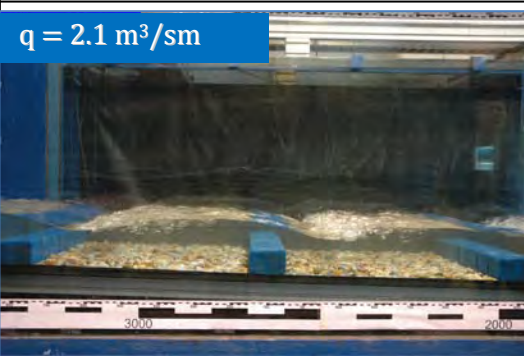
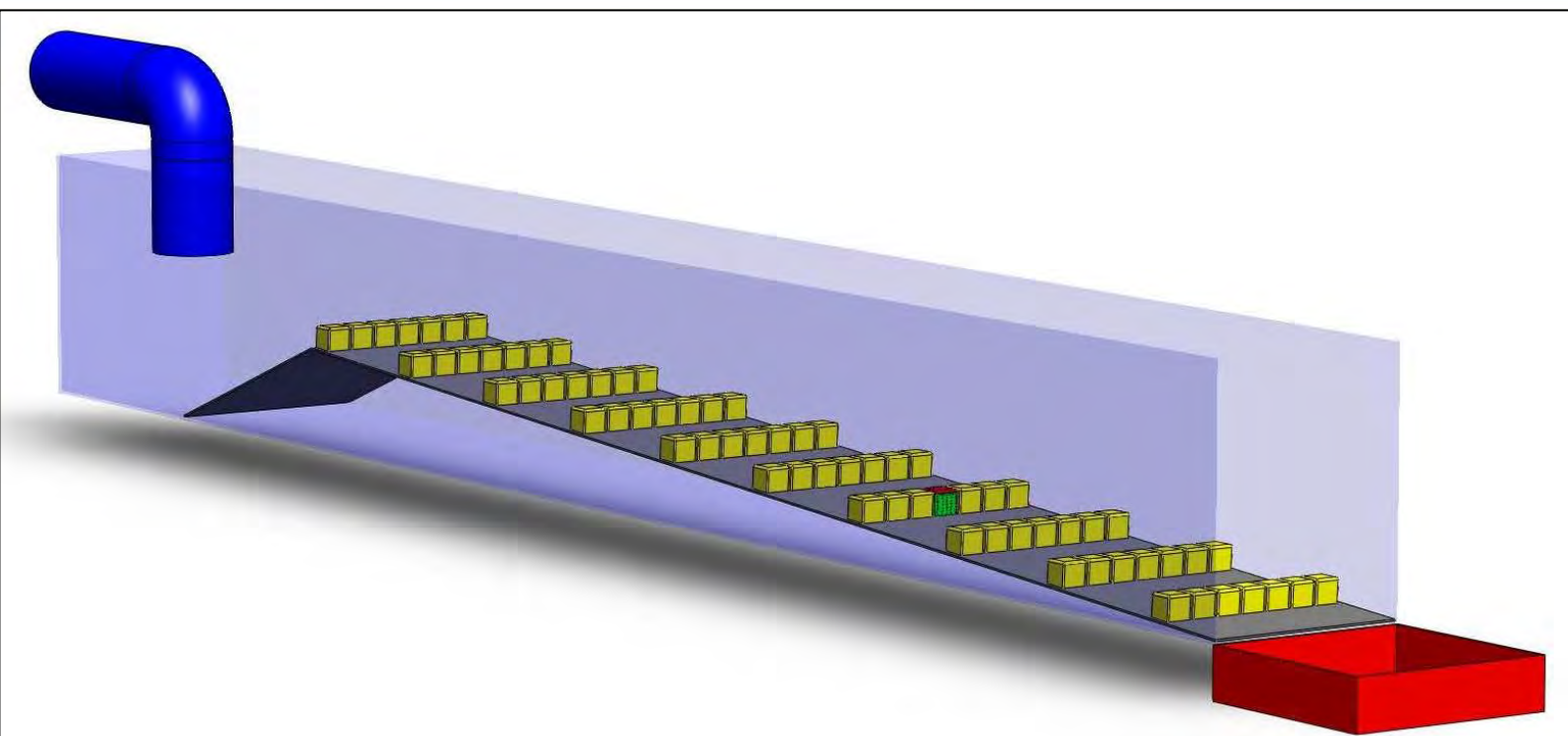




# Grundlagenversuch Pendelrampe Dimensionierung

Forschungsbericht





lebensministerium.at

# Grundlagenversuch Pendelrampe Dimensionierung

**Forschungsbericht**

**Projektdurchführung:**

C. Sindelar, G. Zenz (Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft, TU Graz)

**Fotonachweis Titelblatt:**

Oben: 3D-Ansicht des Modells

Unten: Fließzustände bei Riegelrampen

April 2011

# Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis .....	iii
Tabellenverzeichnis .....	vii
Anhang (in elektronischer Form).....	viii
1. Einführung .....	1
2. Fließregime über Riegelrampen .....	1
2.1 Klassifikation nach Peterson & Mohanty .....	1
2.2 Dimensionierung für Gerinne mit künstlichen Rauheitselementen nach Morris .....	3
3. Modellversuch - Ziele.....	6
4. Modellversuch - Aufbau .....	7
4.1 Glasgerinne und Rampenaufbau.....	7
4.2 Messgeräte und -methoden.....	14
4.3 Positioniersystem und Datenerfassung .....	19
4.4 Post Processing.....	22
4.5 Dokumentation .....	25
5. Modellversuche - Versuchsprogramm .....	26
5.1 Vorversuche .....	26
5.2 Hauptversuche .....	26
5.3 Versuchsprogramm .....	28
6. Modellversuch - Ergebnisse .....	30
6.1 Wasserspiegellagen ohne Riegel .....	30
6.2 Tumbling Flow Regime .....	31
6.3 Instabiles Fließen und Rapid Flow Regime .....	34
6.4 Geschwindigkeits- und Turbulenzprofile.....	37
6.5 Raue und glatte Sohle .....	39
6.6 Quergeneigte und nicht quergeneigte Riegel .....	41
6.7 Riegelabstand.....	43
6.8 Fließübergang von Tumbling zu Rapid Flow .....	47
6.9 Fließübergang Rapid zu Tumbling Flow – Hysterese.....	49
6.10 Fließübergang und Neigung – Schmales Glasgerinne .....	51
6.11 Fließübergang und Antidünen .....	53
6.12 Druckmessungen.....	62
6.13 Stabilität eines Riegels .....	76

7.	Modellversuch - Schlussfolgerungen .....	83
7.1	Ziel 1 – finde eine Fließübergangs-Formel .....	84
7.2	Ziel 2 – Morris' Formel anwendbar? .....	84
7.3	Ziel 3 – dissipieren quergeneigte Riegel mehr Energie? .....	84
7.4	Ziel 4 – größte Belastung auf Riegel beim Fließübergang? .....	85
8.	Feldmessung Pendelrampe "Stübmingbach" .....	86
9.	Dimensionierung von Pendelrampen .....	90
9.1	Morphologische und hydrologische Voraussetzungen .....	90
9.2	Dimensionierung der Rampe .....	92
9.3	Kommentare und Erklärungen .....	97
10.	Schlussfolgerungen und Aussicht .....	99
11.	Danksagung .....	101
	Literaturverzeichnis .....	102

# Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1 Fließregime über künstliche Rauheitselemente nach Peterson & Mohanty (1960) .....	1
Abbildung 2.2 Design Parameter für große Rauheitselemente .....	2
Abbildung 2.3 Getestete Querschnittsformen der Riegel nach Morris (1968) .....	4
Abbildung 4.1 Längenschnitt (oben) und Grundriss (unten) des Glasgerinnes, Maße in (m) .....	7
Abbildung 4.2 Beruhigungsgitter: Lochgitter (links), Kunststoffwaben (rechts) .....	8
Abbildung 4.3 Rampenrahmen aus Aluminiumprofilen.....	9
Abbildung 4.4 Rampenkonstruktion (Seitenansicht): Alu-Profil, vertikale Stütze, Rauheitselemente aus Holz, Kunststoffplatten mit Kies, Gummidichtung .....	10
Abbildung 4.5 Abmessungen Rauheitselement (mm) .....	10
Abbildung 4.6 Riegelquerschnitt der Pendelrampe einer rauen Platte, effektive Riegelhöhe (oben), Riegelquerschnitt eines horizontalen Riegels auf einer glatten Platte (unten), Maße in (mm) .....	11
Abbildung 4.7 Rauheitselement für Druckmessungen: Skizze (links), Original von unten mit eingebauten Drucksensoren (rechts) .....	12
Abbildung 4.8 Riegelplatte ohne Rauheitselemente (links), Beckenplatte (Mitte), glatte Platte (rechts) .....	13
Abbildung 4.9 Übersicht der vier Rampenkonfigurationen aus drei verschiedenen Beckenplattenlängen .....	14
Abbildung 4.10 Ultraschallsensoren auf Messwagen .....	16
Abbildung 4.11 Nortek-ADV-Sonde: Messprinzip (links), side-looking Sonde (rechts) .....	17
Abbildung 4.12 Side-looking ADV-Sonde Vectrino <sup>+</sup> auf Positioniersystem am unteren Ende des Glasgerinnes .....	18
Abbildung 4.13 Kulite-Drucksensor XTL-123C-190, Maße in inch, Maße in Klammern in mm.....	19
Abbildung 4.14 Positioniersystem (links), Messschrank mit Steuereinheit (rechts) .....	20
Abbildung 4.15 Koordinatensystem PKS für die Ultraschallsonde in der Gerinneachse und RKS, Maße in (mm) .....	21
Abbildung 4.16 Messwagen mit Ultraschallsonden unterschiedlicher vertikaler Ausrichtung .....	21
Abbildung 4.17 ungefiltertes Ausgangssignal (links), Elimination der Ausreißer am oberen Messwertrand (rechts).....	23
Abbildung 4.18 Beispiel-Grafik, Längsschnitt der Wasserspiegellagen .....	24
Abbildung 4.19 Beispiel-Grafik, Wasserspiegellagen im Querprofil .....	24
Abbildung 4.20 Beispiel-Grafik, ADV-Messung, Geschwindigkeit in Fließrichtung $u$ (cm/s) .....	24
Abbildung 4.21 Beispiel Fotodokumentation.....	25
Abbildung 6.1 Design Parameter, Nummerierung Riegel-Becken-Einheit, Nummerierung Riegel und Wasserspiegel-Eigenschaften .....	30
Abbildung 6.2 Beispiel Tumbling Flow Fließbild für $I=2.5$ %, Variante I25_K8_L80, rau, Pendelrampe .....	32

Abbildung 6.3 Detail von Abbildung 6.2: Grenztiefe über den Riegeln (a., b., c.), ansteigende Wassertiefe (siehe c. und d.).....	32
Abbildung 6.4 Tumbling Flow Fließbild, Variante: I25_K8_L70, raue Sohle, Q = 158 l/s.....	32
Abbildung 6.5 Beispiel Tumbling Flow Fließbild für $I = 6.5\%$ : Variante I65_K8_L80, rau .....	33
Abbildung 6.6 Detail von Abbildung 6.5: schießender Abfluss über den Riegeln, 4. Riegel-Becken- Einheit.....	33
Abbildung 6.7 Beispiel Wasserspiegel instabiles Fließregime, Variante: I25_K6_L70, rau, Q = 130 l/s, rooster tails .....	34
Abbildung 6.8 Wasserspiegel instabiles Fließregime, 3 rooster tails pro Querprofil (Volkart 1972).....	35
Abbildung 6.9 Instabiles Fließregime, Variante: I25_K8_L70, rau, Q = 158 l/s.....	35
Abbildung 6.10 Wasserspiegel stabiler Rapid Flow, Variante: I25_K6_L70, rau, Q = 200 l/s, horizontaler Wasserspiegel im Querprofil .....	35
Abbildung 6.11 Stabiler Rapid Flow, Variante: I25_K8_L70, rau, Q = 200 l/s.....	35
Abbildung 6.12 Fließregime und Übergangsabflüsse TF2RF und RF2TF .....	36
Abbildung 6.13 Maximale Froude-Zahl über den Riegeln für das Rapid Flow Regime.....	37
Abbildung 6.14 Typische Geschwindigkeitsverteilung im Querprofil des 1. Riegels: Variante I25_K8_L80, glatte Sohle, Q=178 l/s, Rapid Flow: Geschwindigkeiten in Fließrichtung (links), Sekundärströmung (rechts) .....	37
Abbildung 6.15 Typische Geschwindigkeitsverteilung bei Tumbling Flow: Variante I25_K8_L80, raue Sohle, Riegel 5, Q=178 l/s, Rapid Flow: Geschwindigkeiten in Fließrichtung (links), Sekundärströmung (rechts).....	38
Abbildung 6.16 Typische Geschwindigkeitsverteilung bei Rapid Flow: Variante I25_K8_L93, raue Sohle, Riegel 5, Q=240 l/s: Geschwindigkeiten in Fließrichtung (links), Sekundärströmung (rechts).....	38
Abbildung 6.17 Typischer TKE-Plot mit den kleinsten Werten innerhalb der Region größter Geschwindigkeiten .....	39
Abbildung 6.18 Einfluss der Beckenrauheit: Variante I25_K8_L80, glatte Sohle (links) und raue Sohle (rechts) .....	39
Abbildung 6.19 Vergleich der mittleren Wassertiefen bei glatter und rauher Sohle: I25_K8_L80, Tumbling Flow .....	40
Abbildung 6.20 Vergleich der mittleren Wassertiefen bei glatter und rauher Sohle: I25_K8_L80, Rapid Flow .....	40
Abbildung 6.21 Vergleich der Geschwindigkeit in Hauptfließrichtung bei glatter und rauher Sohle, I25_K8_L80, Riegel 1 .....	40
Abbildung 6.22 Vergleich der Geschwindigkeit in Hauptfließrichtung bei glatter und rauher Sohle, I25_K8_L80, Riegel 5.....	41
Abbildung 6.23 Vergleich der Wassertiefen für horizontale und geneigte Riegel, I25_K8_L80, Tumbling Flow .....	41
Abbildung 6.24 Vergleich der Wassertiefen für horizontale und geneigte Riegel, I25_K8_L80, Rapid Flow .....	42

Abbildung 6.25 Vergleich der Geschwindigkeit in Hauptfließrichtung für horizontale und geneigte Riegel, I25_K8_L80, Riegel 1.....	42
Abbildung 6.26 Vergleich der Geschwindigkeit in Hauptfließrichtung für horizontale und geneigte Riegel, I25_K8_L80, Riegel 5.....	43
Abbildung 6.27 Mittlere Beckenwassertiefen für Variante I65-K8, raue Sohle: a.) L = 622 mm, b.) L = 933 mm, Q = 100 l/s, TF.....	44
Abbildung 6.28 Lage der Becken-Querprofile A-A, B-B, C-C und D-D für ADV-Messungen .....	44
Abbildung 6.29 Geschwindigkeits-Plot (cm/s) Becken-Querprofile, kleinster Riegelabstand: Variant I65-K8-L62, raue Sohle, Q = 170 l/s, RF, Querprofil A-A (oben) und B-B (unten) der 6. Riegel-Becken-Einheit.....	45
Abbildung 6.30 Geschwindigkeits-Plot (cm/s) Becken-Querprofile, größter Riegelabstand: Variant I65-K8-L62, raue Sohle, Q = 170 l/s, RF, Querprofil C-C (oben) und D-D (unten) der 4. Riegel-Becken-Einheit.....	46
Abbildung 6.31 Geschwindigkeitsvektoren in x-z-Ebene: I = 6.5 %, K = 80 mm, raue Sohle; links: 6. Riegel-Becken-Einheit, kleinster Riegelabstand; rechts: 4. Riegel-Becken-Einheit, größter Riegelabstand; Tumbling Flow (oben); Rapid Flow (unten) .....	47
Abbildung 6.32 Fließübergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow .....	47
Abbildung 6.33 Fließübergang für raue und glatte Becken .....	48
Abbildung 6.34 Hystere-Effekt: Fließübergang TF2RF und RF2TF .....	50
Abbildung 6.35 Ausschnitt aus dem unteren Teil des schmalen Glasgerinnes (Maße in mm) .....	51
Abbildung 6.36 Fließübergang und Neigung, schmales Glasterinne, K = 75 mm, L = 700 mm.....	53
Abbildung 6.37 Fließbild 2D-Antidünen (Núñez-González, Martín-Vide 2010), oben; – Tumbling Flow für Variante I25-K6-L80, raue Sohle, Q = 145 l/s, unten; Fließrichtung jeweils von links nach rechts.....	54
Abbildung 6.38 Fließbild 3D-Antidünen (Núñez-González, Martín-Vide 2010), links; – Rapid Flow für Variante I25-K8-L80, raue Sohle, rechts; Fließrichtung jeweils vom Bildhintergrund zum Vordergrund.....	54
Abbildung 6.39 Zusammenhang Design Parameter Antidünen (links) und Riegel-Becken-Sequenzen (rechts) .....	55
Abbildung 6.40 Berechnung der mittleren Wassertiefe je Riegel-Becken-Einheit aus den Messdaten.....	56
Abbildung 6.41 Experimentelle und kritische Froude-Zahl für jede Riegel-Becken-Einheit .....	57
Abbildung 6.42 Detail von Abbildung 6.41: experimentelles Fließregime ist inkonsistent mit der theoretischen Klassifizierung.....	57
Abbildung 6.43 Experimentelles Fließregime ist inkonsistent mit der theoretischen Klassifizierung: Störwellen im unteren Bereich der Rampe .....	58
Abbildung 6.44 Wasserspiegel-Amplitude und Riegelhöhe für Variante I25-K8-L80, raue Sohle: Q = 75 l/s (links), Q = 175 l/s (rechts), Übergangsdurchfluss: Q = 182 l/s.....	58
Abbildung 6.45 Wasserspiegellagen und mittlere Wassertiefe beim Fließübergang .....	59
Abbildung 6.46 Lineare Approximation der normierten Kontrolltiefe $c = y_1 / y_c$ .....	60
Abbildung 6.47 Berechneter und experimentell bestimmter Übergangsabfluss (Gleichung 6-5).....	61

Abbildung 6.48 Lage des Riegelements mit den Drucksensoren Glasgerinne.....	62
Abbildung 6.49 Lage der 14 Drucksensoren auf dem Riegelement .....	62
Abbildung 6.50 Druckmessungen: Versuchsaufbau, 6. Becken eingezeichnet .....	64
Abbildung 6.51 Charakteristische Druck-Zeitreihe, strömungszugewandte Seite.....	65
Abbildung 6.52 Charakteristische Druck-Zeitreihe, strömungsabgewandte Seite.....	66
Abbildung 6.53 Charakteristische Druck-Zeitreihe, Top-Seite.....	66
Abbildung 6.54 Charakteristische Druck-Zeitreihe, seitliche Flächen.....	67
Abbildung 6.55 Mittlere totale Druckhöhe um ein Riegelement, $qP = 3.1 \text{ m}^3/\text{sm}$ , Tumbling Flow ...	68
Abbildung 6.56 Mittlere totale Druckhöhe um ein Riegelement, $qP = 4.6 \text{ m}^3/\text{sm}$ , Tumbling Flow ...	69
Abbildung 6.57 Mittlere totale Druckhöhe um ein Riegelement, $qP = 4.6 \text{ m}^3/\text{sm}$ , Rapid Flow.....	69
Abbildung 6.58 Mittlere totale Druckhöhe um ein Riegelement, $qP = 6.2 \text{ m}^3/\text{sm}$ , Rapid Flow.....	70
Abbildung 6.59 Mittlere totale Druckhöhe um ein Riegelement, $qP = 7.1 \text{ m}^3/\text{sm}$ , Rapid Flow.....	71
Abbildung 6.60 Mittlere totale Druckhöhe für alle getesteten Fließregime .....	71
Abbildung 6.61 Mittlere dynamische Druckhöhe für alle gestesteten Fließregime.....	72
Abbildung 6.62 Kräfte, die auf das Riegelement wirken, gemessene Parameter $p_1 - p_{14}$ , $y_{\text{step}}$ , die sich auf den Seitenflächen befindlichen Drucksensoren 11 und 12 sind nicht eingezeichnet .....	73
Abbildung 6.63 Gewichtete Integration des Drucks.....	74
Abbildung 6.64 Querschnitt der Riegelemente: vorliegende Studie (links), Morris – quadratisch (Mitte), Morris – aufgesetztes Dreieck (rechts) .....	75
Abbildung 6.65 Kräfte die auf einen einzelnen Stein wirken, Längsschnitt .....	77
Abbildung 6.66 Erforderliche Steinmassen für niedrige spezifische Bemessungsabflüsse .....	81
Abbildung 8.1 Schmelzwasserabfluss am 25. März 2010, 18:27, MEZ (links), Sediment-Sortierung in der 4. Riegel-Becken-Einheit der Pendelrampe (rechts).....	86
Abbildung 8.2 Pendelrampe Stübmingbach, Sohlvermessung, Dezember 2009: Grundriss der Rampe (oben), Längenschnitte (unten, 2-fach überhöht).....	87
Abbildung 8.3 Kolkbilder nach Volkart (1972).....	88
Abbildung 8.4 Pendelrampe Stübmingbach, Feldmessung, Dezember 2009, Grundriss: Sohl- und Wasserspiegel- Messpunkte (oben) und Sedimentgrößen-Klassifizierung (unten) ....	89
Abbildung 9.1 Pendelrampe, Grundriss (oben), Längenschnitt in Flussachse (unten), Querprofil siehe Abbildung 9.2.....	90
Abbildung 9.2 Rampengeometrie: Grundriss und Querprofile – relative Koten der Riegel .....	93
Abbildung 9.3 Erforderliche Steinmasse je Riegelmeter $M \text{ (t/m)}$ um Stabilität zu gewährleisten.....	94
Abbildung 9.4 Vergleich der Energielinien.....	96
Abbildung 9.5 Vorkolk (upstream scour) im Modellversuch für die Pendelrampe Große Tulln, Längenschnitt, Riegelaufbau nur mit Hauptstein, aber ohne Kolksicherung, runder Kies, (Sindelar & Knoblauch 2010) .....	97
Abbildung 9.6 Vorkolkbildung beim Fließwechsel Tumbling Flow zu Rapid Flow (Volkart, 1972) .....	98
Abbildung 9.7 Maximale Kolktiefe $h_{\text{scour}}$ – äquivalente Riegelhöhe $K$ .....	98



# Tabellenverzeichnis

Tabelle 4.1 Farbe, Höhe und Anzahl der Riegelemente.....	11
Tabelle 4.2 Platten, Maße in (mm).....	13
Tabelle 4.3 Ultraschallsensoren.....	15
Tabelle 4.4 Ultraschallsonden, Genauigkeitstest.....	15
Tabelle 4.5 Technische Daten der ADV-Sonde Vectrino <sup>+</sup> .....	17
Tabelle 4.6 Kulite-Drucksensor XTL-123C-190, Auszug technische Daten .....	19
Tabelle 4.7 Offset der Messgeräte bezüglich der Profile des Positioniersystems.....	21
Tabelle 5.1 Versuchsprogramm für das breite Glasgerinne .....	29
Tabelle 6.1 Froude-Zahlen ohne Riegeleinbauten .....	31
Tabelle 6.2 Vergleich der eigenen Versuche mit Peterson & Mohanty: Wassertiefen (TF) über den Riegeln als Vielfaches der Grenztiefe, $y_1$ bezeichnet die Wassertiefe über der strömungszugewandten Seite eines Riegels .....	33
Tabelle 6.3 Übergangsabflüsse für alle Versuche im breiten Glasgerinne in tabellarischer Form.....	50
Tabelle 6.4 Versuche im schmalen Glasgerinne: normierte Kontrolltiefe $y_1 / y_G$ , Grenztiefe $y_G$ , Kontrolltiefen $y_1$ bzw. $y_2$ über der strömungszu- bzw. strömungsabgewandten Seite des Riegels.....	52
Tabelle 6.5 Getestete Durchflüsse und Fließregime für die Druckmessungen .....	63
Tabelle 6.6 Anzahl der Druckmessungen pro Messreihe und Abfluss (nicht in der Tabelle: 0 l/s- Messungen).....	64
Tabelle 6.7 Lift- und Widerstandskraft und deren Verhältnis, Widerstandsbeiwert berechnet aus den Druckmessungen für jedes der 5 getesteten Fließregime .....	75
Tabelle 6.8 Vergleich der experimentell bestimmten Widerstandsbeiwerte der vorliegenden Studie mit jenen von Morris' Formeln 2-7 und 2-8 .....	76
Tabelle 6.9 Abmessungen des Einzelsteins .....	79
Tabelle 6.10 Maximal zulässige Widerstandskraft, Anströmgeschwindigkeit und spezifischer Abfluss für jedes Wertepaar ( $c_D$ , $FL/FD$ ), um Stabilität zu gewährleisten, grau markierte Zellen: $c_D$ und $FL/FD$ Werte beim Fließübergang.....	80
Tabelle 6.11 Abmessungen des Hauptsteins und der Kolksicherungssteine (vgl. Tabelle 9.3).....	80
Tabelle 9.1 Morphologische und hydrologische Voraussetzungen .....	91
Tabelle 9.2 Rampengeometrie.....	92
Tabelle 9.3 Achsen der quaderförmigen Wasserbausteine, Bezeichnungen.....	92
Tabelle 9.4 Steilabmessungen um die Stabilität für einen maximalen Durchfluss von $10 \text{ m}^3/\text{sm}$ zu gewährleisten.....	94
Tabelle 9.5 Relativer Riegelabstand $L/K$ für $L_{\text{step}} = 1.5 \text{ m}$ und für verschiedenen Riegelabstände, Übergangsabfluss $q_{\text{crit}}$ gemäß Gleichung 6-5.....	98

# Anhang (in elektronischer Form)

A1: Wasserspiegellagen-Messungen .....	A1-1
A2: ADV-Messungen.....	A2-1
A3: Berechnungsblatt für die Stabilität eines Riegels .....	A3-1

# 1. Einführung

Der vorliegende Bericht hat Grundlagenversuche über das optimale Design von Riegelrampen zum Inhalt. Es wurden darüberhinaus Sohlmessungen an einer bestehenden Pendelrampe im Stübmingbach bei Turnau, Steiermark durchgeführt. Auf Basis dieser Untersuchungen und der Ergebnisse eines vom BMLFUW und vom Land NÖ geförderten Modellversuchs über die Dimensionierung einer Pendelrampe in der Großen Tulln bei Neulengbach werden Dimensionierungsrichtlinien für Pendelrampen abgeleitet.

## 2. Fließregime über Riegelrampen

Ein Vorteil von Riegelrampen gegenüber der klassischen Blocksteinrampe ist, dass durch die Abfolge von Riegeln und Becken ein kaskadenförmiger Abfluss („Tumbling Flow“) entsteht, der in den Becken zu kleinen Wechselsprüngen und damit zu einer sehr guten Energieumwandlung führt. Bei der klassischen Blocksteinrampe ist die Sohlsruheit ausschlaggebend für den Grad der Energieumwandlung. Bei Riegelrampen hingegen dominiert der Formverlust (die Energiedissipation) durch die Riegel gegenüber der Sohlsruheit. Er ist wesentlich größer als der Sohlschleibungsverlust. Das Nutzbarmachen dieser guten Energieumwandlung bei Riegelrampen birgt aber auch Nachteile. Bei höheren Abflüssen geht der kaskadenförmige Abfluss in einen schießenden Abfluss („Rapid Flow“) über die Riegel über. Gerade beim Übergang dieser beiden Fließregime treten extrem große Belastungen auf den Riegel auf.

Eine Klassifizierung der Fließregime über Riegelrampen stammt von Peterson & Mohanty (1960). Sie bezeichneten die Riegel als „große Rauheitselemente“ (large roughness elements).

### 2.1 Klassifikation nach Peterson & Mohanty

Peterson & Mohanty (1960) unterscheiden drei Fließregime:

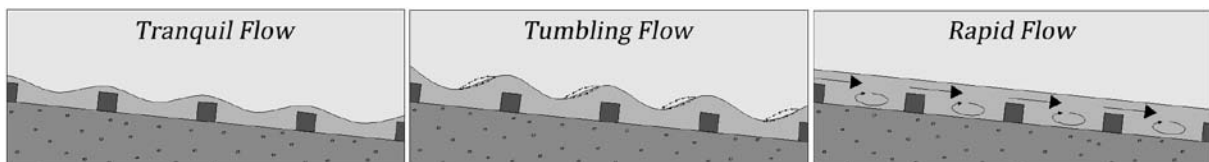


Abbildung 2.1 Fließregime über künstliche Rauheitselemente nach Peterson & Mohanty (1960)

Der Tranquil Flow ist gekennzeichnet durch einen glatten, durchgehend strömenden Abfluss, auch über die Riegeloberkanten. Es bildet sich kein Wechselsprung in den Becken.

Das Tumbling Flow Regime ist eine abwechselnde Abfolge von strömenden und schießenden Fließbedingungen, wobei die Grenzlinie jeweils über einem Riegel erreicht wird. In jedem Becken bildet sich ein Wechselsprung mit anschließendem, strömendem Abfluss aus.

Bei höheren Abflüssen findet ein Übergang auf das Rapid Flow Regime statt. Es herrscht schießender Abfluss über den Riegeloberkanten.

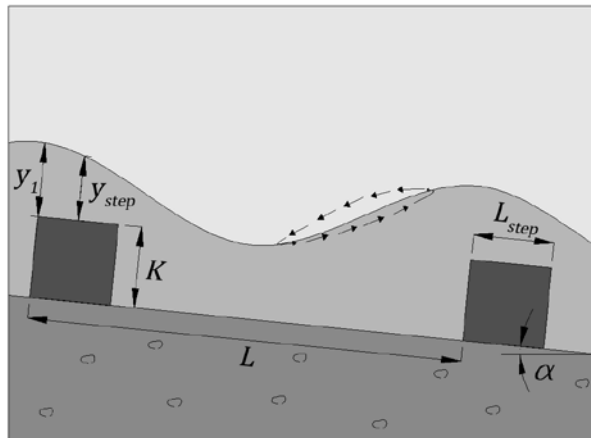


Abbildung 2.2 Design Parameter für große Rauheitselemente

Peterson und Mohanty definieren folgende Einflussparameter:

- $K$  (m)            Höhe des Rauheitselements/Riegels
- $L$  (m)            Riegelabstand
- $y_1$  (m)           Wassertiefe über der strömungszugewandten Seite des Riegels
- $v_1$  (m/s)        zugehörige Geschwindigkeit
- $I = \tan \alpha$  (-)    Gerinne-Neigung
- $g$  (m/s<sup>2</sup>)        Erdbeschleunigung

Mithilfe der Dimensionsanalyse werden aus diesen 6 dimensionsbehafteten Parametern 4 dimensionslose Größen gebildet:

$$f\left(\text{Fr}_1, \frac{K}{y_1}, \frac{L}{y_1}, I\right) = 0 \quad 2-1$$

$\text{Fr}_1$  bezeichnet die Froude-Zahl über der strömungszugewandten Seite des Riegels.

Peterson & Mohanty konnten für den Tranquil und den Rapid Flow eine Beziehung gemäß Gleichung 2-1 angeben, die in grafischer Form gegeben ist. Für das Fließregime Tumbling Flow hingegen konnten Peterson & Mohanty keine solche Beziehung finden. Die Fließtiefe über der strömungszugewandten Seite eines Riegels erfüllt Gleichung 2-2, mit  $c = 1.13$  (Konstante), wobei  $y_c$  die Grenztiefe bezeichnet.

$$y_1 = c \cdot y_c \quad 2-2$$

Morris (1968) erhält denselben Zusammenhang mit einer leicht veränderten Konstante  $c = 10/9$ .

Gleichung 2-2 sagt lediglich aus, dass im Tumbling Flow Regime die Wassertiefe über der strömungszugewandten Seite des Riegels etwas höher als die Grenztiefe ist. Es wäre aber wünschenswert, den Abflussbereich für das Auftreten des Tumbling Flow Regimes in Abhängigkeit der Designparameter  $L$ ,  $K$  und der Neigung  $I$  zu kennen. Peterson & Mohanty vermuten, dass es einen derartigen Zusammenhang geben muss, können einen solchen in ihren Experimenten jedoch nicht finden.

Nach Peterson und Mohanty können Rauheitselemente zur Energiedissipation verwendet werden. Rauheitselemente entlang einer Rampe können dazu dienen, die Kosten für das Tosbecken zu senken, oder die Neigung des Gerinnes zu erhöhen. Rauheitselemente sind auch ein approbates Mittel, um den Sedimenttransport aufgrund erhöhter Turbulenz zu aktivieren.

## **2.2 Dimensionierung für Gerinne mit künstlichen Rauheitselementen nach Morris**

In Modellversuchen untersuchte Morris die Hydraulik der Energiedissipation in steilen Gerinnen mit Rauheitselementen (Morris 1968, Morris 1969). Die Experimente wurden in einem 9.14 m langen und 0.61 m breiten, neigbaren Glasgerinne mit einer Maximalneigung von 30 % durchgeführt. Ziel war es, wesentliche Merkmale und Grenzen des Tumbling Flow Regimes zu untersuchen. Ein optimales Design der Rauheitselemente (Höhe, Abstand und Gerinneneigung) wurde gesucht, damit die Energieumwandlung möglichst groß ist. Entsprechende Dimensionierungsrichtlinien konnten von Morris bereit gestellt werden. Die getesteten Konfigurationen umfassen Rauheitshöhen zwischen 13 und 102 mm und Riegelabstände zwischen 0.1 und 0.5 m. Es wurden hauptsächlich durchgehende Riegel mit quadratischem Querschnitt untersucht. Um das unerwünschte Phänomen von Kreuz- und Störwellen zu untersuchen, wurden unterschiedliche Riegelquerschnitte untersucht (Abbildung 2.3). Morris erweitert die Klassifikation nach Peterson & Mohanty und unterscheidet zusätzlich einen stabilen von einem instabilen Tumbling Flow. Im instabilen Tumbling Flow Regime ist die Hauptströmung von Störwellen überlagert, die entlang des Gerinnes in Höhe zunehmen. Abgesehen von einem möglichen Freibord-Problem, können diese Störwellen auch die Gerinnestabilität gefährden und sind daher zu vermeiden. Im Allgemeinen tritt das instabile Tumbling Flow Regime bei höheren Durchflüssen als das stabile Tumbling Flow Regime auf.

Anders als Peterson & Mohanty, die die Geschwindigkeit  $v_1$  (m/s) und die Wassertiefe  $y_1$  (m) als Einflussparameter gewählt haben, wählte Morris den spezifischen Abfluss  $q$  (m<sup>2</sup>/s) als unabhängige Variable. Die Dimensionsanalyse liefert den dimensionslosen Term  $K \cdot \sqrt[3]{g/q^2}$  und einen relativen Riegelabstand  $L/K$  statt der Froude-Zahl  $Fr_1$ ,  $K/y_1$  und  $L/y_1$  wie in Gleichung 2-1. Morris suchte daher nach einer Beziehung, die in Gleichung 2-3 gegeben ist.

$$\mathbf{f} \left( K \cdot \sqrt[3]{\frac{g}{q^2}}, \frac{L}{K}, I \right) = 0 \quad 2-3$$

Jedoch konnte auch Morris keinen funktionalen Zusammenhang zwischen dem relativen Riegelabstand  $L/K$  und dem Tumbling Flow Regime finden. Nach Morris spielt der relative Riegelabstand jedoch eine große Rolle im Zusammenhang mit dem Störwellen-Phänomen. Relative Riegelabstände kleiner als  $L/K \leq 5$  erzeugen schon sehr früh das Rapid Flow Fließregime. Für relative Riegelabstände zwischen  $5 < L/K < 8.5$  treten verstärkt Störwellen auf. Für  $L/K > 10$  ist die Beschleunigung zwischen zwei Riegeln so groß, dass der Wechselsprung über den nächstunteren Riegel gespült werden kann, was als eine Form des Rapid Flow Regimes betrachtet werden kann. Morris empfiehlt daher den folgenden Bereich für den relativen Riegelabstand (Gleichung 2-4):

**Empfohlener relativer Riegelabstand**

$$\frac{L}{K} \doteq 8.5 - 10 \quad 2-4$$

Somit kann man den relativen Riegelabstand aus Gleichung 2-3 eliminieren. Morris konnte schließlich ein Kriterium finden, das den maximalen spezifischen Durchfluss  $q$  ( $m^2/s$ ) für die Erhaltung des Tumbling Flow Regimes in Abhängigkeit der Rauheitshöhe  $K$  (m) und der Gerinneneigung  $I$  (-) angibt.

**Erforderliche Riegelhöhe um den Tumbling Flow zu erhalten**

$$K = \left( \frac{q}{(3 - 3.7 \cdot I)\sqrt{g}} \right)^{2/3} = \left( \frac{1}{3 - 3.7 \cdot I} \right)^{2/3} \cdot y_c \quad 2-5$$

**Maximaler Durchfluss bei Tumbling Flow Bedingungen**

$$q = K^{3/2} \cdot (3 - 3.7 \cdot I)\sqrt{g} \quad 2-6$$

Die Gleichungen 2-5 und 2-6 sind für 2-dimensionale quadratische Riegel und Neigungen zwischen 1.9 und 30 % gültig. Laut Morris sind 4 Riegel ausreichend, um einen zyklischen Normalabfluss herzustellen. Zusätzliche Experimente wurden in einem 30.5 cm breiten Rechteckgerinne und in einem 61 cm breiten Gerinne mit trapezförmigem Querschnitt (Böschungsneigung 1:1) durchgeführt, die nahelegen, dass der Fließübergang von Tumbling Flow auf Rapid Flow unabhängig von der Gerinnebreite und der Böschungsneigung ist. Morris verweist allerdings darauf, dass zu wenig zusätzliche Experimente durchgeführt wurde um signifikante Ergebnisse zu erzielen.

Um Störwellen zu verhindern, testet Morris Riegel mit unterschiedlichem Querprofil (Abbildung 2.3). Da die Störwellen für die quadratischen Riegel für den relativen Riegelabstand  $L/K = 5$  am größten waren, wurden die anderen Querschnittsformen ebenfalls bei diesem relativen Riegelabstand getestet. Alle diese untersuchten Querschnittsformen reduzieren die Störwellen, jedoch kann keine sie restlos eliminieren. Die dreieckige Querschnittsform eignet sich am besten zur Minimierung der Störwellen. Auf der anderen Seite reduzieren auch alle nicht-quadratischen Querschnitte maximalen Abfluss, für den das Tumbling Flow Regime gerade noch erhalten werden kann. Morris empfiehlt daher eine quadratische Querschnittsform unter Verwendung von Gleichung 2-4, um Störwellen zu eliminieren.

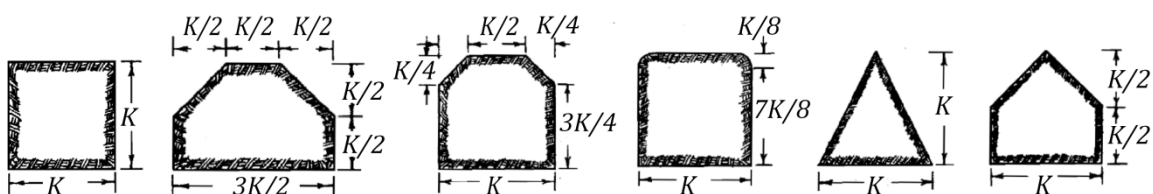


Abbildung 2.3 Getestete Querschnittsformen der Riegel nach Morris (1968)

Morris bestimmte in seinen Versuchen auch die Widerstandskraft und den Widerstandsbeiwert der Riegel, indem die gemessenen Drücke um einen Riegel aufintegriert wurden. Er gibt empirische Formeln an, um den Widerstandsbeiwert für zwei Querschnittsformen zu berechnen: quadratischer Querschnitt (äußerst links in Abbildung 2.3) und Rechteck mit aufgesetztem Dreieck (äußerst rechts in Abbildung 2.3). Für den quadratischen Querschnitt lagen die untersuchten Parameter im Bereich von  $L/K = 7.5 - 10$ ,  $I = 2.5 - 12.5 \%$  und  $q = 16-139$  l/sm für die Herleitung der Formel 2-7. Für den Rechteckquerschnitt mit aufgesetztem Dreieck variierten die Parameter wie folgt:  $L/K = 5-10$ ,  $I = 4-23 \%$  und  $q = 54-71$  l/sm. Die Riegelhöhe dieser Querschnittsform wurde nicht variiert. Sie lag

konstant bei  $K=5.1$  cm. Es ist also Vorsicht geboten, wenn man die Formel 2-8 für andere Riegelhöhen verwendet.

**Widerstandsbeiwert für Quadrat (-)**  $c_D = 0.88 \cdot I^{3/4} \cdot \left(\frac{L}{K}\right) \cdot \left(1 + \frac{K}{y_1}\right)^2 \cdot \left(\frac{K}{y_1}\right)^{1/2}$  2-7

**Widerstandsbeiwert für aufgesetztes Dreieck (-)**  $c_D = 0.75 \cdot I^{2/5} \cdot \left(\frac{L}{K}\right)^{1/3} \cdot \left(\frac{K}{y_c}\right)^{3/4}$  2-8

Neben 2-dimensionalen Riegeln untersuchte Morris auch 3-dimensionale, kubische Elemente. Ein zusätzlicher Designparameter  $T$  wird benötigt, der den seitlichen Abstand zweier benachbarter, kubischer Elemente angibt. Zwei Reihen kubischer Elemente sind jeweils versetzt angeordnet. Das unerwünschte Störwellen-Phänomen trat bei 3-dimensionalen, kubischen Elementen nicht auf. Morris gibt die folgenden Dimensionierungsregeln für kubische Elemente an:

**Empfohlener relativer Riegelabstand**  $\frac{L}{K} = 10, \quad \frac{T}{K} = 1.5$  2-9

**Erforderliche Riegelhöhe um den Tumbling Flow zu erhalten**  $K = 0.7 \cdot \left(\frac{q}{\sqrt{g}}\right)^{2/3} = 0.7 \cdot y_c$  2-10

**Maximaler Abfluss bei Tumbling Flow Bedingungen**  $q = 0.586 \cdot K^{3/2} \cdot \sqrt{g}$  2-11

Für kubische Elemente ist der maximale Durchfluss für den das Tumbling Flow Fließregime erhalten werden kann unabhängig von der Gerinneneigung.

### 3. Modellversuch - Ziele

Der Modellversuch für die Dimensionierung einer Pendelrampe in der Großen Tulln (Sindelar, 2009) hat gezeigt, dass der Fließübergang von Tumbling Flow auf Rapid Flow kritisch für die Stabilität des Rampenbauwerks ist, da sogenannte „Vorkolke“ unmittelbar flussauf eines Riegels entstehen können, die in weiterer Folge zur Zerstörung des Riegels führen können. Darüberhinaus ist das Tumbling Flow Fließregime zu bevorzugen, da die Energieumwandlung durch einen kleinen Wechselsprung in jedem Riegelbecken besser ist als beim Rapid Flow Regime. Aus diesen genannten Gründen ist es wünschenswert, diesen Fließübergang in Abhängigkeit der Designparameter Riegelhöhe, Riegelabstand und Rampenneigung bestimmen zu können. Ein solches Kriterium wurde von Morris für das Design von Autobahn-Entwässerungsrinnen vorgeschlagen (Morris, 1968). Die untersuchten Gerinneneigungen lagen zwischen 5 und 60 %. Die Frage ist, inwieweit das Morris-Kriterium auch für die wesentlich flacheren Riegelrampen geeignet ist. Die Pendelrampe mit ihren quergeneigten Riegeln erzeugt komplexe dreidimensionale Fließbilder, die sich in den Kolkabmessungen widerspiegeln. Es wird vermutet, dass die dreidimensionale Strömung mehr Energie dissipiert als ihr zweidimensionales Gegenstück.

Der Grundlagen-Modellversuch im Glasgerinne verfolgt vier Ziele:

1. Finde einen funktionalen Zusammenhang für den kritischen Durchfluss  $q_{crit}$  beim Fließübergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow in Abhängigkeit der Design Parameter Riegelhöhe  $K$ , Riegelabstand  $L$  und Rampenneigung  $I$ :

$$q_{crit} = f(K, L, I)$$

2. Überprüfe Morris' Kriterium für den Fließübergang (Morris, 1968):

$$q_{crit} = K^{3/2} \cdot (3 - 3.7 \cdot I) \sqrt{g}$$

3. Überprüfe die Annahme: Quergeneigte Riegel dissipieren mehr Energie als horizontale Riegel.
4. Überprüfe die Hypothese: Die größte Belastung auf einen Riegelstein findet beim Übergang von Tumbling auf Rapid Flow statt.

Die Experimente wurden mit fixer Sohle durchgeführt. Es können daher keine Aussagen über Kolkprozesse getroffen werden. Es wurden hauptsächlich zwei verschiedene Rampenneigungen untersucht:  $I = 2.5\%$  und  $I = 6.5\%$ . Erstere wurde ausgewählt, um eine Vergleichbarkeit zum Modellversuch Pendelrampe Große Tulln herzustellen (Sindelar, 2009). Laut deutscher Norm DIN 19661-2 über sohlstabilisierende Bauwerke markiert das steilere Gefälle von 6.5 % in etwa die Grenze die zwischen sogenannten „Sohlengleiten“ und Sohlenrampen: Der Begriff „Sohlengleiten“ bezeichnet flache Rampen mit einer maximalen Neigung von 1:15, die die Fischdurchgängigkeit eher garantieren, als die traditionellen, steileren Blockrampen. Im Bericht werden die beiden hauptsächlich untersuchten Neigungen der Einfachheit halber ohne quantitative Angabe als „flache“ bzw. „steile“ Neigung bezeichnet.



# 4. Modellversuch - Aufbau

## 4.1 Glasgerinne und Rampenaufbau

### 4.1.1 Breites Glasgerinne

Die Versuche wurden in einem rechteckigen Glasgerinne durchgeführt. Es besteht aus einem 2,5 m langen Einlaufbereich (inlet section) mit Beruhigungsgittern (flow straightener) und einer 10 m langen Versuchsstrecke (experimental area). Der Auslaufbereich besteht aus verschließbaren, vertikalen Lamellen mit anschließendem, vertikalem Absturz in das sich 2 m darunter befindliche Rücklaufsystem des laboreigenen Wasserkreislaufs. Das Gerinne hat eine Breite von 76 cm und ist 93 cm hoch (Abbildung 4.1).

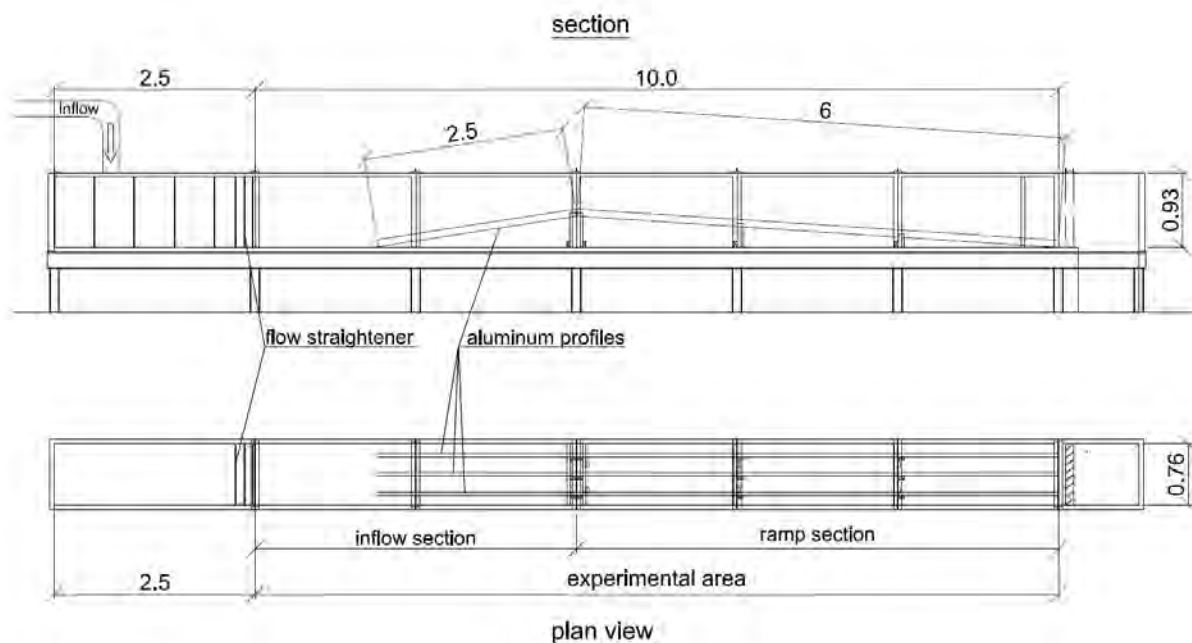


Abbildung 4.1 Längenschnitt (oben) und Grundriss (unten) des Glasgerinnes, Maße in (m)

Die Versuchswasseranlage besteht aus einem Hochbehälter mit einem Nutzinhalt von  $70 \text{ m}^3$ , einer zentralen Pumpstation aus vier gestaffelten Einheiten mit einer Förderleistung bis  $1000 \text{ l/s}$  und einem Rohrleitungssystem. Das Glasgerinne wird über eine Rohrleitung DN 250 gespeist, die vertikal in das Gerinne einleitet. Für den maximal getesteten Durchfluss von  $240 \text{ l/s}$  beträgt die Austrittsgeschwindigkeit aus dem Rohr  $4.89 \text{ m/s}$ . Der Einlaufbereich musste mit einem Spritzschutz versehen werden. Der Wasserstrahl aus der Rohrleitung erzeugte starke Sekundärströmungen. Um ein gleichförmiges Geschwindigkeitsprofil zu gewährleisten, wurden Beruhigungsgitter am Ende des Einlaufbereichs angeordnet, die sich über eine Länge von  $1 \text{ m}$  erstreckten (Abbildung 4.2).

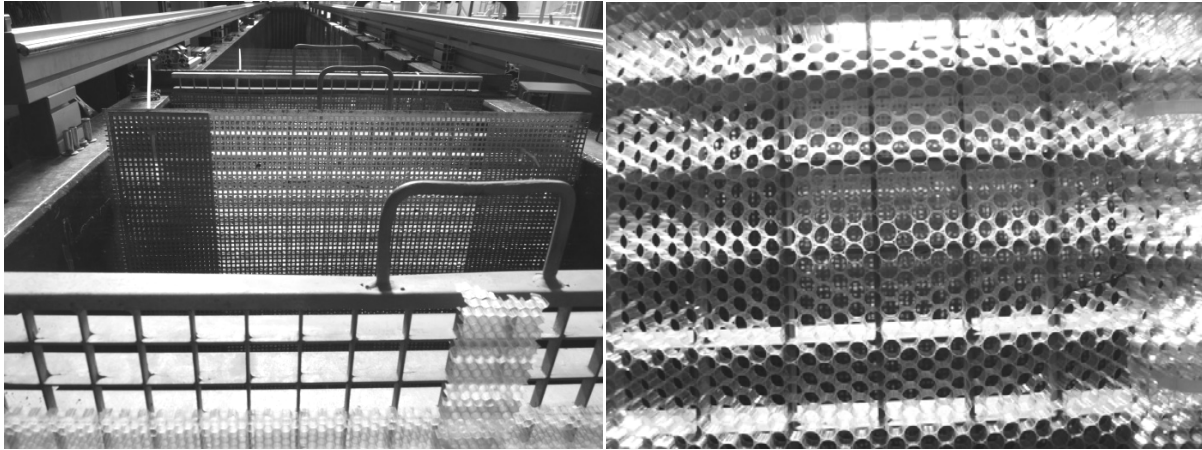


Abbildung 4.2 Beruhigungsgitter: Lochgitter (links), Kunststoffwaben (rechts)

Zur Beruhigung wurden 3 Gitter (4 cm dick, Außendurchmesser 4 cm) verwendet, auf die zusätzlich Kunststoffwaben (7 mm dick, Wabendurchmesser: 6.5 mm) montiert waren. Die beiden unteren Gitter wurden zusätzlich mit seitlichen Lochgittern versehen um die Sekundärströmung zu eliminieren. (Abbildung 4.2, links). Am untersten Gitter ist ein Schwimmkörper aus Styropor befestigt, der die Wasserspiegelwellen abdämpfen sollte.

Der Glasgerinneboden ist horizontal und kann nicht geneigt werden. Das gewünschte Rampengefälle musste daher mit Aluprofilen hergestellt werden (Kapitel Rampenrahmen, S.9 ff.). Der Versuchsbereich bestand aus einer 4 m langen Zulaufstrecke (inflow section) und einer 6 m langen Rampe (ramp section, Abbildung 4.1). Der gegen die Fließrichtung geneigte Zulaufbereich dient dazu, das Flussbett kontinuierlich bis zur Rampenkronen anzuheben. Ein sprunghafter Anstieg vom Gerinneboden zur Rampenkronen hätte unerwünschte Sekundärströmungen und Wirbel erzeugt. Auf eine flachere Unterwasserstrecke wurde verzichtet. Damit konnte einerseits die Rampe länger sein. Andererseits hatte der Modellversuch für die Pendelrampe „Große Tulln“ gezeigt, dass der Unterwasserstand einen großen Einfluss auf die Fließ- und Sedimentprozesse entlang der Rampe hat. Eine flachere Unterwasserstrecke würde einen Rückstau in den Rampenbereich bedeuten und die Fließgeschwindigkeiten reduzieren. Wenn man die Unterwasserstrecke weglässt, ist das gleichbedeutend mit dem „worst case“ Szenario.

Während der Vorversuche stellte sich heraus, dass die vertikalen Lamellen auch bei vollständiger Öffnung einen kleinen Rückstauereffekt erzeugten. Dieser Effekt reichte maximal bis zum zweituntersten Riegel. In diesem Bereich wurden keine Geschwindigkeitsmessungen durchgeführt. Die Lamellen konnten nicht entfernt werden, da sie dazu benötigt wurden, das Glasgerinne beim Befüllen abzuschließen. Durch das Verschließen konnte ein ausreichend hoher Wasserstand erreicht werden, dass die Luftblasen unterhalb der Rampenrahmenkonstruktion entweichen.

#### 4.1.2 Schmales Glasgerinne

Zusätzliche Versuche wurden in einem 12 m langen, 20 cm breiten und 50 cm hohen, neigbaren Glasgerinne durchgeführt, das im Detail in Kapitel 6.10, S.51 ff. beschrieben ist.

### 4.1.3 Rampenrahmen

Der Aufbau einer Rampenkonfiguration (definiert durch Riegelabstand, Riegelhöhe und Rampenneigung) sollte rasch und mit geringen Kosten hergestellt werden können. Ein Rampenrahmen aus drei parallelen Aluminiumprofilen diente dazu, den ansteigenden Zulaufbereich und die Rampenneigung herstellen (Abbildung 4.1, Abbildung 4.3). Jedes 8 x 4 cm Aluprofil hatte jeweils zwei bzw. eine Nut auf den Seitenflächen. Die Profile wurden auf vertikale Stützen geschraubt, die ihrerseits am Gerinneboden befestigt waren. Auf die Aluprofile wurden mithilfe von Nutensteinen Kunststoffplatten befestigt. Diese Platten stellten den geneigten Gerinneboden dar (Kapitel *Platten* S.12 ff.). Rauheitselemente aus Holz repräsentierten die Wasserbausteine eines Riegels. Sie wurden auf die Kunststoffplatten geschraubt (Kapitel *Rauheitselement*, S.10 ff.).



Abbildung 4.3 Rampenrahmen aus Aluminiumprofilen

Während der Versuche war auch der Bereich unterhalb der Aluprofile mit Wasser gefüllt. Dieser Wasserpolster von unten eliminierte die Gewichtskraft des Wassers auf die Platten, die auf den Aluprofilen befestigt wurden. Am Rampenfuß war eine herausnehmbare vertikale Stahlplatte angeordnet, die verhinderte, dass das Wasser unterhalb der Aluprofile aus dem Gerinne ausläuft. Nach den Vorversuchen (Kapitel 5.1 S.26 ff.) wurde eine Kunststoffplatte auf die Stahlplatte montiert, die gleich hoch aus der Sohle ragt, wie die getesteten Rauheitselemente. Diese Platte diente dazu, die Absenkkurve zu eliminieren, die vom vertikalen Absturz erzeugt wurde.



Abbildung 4.4 Rampenkonstruktion (Seitenansicht): Alu-Profil, vertikale Stütze, Rauheitselemente aus Holz, Kunststoffplatten mit Kies, Gummidichtung

### **Rauheitselement**

Die Rauheitselemente aus Kiefernholz repräsentierten die Wasserbausteine eines Riegels. Jeder Riegel im Glasgerinne bestand aus 7 Rauheitselementen (Abbildung 4.6). Jedes Rauheitselement hatte eine Grundfläche von 100 x 100 mm. Die Deckfläche war in einem Winkel von 3.58° zur Horizontalen geneigt. Die strömungszugewandte Seite war damit um 5 mm niedriger als die strömungsabgewandte Seite. Die vertikalen Kanten wurden mit einem Radius von 5 mm abgerundet. Die abgerundeten Kanten der Deckfläche hatten einen Radius von 10 mm (Abbildung 4.5).

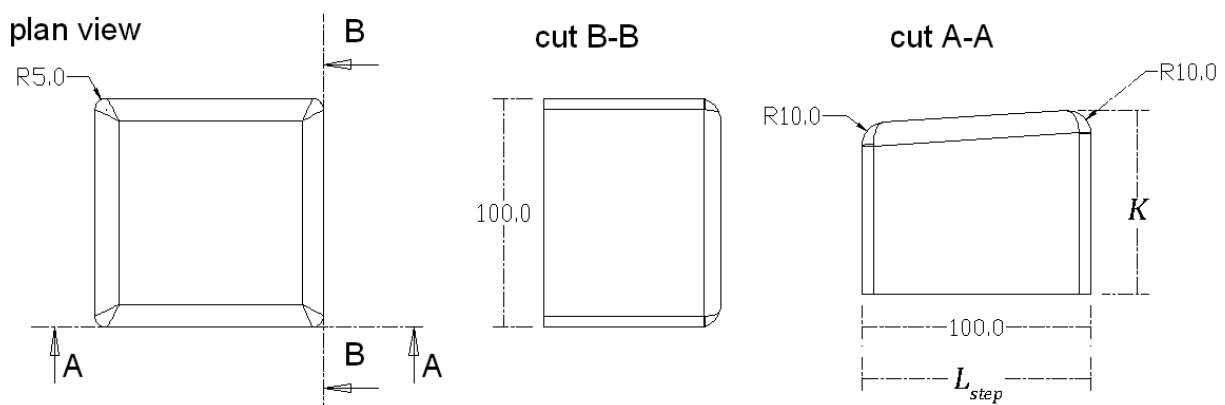


Abbildung 4.5 Abmessungen Rauheitselement (mm)

Es wurden Versuche mit horizontalen und quergeneigten Riegeln durchgeführt, da es ein Ziel war zu überprüfen, ob quergeneigte Riegel mehr Energie dissipieren als horizontale Riegel. Um diese zwei Varianten vergleichen zu können, müssen beide Riegel dieselbe mittlere Höhe haben. Für die horizontalen Riegel wurden zwei Höhen untersucht: 75 mm und 95 mm (gemessen an der höheren strömungsabgewandten Seite, Abbildung 4.5). Ein quergeneigter Riegel bestand aus

Rauheitselementen mit insgesamt 4 verschiedenen Höhen und einer mittleren Höhe von 95 mm (Abbildung 4.6, oben). Zur leichteren Erkennbarkeit wurden die Rauheitselemente entsprechend ihrer Höhe unterschiedlich eingefärbt. Dazu wurde ein Bootslack verwendet, der die Wasseraufnahme der Holzelemente minimieren sollte. Im Zuge der Versuche bekamen einige Rauheitselemente dennoch Risse aufgrund von Aufquellen. Diese führten zu einer Erhöhung der Abmessungen um maximal 1 mm.

Insgesamt wurden je 70 blaue (75 mm hoch) und 70 gelbe (95 mm) Rauheitselemente hergestellt. Daraus konnten bis zu 10 Riegel mit je 7 Rauheitselementen aufgebaut werden. Für die quergeneigten Riegel der Pendelrampe waren vier verschiedene Höhen notwendig: 80 mm, 90 mm, 95 mm und 100 mm. Tabelle 4.1 gibt einen Überblick über die verwendeten Rauheitselemente.

Höhe (mm)	100	95	90	80	75
Farbe	rot	gelb	grau	grün	blau
Anzahl	36	70	9	9	70

Tabelle 4.1 Farbe, Höhe und Anzahl der Riegelemente

Die Rauheitselemente wurden entweder auf glatte oder raue Platten montiert (siehe Kapitel *Platten*, S.12 ff.). Bei den rauen Platten wurde die effektive Riegelhöhe um die Stärke der rauen Kiesschicht (15 mm) reduziert. Immer wenn im Folgenden von der Riegelhöhe *K* die Rede ist, ist die effektive Riegelhöhe gemeint.

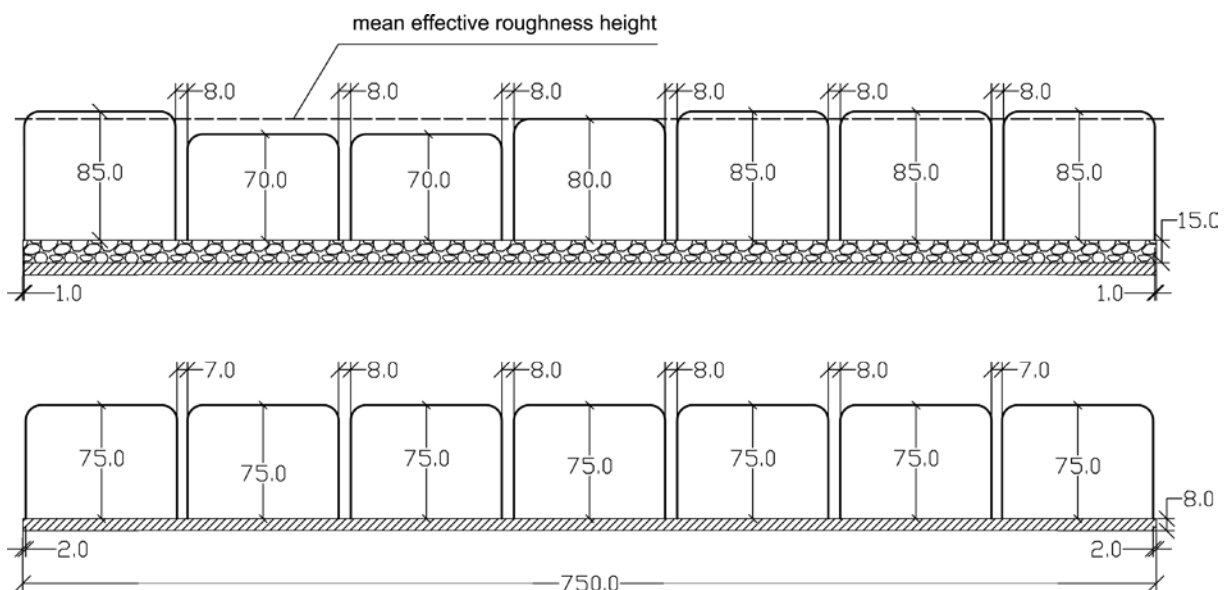


Abbildung 4.6 Riegelquerschnitt der Pendelrampe einer rauhen Platte, effektive Riegelhöhe (oben), Riegelquerschnitt eines horizontalen Riegels auf einer glatten Platte (unten), Maße in (mm)

Legende:

Die raue Platte entspricht dem Querprofil D-D in Abbildung 4.9

Die glatte Platte entspricht dem Querprofil C-C in Abbildung 4.9

Die Rauheitselemente erlauben drei Riegelvarianten:

- 75 mm Höhe (60 mm effektive Höhe)
- 95 mm Höhe (80 mm effektive Höhe)
- 95 mm mittlere Höhe (80 mm effektive mittlere Höhe) , quergeneigte Variante

### **Rauheitselement für Druckmessungen**

Für die Druckmessungen wurde ein spezielles Rauheitselement aus einem 100 x 100 mm Aluminiumrohr mit Wandstärke 4 mm hergestellt. Darauf wurde eine 12 mm starke Aluminiumplatte geschweißt. Eine CNC-Fräse stellte die exakte Geometrie des Rauheitselements her. Diese Geometrie entspricht jener eines „gelben“ Rauheitselements (Tabelle 4.1). Das Rauheitselement hatte 149 Bohrlöcher. In diese konnten die Drucksensoren von innen eingeschraubt werden (Abbildung 4.7). Ein gabelförmiges Adapterstück am Boden des Rauheitselements diente zur Befestigung des Elements an die Rampenplatten. Die ebenen Oberflächen des Rauheitselements wurden mit Kunststoffolie (~0,1 mm) beklebt. Jene 14 Bohrlöcher, die die Drucksensoren enthielten, wurden freigestanzt, damit die Sensoren direkten Kontakt mit dem fließenden Wasser hatten (Geiger, 2010).

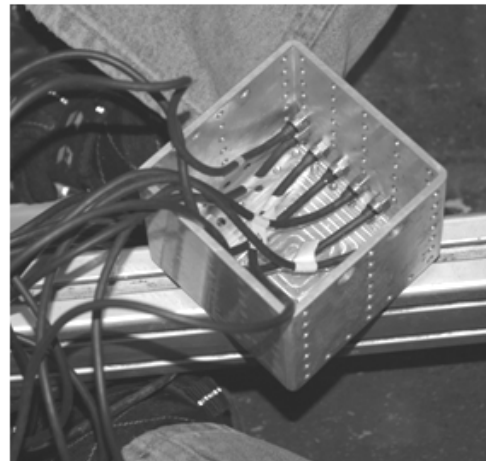
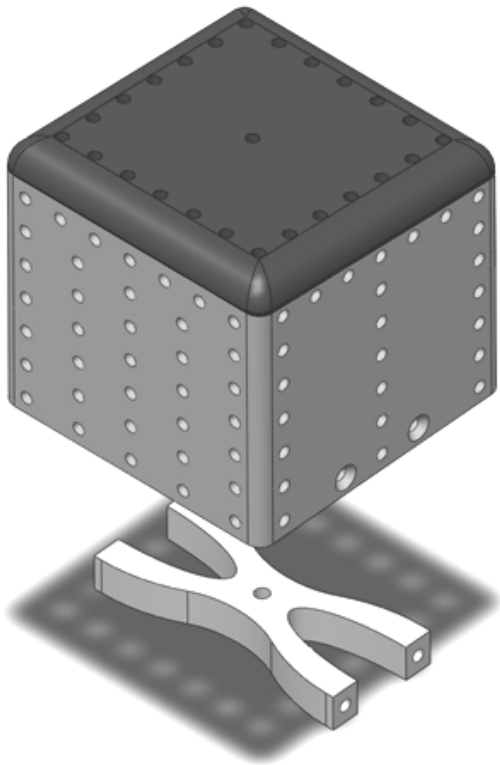


Abbildung 4.7 Rauheitselement für Druckmessungen: Skizze (links), Original von unten mit eingebauten Drucksensoren (rechts)

### **Platten**

Kunststoffplatten, die auf die Aluprofile geschraubt wurden, bildeten den Boden des Versuchsbereichs. Ein modularer Aufbau erlaubte ein einfaches Variieren des Riegelabstands bei geringem Materialaufwand. Die Kunststoffplatten waren 8 mm dick und hatten eine Breite von 75 cm. Damit waren sie 1 cm kürzer als die Gerinnebreite. Eine Gummidichtung zwischen den Platten und den seitlichen Gerinnewänden diente neben der Abdichtung auch dazu, Schwankungen in der Gerinnebreite auszugleichen (Abbildung 4.4). Jede Platte hatte 3 bis 7 Bohrlöcher. Mit Schrauben wurden die Platten in die Nutensteine der Aluprofile geschraubt. Es gab zwei Plattenvarianten: raue und glatte Platten. Bei der glatten Variante wurden die Kunststoffplatten nicht weiter verändert. Bei der rauen Variante wurden die Platten mit Rundkies der Größe 8-16 mm beklebt. Für beide Varianten existierten „Riegelplatten“ und „Beckenplatten“ (Abbildung 4.8). Die mittlere Sohlage der rauen

Kiesschicht wurde mit 15 mm über der Kunststoffplatte angenommen. Die beiden Plattenvarianten dienten dazu, den Einfluss der Beckenrauigkeit auf die Fließzustände Tumbling Flow und Rapid Flow zu ermitteln (Kapitel 6.5 und 6.8). Abbildung 4.8 zeigt die Querprofile eines Riegels mit glatten bzw. rauen Platten.

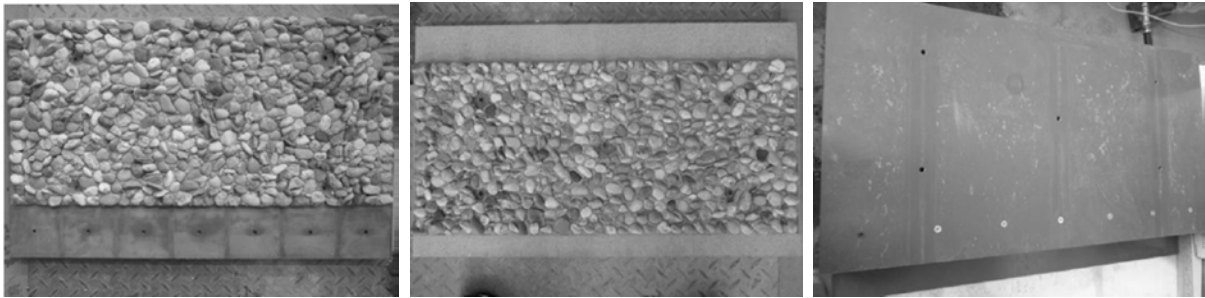


Abbildung 4.8 Riegelplatte ohne Rauheitselemente (links), Beckenplatte (Mitte), glatte Platte (rechts)

Auf jede Riegelplatte wurden 7 Rauheitselemente von unten mit Senkkopfschrauben befestigt. Der verbleibende Teil der Platte diente als Teil des Beckens. Mit Ausnahme des untersten Riegels hatten alle Riegelplatten die gleiche Länge. Die Beckenplatten hatten unterschiedlichen Längen (Tabelle 4.2).

Platten	Riegelplatte Modellende	Riegelplatte (sonstige)	Beckenplatten		
Länge (mm)	400	467	155	233	333
Breite (mm)	750	750	750	750	750
Farbe	Cyan	Rot	Grün	Gelb	Blau
Code	1	5	2	3	4

Tabelle 4.2 Platten, Maße in (mm)

Die Riegelplatten hatten deswegen auch einen Beckenteil, da in diesem Bereich leichter Bohrlöcher anzubringen waren. Die reinen Beckenplatten dienten nur dazu, die Beckenlänge (und damit den Riegelabstand) zu variieren. Es gab drei verschiedene Längen für die Beckenplatten. Daraus konnten vier verschiedene Riegelabstände hergestellt werden, da die Beckenplatten mit 233 mm Länge entweder einmal oder zweimal pro Becken verwendet wurden (Abbildung 4.9).

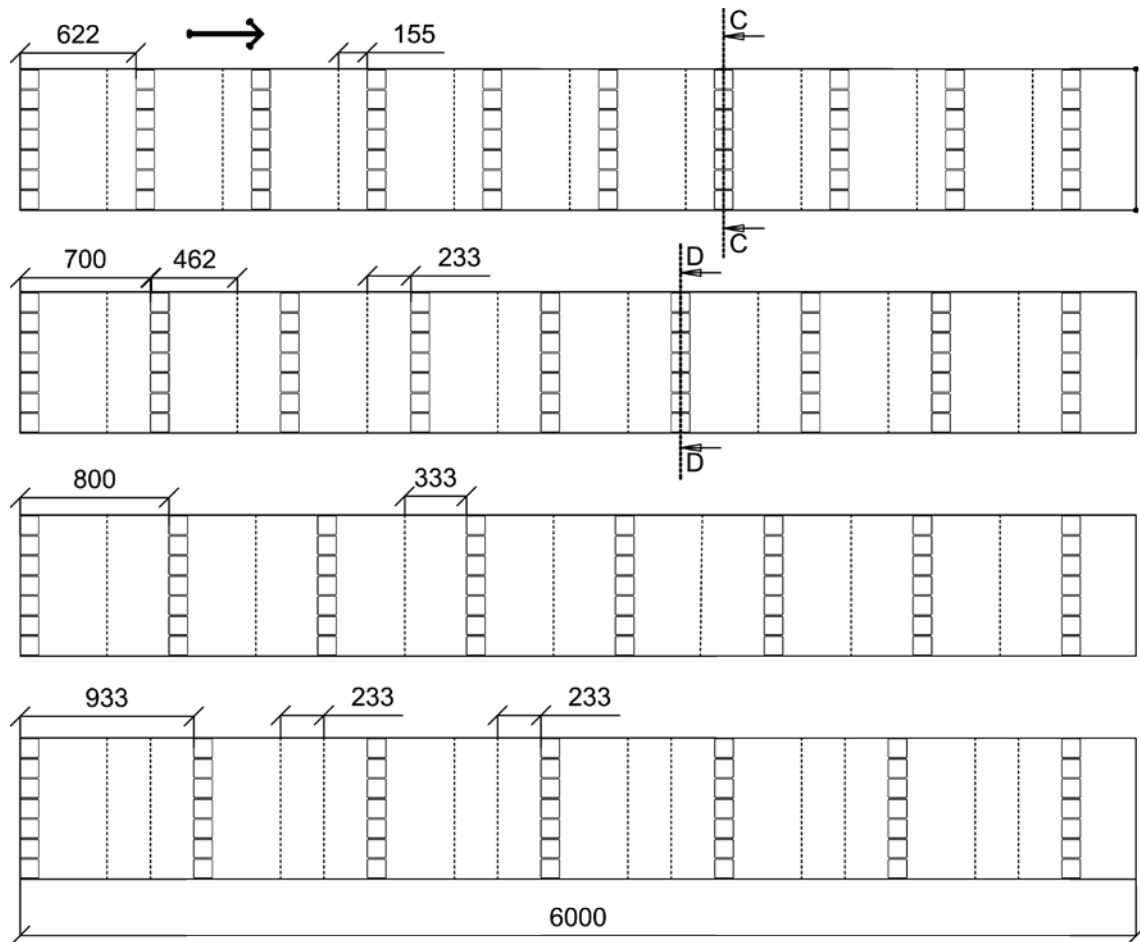


Abbildung 4.9 Übersicht der vier Rampenkonfigurationen aus drei verschiedenen Beckenplattenlängen

Legende:

Schnitt C-C: Querprofil eines horizontalen Riegels auf glatter Platte (Abbildung 4.6, unten)

Schnitt D-D: Querprofil eines quergeneigten Riegels auf rauher Platte (Abbildung 4.6, oben)

Bei den rauhen Riegelplatten waren zwei Rauheitselemente je 8 mm voneinander entfernt, womit lediglich 1 mm zwischen der Seitenkante der Platte und dem äußerten linken bzw. rechten Rauheitselement übrig blieben (Abbildung 4.6, oben). Der Abstand erwies sich als zu kurz, um die Gummidichtung bequem einbauen zu können. Daher wurden bei den glatten Riegelplatten, die später hergestellt wurden, der Abstand der äußeren Riegelemente zum jeweils nächsten auf 7 mm reduziert. Damit betrug die Abstand zur Seitenkante der Platte 2 mm (Abbildung 4.6, unten).

Für ein Rauheitselement sind vier Riegelabstände und zwei Plattenvarianten (rau und glatt) wählbar, das sind insgesamt 8 Konfigurationen. Es gab 3 verschiedene Rauheitselement-Varianten. Daher waren für eine fix gewählte Rampenneigung 24 Konfigurationen möglich.

## 4.2 Messgeräte und -methoden

### **Wasserspiegellagen-Messungen mit Ultraschallsonden**

Ultraschallsensoren wurden eingesetzt, um die Wasserspiegellagen messen zu können. In Vorversuchen wurden drei verschiedenen Sondentypen getestet (Tabelle 4.3). Da die Sonden auf dem horizontalen Positioniersystem des Glasgerinnes befestigt waren, musste überprüft werden, ob



sie in der Lage waren, die geneigten Wasserspiegellagen korrekt zu messen. In Vorversuchen wurde ein kleiner Wehrüberfall im Glasgerinne eingebaut. Dabei zeigte sich, dass die Sonden Wasserspiegelneigungen über 20° nicht mehr messen konnten.

Hersteller	Typ	Anzahl	Messbereich (mm)
Honeywell	947-F4V-2D-1C0-300E	3	100 - 600
Microsonic	Mic+25/IU/TC	4	50 - 350
Siemens	Sonar Bero 3RG6233-3LS00	1	150 - 1000

Tabelle 4.3 Ultraschallsensoren

Die Sensoren arbeiten mit einem Messkopf, der Ultraschallsignale sendet und empfängt. Pro Zyklus werden Ultraschall-Impulse gesendet, die dann vom Ziel (hier: Wasserspiegel) zurückreflektiert und vom Sensor empfangen werden. Der Abstand zum Ziel wird aus einer Temperatur-kompensierten Messung der verstrichenen Zeit des akustischen Signals vom und zum Sensor bestimmt. Das Messausgangssignal ist analog.

Die Sensoren wurden kalibriert, indem die Sonde auf der vertikalen Achse des Positioniersystems (Kapitel 4.3) befestigt wurde. Unterhalb der Sonde wurde eine Wanne mit Wasser auf den Glasgerinneboden gestellt. Der Abstand der Sonde zum horizontalen Wasserspiegel wurde mit einem Maßband bestimmt. Dann wurde die vertikale Achse des Positioniersystems mit dem Ultraschallsensor schrittweise um 50 mm erhöht. So war in jedem Schritt der Abstand der Sonde zum Wasserspiegel der Wanne bekannt. Dieser Abstand wurde dann auch mithilfe der Ultraschallsonde bestimmt. Diese Messung diente dazu, den linearen Zusammenhang zwischen der Distanz und dem analogen Ausgangssignal (Spannung in V) zu bestimmen. Danach wurde die Genauigkeit jeder getesteten Ultraschallsonde im physikalischen Modell für die Pendelrampe „Große Tulln“ erprobt. Es herrschte Tumbling Flow, um möglichst unterschiedliche Wasserspiegelneigungen testen zu können. Neben den Ultraschallmessungen wurden die Wasserspiegellagen auch mit Pegel und Nivelliergerät bestimmt und miteinander verglichen. Dabei stellte sich heraus, dass die Honeywell Sonde die geringsten mittleren Abweichungen zu den Pegelmessungen aufwies, gefolgt von der Siemens-Sonde und der Microsonic-Sonde (Tabelle 4.4).

Ultraschallsonde	Mittlere Abweichung von Pegelmessung (mm)
Honeywell	1.66
Microsonic	4.00
Siemens, Sonar Bero	3.11

Tabelle 4.4 Ultraschallsonden, Genauigkeitstest

Im Pendelrampenmodell konnten Wasserspiegelneigungen bis zu 50° korrekt von den Sonden gemessen werden. Das ist weit über dem Limit des Wehrüberfalltests im Glasgerinne (maximale Wasserspiegelneigung < 20°) Dieses Ergebnis war vorerst überraschend. Bedenkt man die unterschiedliche Rauheit bzw. Glätte der getesteten Wasseroberflächen, wird das Ergebnis plausibel: Wenn ein glattes Zielobjekt stärker geneigt ist als der halbe nominale Schallkegenwinkel zur Schallkegelachse, kann das reflektierte Signal so weit abgelenkt werden, dass es den Sensor nicht mehr erreicht. Bei Zielobjekten mit einer rauen Oberfläche hingegen, wird der Ultraschallstrahl diffus reflektiert. Der Neigungswinkel kann daher bis zu 50° betragen.

Schließlich wurde entschieden, die drei vorhandenen Honeywell Sensoren und ein Microsonic-Sonde zu verwenden. Die Siemens-Sonde lieferte zwar etwas genauere Messungen als die Microsonic-

Sonde, diese hatte aber gegenüber der Siemens-Sonde den Vorteil, dass sie während der Messungen die aktuell gemessene Distanz anzeigte.

Die ausgewählten Sensoren wurden im Querprofil angeordnet (Abbildung 4.10). Eine Honeywell-Sonde wurde in der Gerinneachse befestigt, zwei Sonden jeweils 300 mm rechts bzw. links davon. Die Microsonic Sonde wurde 150 mm rechts (in Fließrichtung gesehen) von der Gerinneachse positioniert.

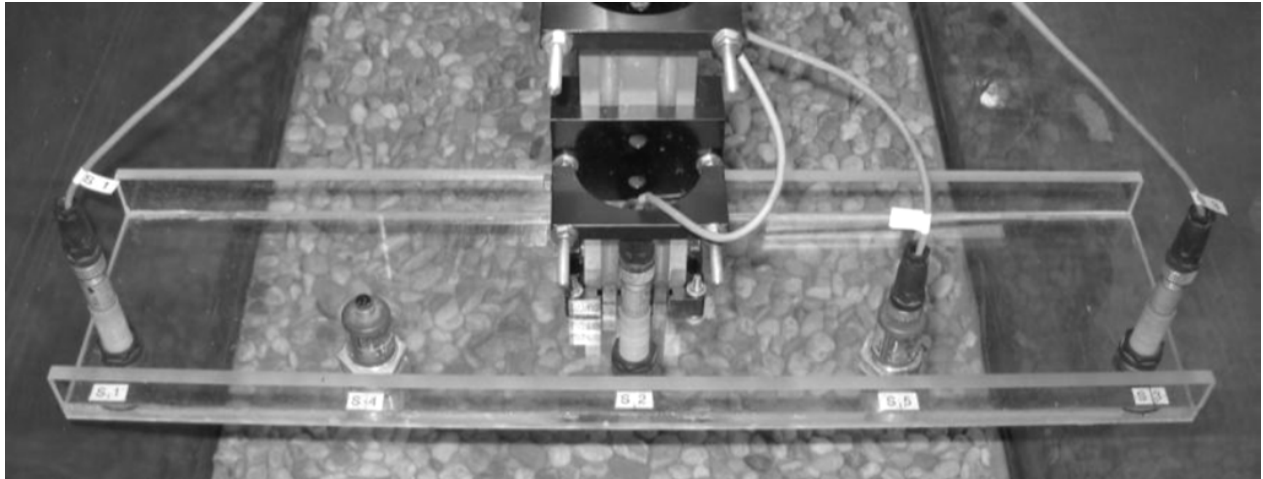


Abbildung 4.10 Ultraschallsensoren auf Messwagen

Obwohl 5 Sensoren auf dem Messwagen Platz fanden, konnten immer nur vier Sensoren gleichzeitig aufgezeichnet werden. Das Messdaten-Erfassungssystem erlaubte die Speicherung von 1000 Werten pro Sonde und Messung (*Datenerfassung*, S.22 ff.). Die Abtastrate war frei wählbar (z.B. 50 Hz für 20 s, 100 Hz für 10 s). Da hochfrequente Wasserspiegeländerungen nicht zu erwarten waren, wurden eine Abtastrate von 20 Hz und eine Aufzeichnungsdauer von 50 Sekunden für die Wasserspiegelmessungen gewählt. Um die Genauigkeit der Ultraschallsensoren für die 6.5 % steile Rampe zu überprüfen, wurden zusätzlich Pegelmessungen durchgeführt.

### ***Geschwindigkeitsmessungen mit ADV-Sonde***

Für die Geschwindigkeitsmessungen wurde die hochauflösende ADV-Sonde (Acoustic Doppler Velocimeter) Vectrino<sup>+</sup> (Nortek AS) verwendet. Das Messprinzip der ADV-Sonde beruht auf dem Doppler-Effekt. Die ADV-Sonde misst die Frequenzverschiebung einer ausgesendeten Schallwelle, die von kleinen Partikeln im Wasser reflektiert wird und von vier Schallwandlern empfangen wird. Aus dieser Frequenzverschiebung kann man 3D-Geschwindigkeiten der bewegten Partikel messen. Unter der Annahme, dass sich diese Partikel im Wesentlichen mit der gleichen Geschwindigkeit wie das umgebende Wasser bewegen, stimmen diese Geschwindigkeiten mit der Strömungsgeschwindigkeit im betrachteten Sample Volume überein (Abbildung 4.11, links).

Zwei Sondentypen waren verfügbar: eine down-looking und eine side-looking Sonde. Letzere eignet sich dazu, Geschwindigkeiten bei niedrigen Wassertiefen zu messen (Abbildung 4.11, rechts). Ihr wurde daher gegenüber der down-looking Sonde der Vorzug gegeben.

<b>Technische Daten</b>	
<b>Wasser-Geschwindigkeiten</b>	
Bereich (vom Benutzer wählbar)	±0.01, 0.1, 0.3, 1, 2, 4 m/s
Genauigkeit	±0.5% des gemessenen Werts ±1 mm/s
Abtastrate (Output)	1–25 Hz 1–200 Hz (Vectrino firmware)
<b>Sampling Volume</b>	
Abstand zur Sonde	0.05 m
Durchmesser	6 mm
Höhe (vom Benutzer wählbar)	3–15 mm
<b>Echo Intensität</b>	
Akustische Frequenz	10 MHz
Auflösung	Linear
Dynmischer Bereich	25 dB

Tabelle 4.5 Technische Daten der ADV-Sonde Vectrino<sup>+</sup>

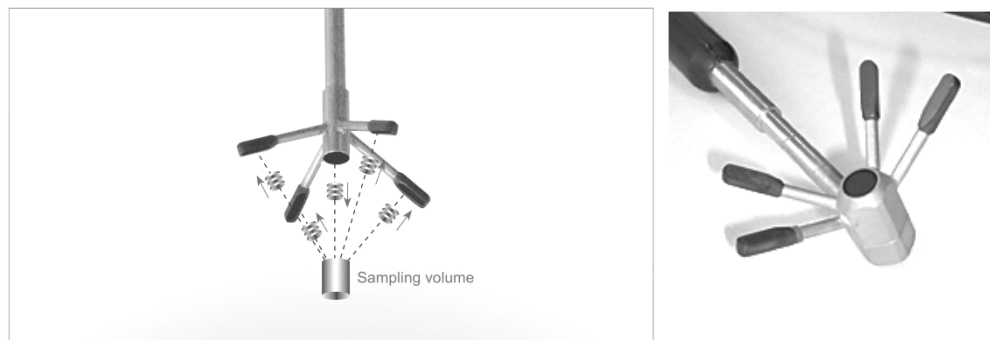


Abbildung 4.11 Nortek-ADV-Sonde: Messprinzip (links), side-looking Sonde (rechts)

Die Geschwindigkeiten können mit Norteks Software *Vectrino Plus* aufgezeichnet werden, die das Messsignal verarbeitet, die aktuellen Geschwindigkeiten und andere Größen (z.B. Signal-to-noise-ratio) während der Messung anzeigt und das Ergebnis in einer binären Datei abspeichert. Es gibt kein Limit der Messwerte pro Messung, allerdings gibt es keine Schnittstelle der Software mit dem Positioniersystem des Glasgerinnes, was automatisierte Messungen unmöglich macht. Deshalb wurde die Messung anders durchgeführt: Das analoge Signal der Vectrino<sup>+</sup>-Sonde wurde direkt von der Datenerfassungseinheit des Positioniersystems gespeichert (*Datenerfassung*, S.22 ff.). Diese analogen Daten wurde dann mit MatLab-Routinen weiterverarbeitet. Bei dieser Methode waren maximal 1000 Messwerte pro Messung und Sonde möglich, sie erlaubte aber automatisierte Messungen. Es wurden drei verschiedene Abtastraten untersucht: 20 Hz für 50 s, 50 Hz – 20 s und 100 Hz – 10 s. Für alle drei Varianten wurde simultan auch eine Messung mit der Nortek-eigenen Software aufgezeichnet (Abtastrate 200 Hz). Die Zeitreihen der drei Varianten wurden mit jener der Nortek Software verglichen. Es zeigte sich, dass die Abtastrate von 50 Hz (für 20 s) einen guten Kompromiss zwischen Genauigkeit des Signals und möglichst langer Aufzeichnungszeit darstellte. Für die Geschwindigkeitsmessungen wurde die ADV-Sonde an der vertikalen Achse des Positioniersystems befestigt (Abbildung 4.12). Für jede Rampenkonfiguration und für jeden gemessenen Durchfluss wurden in zumindest zwei Querprofilen Geschwindigkeitsmessungen

gemacht. Die Querprofile befanden sich jeweils über einem Riegel. In jedem Querprofil wurden etwa 100 Messpositionen angesteuert.



Abbildung 4.12 Side-looking ADV-Sonde Vectrino<sup>+</sup> auf Positioniersystem am unteren Ende des Glasgerinnes

Wie in Abbildung 4.12 erkennbar, zeigte die side-looking Sonde zur linken Seite des Glasgerinnes. Der Messpunkt befand sich 50 mm links des Sondenkopfs. Der gerinstmögliche Abstand eines Messpunktes vom rechten bzw. linken Gerinnerand betrug 80 mm bzw. 10 mm.

#### ***Druckmessungen mit piezoresistiven Drucksensoren***

Die Druckmessungen wurden mit piezo-resistiven Drucksonden von Kulite-Semiconductor Products, Inc. durchgeführt. Die Produktbezeichnung der Sensoren lautet *XTL 123C 190 SG* (Abbildung 4.13). Ein Auszug der technischen Daten ist in Tabelle 4.6 aufgelistet.

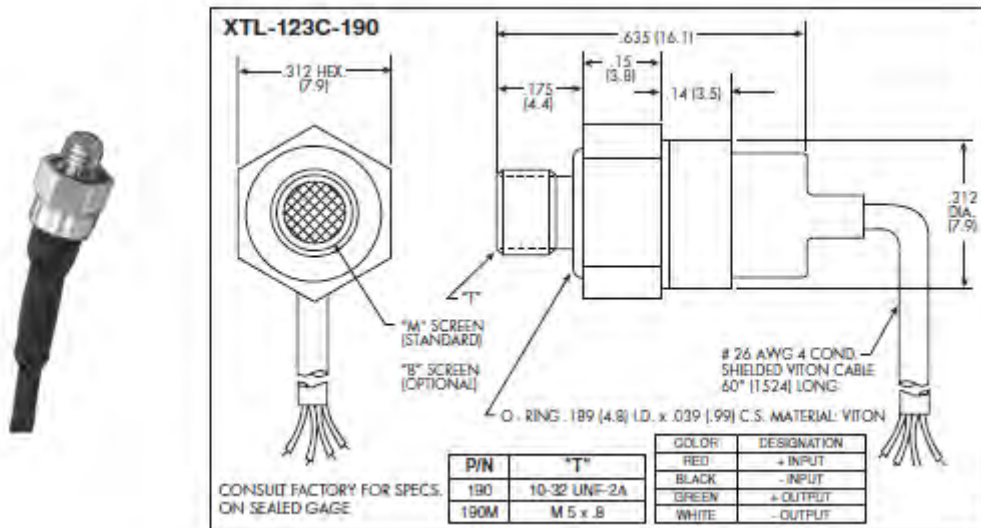


Abbildung 4.13 Kulite-Drucksensor XTL-123C-190, Maße in inch, Maße in Klammern in mm

Sensor XTL-123C-190	
Druckbereich	0.35 bar
Sensitivität	~ 127 mV / bar
Kombinierte Nicht-Linearität, Hysterese und Wiederholbarkeit	±0.1%

Tabelle 4.6 Kulite-Drucksensor XTL-123C-190, Auszug technische Daten

Es waren insgesamt 14 Drucksensoren *XTL 123C 190 SG* verfügbar. Die Datenerfassungseinheit von National Instruments zum Aufzeichnen der Drücke ist im Detail in Geiger (2010) beschrieben. Die 14 Drucksensoren wurden von innen in ein speziell gefertigtes Rauheitselement geschraubt (Kapitel *Rauheitselement für Druckmessungen*, S.12 ff.). Im Allgemeinen wurden die Drücke mit einer Abtastrate von 1000 Hz und eine Messdauer von 60 s aufgezeichnet. Die Daten wurden in einer Ascii-Textdatei gespeichert.

### 4.3 Positioniersystem und Datenerfassung

#### Positionieren

Das Glasgerinne ist mit einem 3-dimensionalen Positioniersystem ausgestattet. Auf beiden Seitenwänden des Gerinnes sind horizontale Längsprofile mit einer Zahnstangenführung befestigt. Auf diesen Längsprofilen sind Führungsschlitzen montiert, die durch ein Querprofil fix miteinander verbunden sind. Mithilfe eines Zahnstangenantriebs kann das Querprofil in Längsrichtung bewegt und positioniert werden. Weiters ist eine vertikale Achse am Querprofil befestigt. Zwei zusätzliche Schrittmotoren können diese Achse in Quer- und Vertikalrichtung bewegen. Auf diese Art kann jeder beliebiger Punkt um Glasgerinne angesteuert werden (Abbildung 4.14, links).

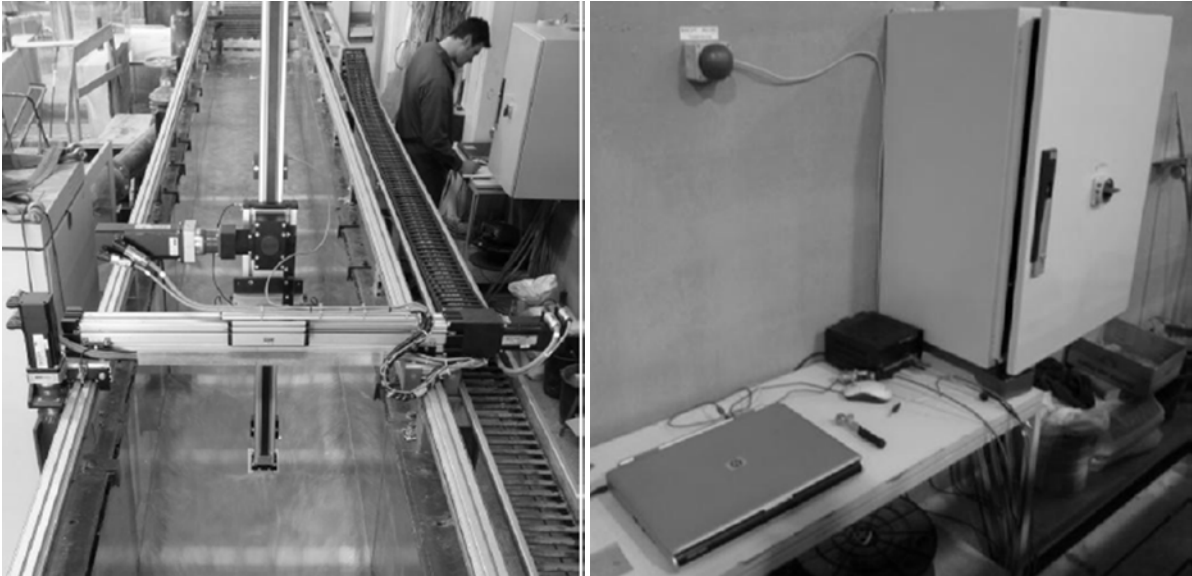


Abbildung 4.14 Positioniersystem (links), Messschrank mit Steuereinheit (rechts)

Eine Steuereinheit übernimmt die Positionierung und die Datenerfassung. Sie befindet sich in einem Messschrank (Abbildung 4.14, rechts).

### **Koordinatensysteme**

Bei den Versuchen wurden zwei verschiedene Koordinatensysteme unterschieden: Das Koordinatensystem des Positioniersystems „PKS“ und das der Rampenkonstruktion im Glasgerinne, das mit „RKS“ (für Rampenkoordinatensystem) bezeichnet wird. Die orthogonalen Achsen von „PKS“ bzw. „RKS“ werden mit Groß- bzw. Kleinbuchstaben bezeichnet. Die Längs-, Quer- und Vertikalachse wird als X-, Y- und Z-Achse bzw. x-, y- und z-Achse bezeichnet. Die beiden Koordinatensysteme haben eine unterschiedlichen Ursprung. Zusammengehörende Achsen von PKS und RKS sind parallel, haben aber teilweise entgegengesetzte Orientierungen (Abbildung 4.15). Die positive X-Achse von PKS und RKS sind gegen die Fließrichtung orientiert, was der üblichen Angabe von Stationierungen in Flüssen entspricht. Beide positive Querachsen (Y-Achse, y-Achse) zeigen in Richtung der rechten Gerinnewand (in Fließrichtung gesehen). Die positive vertikale Z-Achse von PKS zeigt nach unten, die positive z-Achse von RKS zeigt nach oben. Der Ursprung des RKS wurde an der Sohle der Gerinneachse am Rampenfuß festgelegt.

Um einen bestimmten Punkt im Glasgerinne anzusteuern müssen die Koordinaten im PKS angegeben werden. Der Offset der Ursprünge von PKS und RKS ist für verschiedene Messgeräte unterschiedlich (Tabelle 4.7). Abbildung 4.15 zeigt den Offset des Positionierkoordinatensystems für die Ultraschallsonde in Gerinneachse zum Rampenkoordinatensystem.

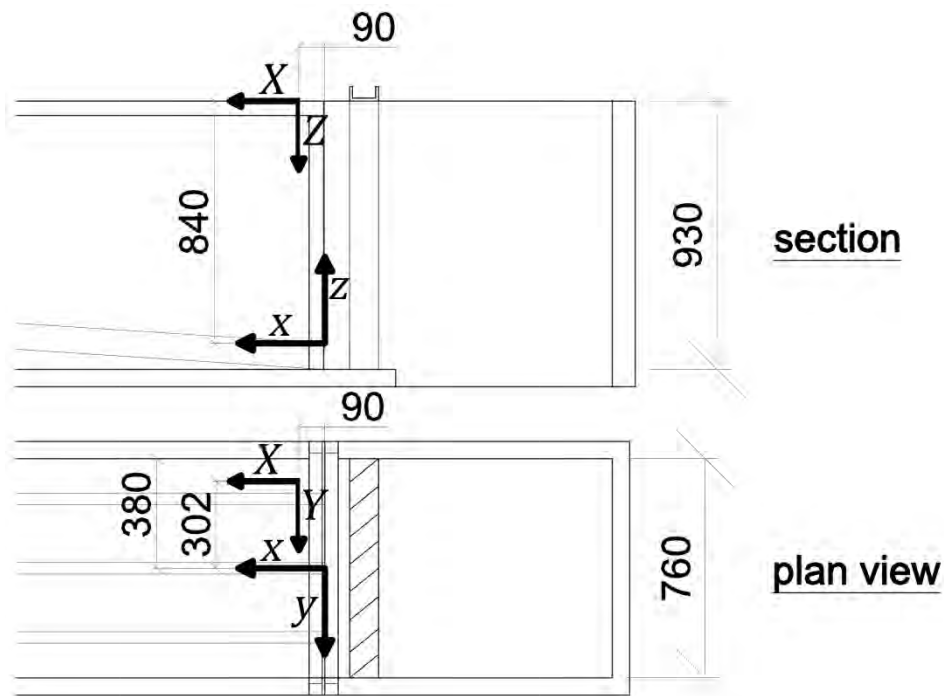


Abbildung 4.15 Koordinatensystem PKS für die Ultraschallsonde in der Gerinneachse und RKS, Maße in (mm)

Messgerät	X-x <sub>Gerät</sub>	Y-y <sub>Gerät</sub>	Z-z <sub>Gerät</sub>	
Ultraschallsonden	90	2, 152, ±302	Honeywell: 100	Microsonic: 50, 127
ADV-Sonde	100	0	wurde bei jedem Riegel visuell bestimmt	

Tabelle 4.7 Offset der Messgeräte bezüglich der Profile des Positioniersystems

Die Microsonic-Ultraschallsonden haben einen kleinen zulässigen Messbereich (50-350 mm), können aber Objekte bis zu einer minimalen Distanz von 50 mm messen. Die Honeywell-Sonden haben einen größeren Messbereich (100-600 mm), benötigen aber einen Mindestabstand des Zielobjekts von 100 mm. Deshalb wurden die Microsonic-Sonden nicht vertikal mit den Honeywell-Sonden ausgerichtet, sondern lagen 23 mm darunter (Abbildung 4.16).



Abbildung 4.16 Messwagen mit Ultraschallsonden unterschiedlicher vertikaler Ausrichtung

Auf die Glaswände des Gerinnes wurde ein 100 x 100 mm Netz gezeichnet. Zusätzlich wurde eine Stationierung in Längs- und Vertikalrichtung im Rampenkoordinatensystem aufgeklebt (Abbildung 4.4). Alle Ergebnisse des Modellversuchs sind im Rampenkoordinatensystem dargestellt.

### **Datenerfassung**

Sie Steuereinheit der Firma "B&R automation" übernimmt die Datenerfassung (Abbildung 4.14, rechts). Die Ultraschallsonden und die ADV-Sonden liefern analoge Spannungs-Ausgangssignale. Während einer Messung werden die Ausgangssignale in einem Cache zwischengespeichert. Nach dieser Messung werden die Daten auf einen USB-Stick übertragen. Der Cache der Steuereinheit war limitiert, womit pro Messung maximal 1000 Werte aufgezeichnet werden konnten.

## **4.4 Post Processing**

Die analogen Ausgangssignale der Wasserspiegel- und Geschwindigkeitsmessungen mussten auf mögliche Ausreißer untersucht werden. Für das Erkennen von Ausreißern wurden eigene MatLab Routinen programmiert. Die Messergebnisse wurden in Grafiken dargestellt, die automatisiert mit *Scripter* erstellt wurden, einer Visual Basic kompatiblen Programmierumgebung der Software *Golden Surfer 8.05*.

### **Filter Algorithmus für Ultraschallmessungen**

Für die Erkennung der Ausreißer im Messsignal waren drei Schritte notwendig. Jeder Schritt wurde wiederholt, bis kein weiterer Ausreißer mehr gefunden wurde. Die Ausreißer wurden eliminiert und nicht ersetzt. Vor jedem Schritt wurden der Mittelwert und die Standardabweichung der verbliebenen Messwerte berechnet.

Als erster Schritt wurde ein Messwert  $m(i)$  eliminiert, wenn der Gradient zu seinen beiden Nachbarn  $m(i - 1)$  und  $m(i + 1)$  größer war als die dreifache Standardabweichung  $\sigma$ . Wenn alle Gleichungen 4-1, 4-2 und 4-3 erfüllt waren, wurde der Messwert  $m(i)$  entfernt, indem ihm der Wert NaN ("not a number") zugewiesen wurde.

$$\text{Zentraler Differenzenquotient} \quad \frac{1}{2} |m(i - 1) + 2m(i) + m(i + 1)| > 3 \cdot \sigma \quad 4-1$$

$$\text{Rückwärts-Differenzenquotient} \quad |m(i) - m(i - 1)| > 3 \cdot \sigma \quad 4-2$$

$$\text{Vorwärts-Differenzenquotient} \quad |m(i + 1) - m(i)| > 3 \cdot \sigma \quad 4-3$$

Der zweite Schritt war ein Schwellenwert-Kriterium (Gleichung 4-4). Wenn die Absolut-Differenz zwischen Messwert  $m(i)$  und dem Mittelwert aller verbliebenen Messwerte größer als die 3.5-fache Standardabweichung  $\sigma$  war, wurde dieser Messwerte eliminiert. In Gleichung 4-4 bezeichnet  $n$  die Anzahl der verbliebenen Messwerte.

$$\left| m(i) - \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n m(j) \right| > 3.5 \cdot \sigma \quad 4-4$$

Wenn im dritten und letzten Schritt die Absolut-Differenz zwischen Messwert und Mittelwert die dreifache Standardabweichung  $\sigma$  überschritt und zusätzlich die Absolut-Differenz zu den beiden



benachbarten Messpunkten größer als die Standardabweichung  $\sigma$  war, wurde dieser Messwert eliminiert (Gleichungen 4-5, 4-6 und 4-7).

$$\left| m(i) - \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n m(j) \right| > 3 \cdot \sigma \quad 4-5$$

$$|m(i) - m(i - 1)| > \sigma \quad 4-6$$

$$|m(i + 1) - m(i)| > \sigma \quad 4-7$$

Wenn ein ausgesendetes Signal von der Sonde nicht wiederempfangen werden konnte, was insbesondere bei der Microsonic-Sonde häufig der Fall war, wurde der maximal mögliche Messwert in die Ausgabedatei geschrieben. Wenn es viele solche Ausreißer gab und der Mittelwert des Signals deutlich darunter lag, detektieren die oben beschriebenen Gleichungen diese Ausreißer nicht, da die Standardabweichung des gesamten Messsignals zu hoch war. Abbildung 4.17 zeigt das ungefilterte Signal (links) und das gefilterte Signal ohne die fehlerhaften Maximalwerte (rechts). Das gefilterte Signal enthält einige Ausreißer, die in weiterer Folge von den oben beschriebenen Gleichungen als solche erkannt werden (Gleichungen 4-1 bis 4-7).

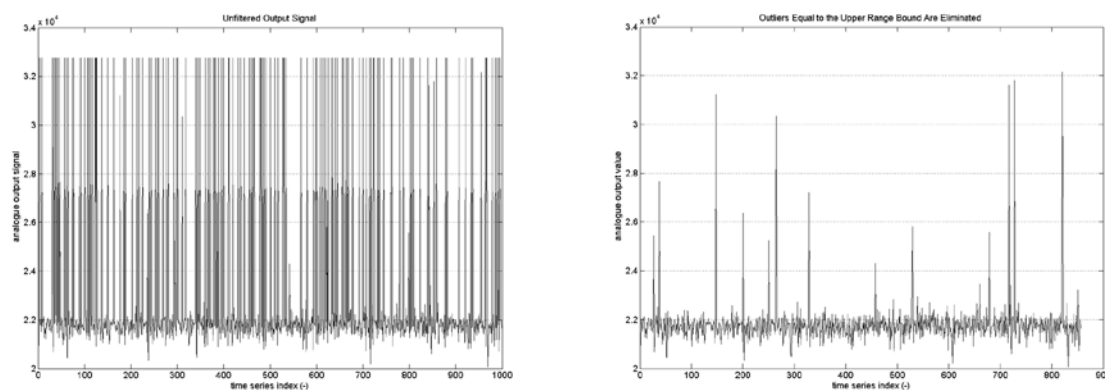


Abbildung 4.17 ungefiltertes Ausgangssignal (links), Elimination der Ausreißer am oberen Messwerttrand (rechts)

### **Filter Algorithmus für ADV-Messungen**

Das analoge Ausgangssignal der ADV-Messungen wurde gefiltert, in dem der sogenannte "phase space algorithm" (Goring, Nikora 2002) angewandt wurde. Jeweils 12 benachbarte Messwerte vor und nach einem erkannten Ausreißer wurden durch eine kubische Funktion approximiert. Der Ausreißer wurde dann durch den Wert der kubischen Funktion an dieser Stelle ersetzt. Nach dem phase space Algorithmus wurde noch überprüft, ob die Beschleunigung zweier benachbarter Messwerte größer als die zweifache Erdbeschleunigung ist.

### **Automatisch generierte Grafiken mit Surfer**

Die Grafiken wurden automatisiert mit *Scripter, Golden Surfer Software 8.05* erstellt. Für jeden Versuch existiert eine Grafik, die im Längenschnitt die Rampenkonfiguration, die vier gemessenen Wasserspiegellagen und die Grenztiefe je angesteuertem Querprofil darstellt. Für die Berechnung des mittleren Wasserspiegels in Querrichtung wurde ein gewichtetes Mittel herangezogen. Dabei wurde

angenommen, dass die halb-linke (nicht gemessene) Querprofil-Position dieselbe Wasserspiegellage hat wie die halb-rechte, gemessene Querprofil-Position (Abbildung 4.18). Die Querprofil-Grafiken zeigen die gemessenen Wasserspiegellagen samt ihrer Standardabweichung. Die nicht gemessene halb-linke Position zeigt den Wert der gemessenen halb-rechten Position an. Die mittlere Wassertiefe, die mittlere Geschwindigkeit und die daraus berechnete Froude-Zahl werden ebenfalls angezeigt (Abbildung 4.19).

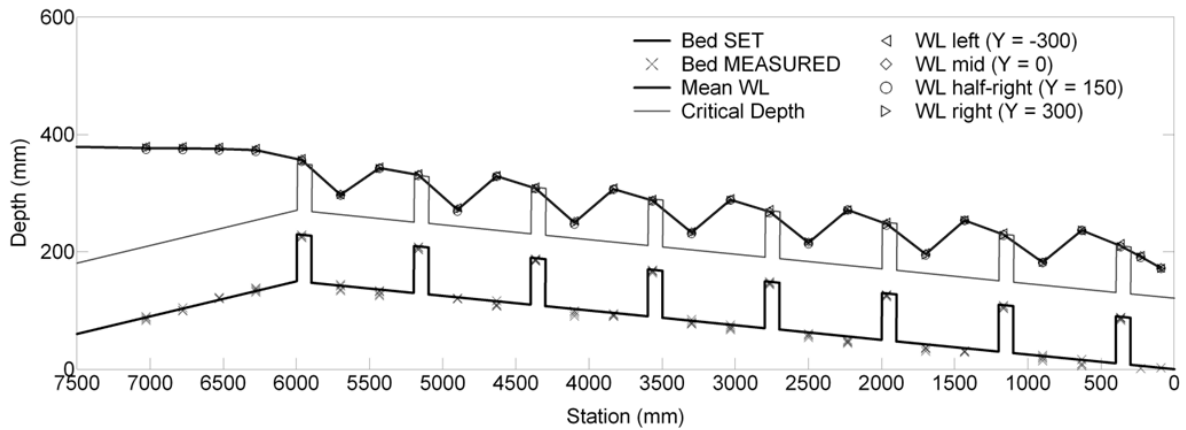


Abbildung 4.18 Beispiel-Grafik, Längsschnitt der Wasserspiegellagen

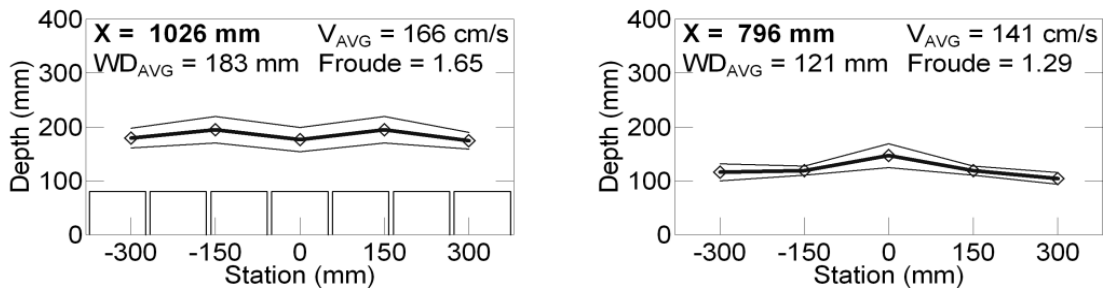


Abbildung 4.19 Beispiel-Grafik, Wasserspiegellagen im Querprofil

Eine vollständige Zusammenstellung der Wasserpiegel-Grafiken findet sich im Anhang A1.

Standardmäßig wurden die Querprofil-ADV-Messungen über dem ersten und dem siebten Riegeln einer Rampe gemessen. Es wurden je sieben vertikale Profile mit je 10-13 Messpositionen erfasst (Messpositionen sind in Abbildung 4.20 durch „x“-Symbole gekennzeichnet).

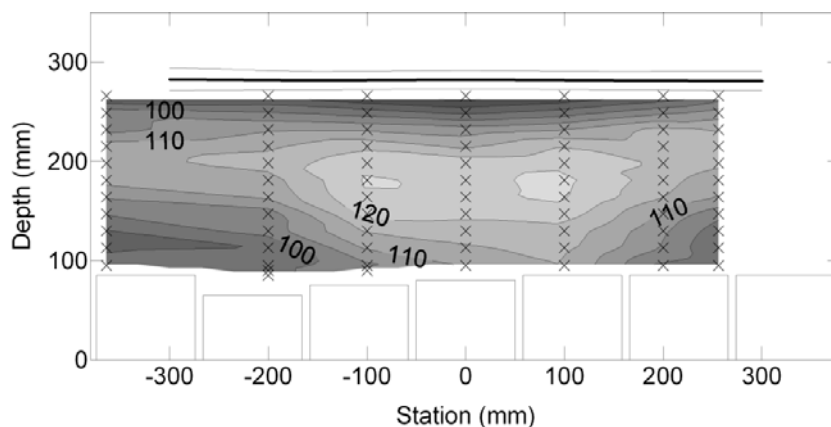


Abbildung 4.20 Beispiel-Grafik, ADV-Messung, Geschwindigkeit in Fließrichtung  $u$  (cm/s)

Für jede Querprofil-ADV-Messung wurden insgesamt drei Grafiken generiert:

1. Kontur-Plot der Geschwindigkeit in Strömungsrichtung  $u$  (cm/s)
2. Vektor-Plot der Sekundärströmungen (Quer- und Vertikalgeschwindigkeiten  $v$  und  $w$ )
3. Kontur-Plot der normierten turbulenten kinetischen Energie pro Masseneinheit  $k/u_{max}^2$  (–)

Eine vollständige Zusammenstellung der ADV-Grafiken findet sich im Anhang A2.

## 4.5 Dokumentation

Fotos wurden mit der Kamera *Nikon D70* gemacht. Für jede untersuchte Rampenkonfiguration wurde eine repräsentative Riegel-Becken-Einheit ausgewählt, für die die Entwicklung des Fießbildes schrittweise für steigende Durchflüsse dokumentiert wurde (Abbildung 4.21).

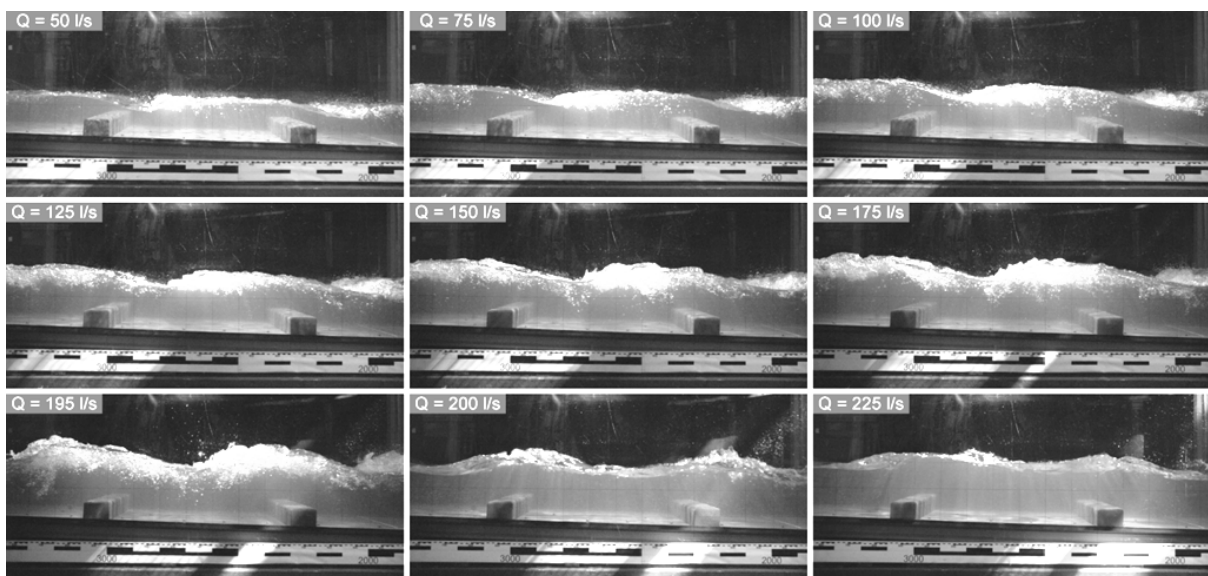


Abbildung 4.21 Beispiel Fotodokumentation

Ein geeigneter Ablauf für die Fotodokumentation entwickelte sich erst im Zuge der ersten Versuche. Deshalb ist die Dokumentation für die ersten beiden Rampenkonfigurationen nur beschränkt verfügbar (Tabelle 5.1). Für jede Rampenkonfiguration wurde weiters ein Video vom Fließübergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow mit einem Sony Camcorder *DVR SR90E* gemacht. Die Videodokumentation ist ab der vierten Rampenkonfiguration verfügbar (Tabelle 5.1).

# 5. Modellversuche - Versuchsprogramm

Der beschriebene Versuchsablauf inkludiert nicht die Druckmessungen. Diese waren zeitlich von den Wasserspiegel- und Geschwindigkeitsmessungen getrennt und sind im Kapitel 6.12, S.62 ff. beschrieben.

## 5.1 Vorversuche

Das Ziel der Vorversuche war es, im Gerinne ein gleichförmiges Geschwindigkeitsprofil zu erzeugen. Grobe Stahlgitter, Lochgitter und Kunststoffwaben dienten als Strömungsgleichrichter. Verschiedene Kombinationen von Gleichrichtern wurden getestet. Schließlich erzeugten drei Stahlgitter am Ende des Einlaufbereichs, die insgesamt eine Länge von 1 m abdeckten, das gewünschte gleichförmige Geschwindigkeitsprofil (Abbildung 4.2).

Der Rampenbereich hatte eine Länge von 6000 mm. Der Riegelabstand konnte variiert werden (Kapitel *Platten*, S.12 ff.), doch blieb die Gesamtlänge zwischen erstem und letztem Riegel stets konstant bei 5700 mm. Die verbleibenden 300 mm des Rampenbereichs sollten dazu dienen, diesen von möglichen Rückstauwirkungen aus dem Unterwasser frei zu halten. Der nichtvorhandene Rückstauwirkung wurde als worst-case Szenario für die Riegel-Becken Rampe angesehen. In den Vorversuchen stellte sich allerdings heraus, dass der vertikale Absturz hinter den Lamellen am Glasgerinneende eine Absenkkurve erzeugte, die bis zu den Riegel-Becken-Sequenzen zurückreichte. Um diese Absenkkurve zu eliminieren, wurde eine vertikale Kunststoffplatte am Ende des Rampenbereichs so montiert, dass diese gleich hoch aus der Sohle ragte, wie die jeweils getesteten Riegel. Diese Platte kann als zusätzlicher Riegel interpretiert werden. Allerdings ist der Riegelabstand nur etwa halb so lang wie bei den restlichen Riegeln. Rückwirkend betrachtet wäre es besser gewesen, wenn die Riegel-Becken-Sequenzen die vollen 6000 mm des Rampenbereichs abgedeckt hätten.

## 5.2 Hauptversuche

Für eine spezielle Rampenkonfiguration war der Versuchsablauf wie folgt:

1. Bestimme visuell den Durchfluss des Fließübergangs von Tumbling Flow auf Rapid Flow
2. Bestimme visuell den Durchfluss des Fließübergangs von Rapid Flow auf Tumbling Flow (wiederhole Schritt 1 und 2 dreimal um das Ergebnis zu validieren)
3. Wähle vier repräsentative Durchflüsse aus
  - a. Durchfluss im Tumbling Flow Regime
  - b. Maximaler Durchfluss für den der Tumbling Flow aufrecht erhalten werden kann
  - c. Minimaler Durchfluss für den das Rapid Flow Regime herrscht (wenn aufgrund des Hystereeffekts möglich, wähle denselben Durchfluss wie in b.)
  - d. Durchfluss im Rapid Flow Regime

4. Für die vier ausgewählten Durchflüsse
  - a. Führe Wasserspiegellagen-Messungen durch: je zwei Querprofile über jedem Riegel, und je zwei in jedem Becken; pro Querprofil werden 4 Wasserspiegellagen gemessen (Abbildung 4.10)
  - b. Führe Geschwindigkeitsmessungen über dem ersten Riegel durch und über einem weiteren Riegel, bei dem sich bereits ein zyklischer Normalabfluss eingestellt hat
5. Foto Dokumentation
  - a. Wähle eine Riegel-Becken-Einheit aus, für die bereits zyklischer Normalabfluss herrscht (typischerweise 4. – 6. Einheit)
    - i. Starte bei 50 l/s, erhöhe den Durchfluss schrittweise um 25 l/s und mache ein Foto, fotografiere zusätzlich die repräsentativen Durchflüsse aus Schritt 3.
  - b. Mache für jeden repräsentativen Durchfluss ein Bild vom Hallenkran aus, das die gesamte Rampe zeigt
6. Video Dokumentation
  - a. Filme vom Hallenkran aus den Übergang von Tumbling Flow auf Rapid Flow bzw. den Übergang von Rapid Flow auf Tumbling Flow

### 5.3 Versuchsprogramm

Insgesamt wurden 20 verschiedene Rampenkonfigurationen untersucht: je 14 im breiten Glasgerinne und je 6 im schmalen Glasgerinne. Eine Rampenkonfiguration ist definiert durch die Rampenneigung  $I$ , die Riegelhöhe  $K$  und den Riegelabstand  $L$ . Die Kurzbezeichnung einer Konfiguration lautet daher:

$I_{xx\_Ky\_Lzz}$

Dabei bezeichnen  $xx$ ,  $y$  und  $zz$  jeweils Neigung (%), Riegelhöhe (cm) und Riegelabstand (cm).

Für beide getesteten Neigungen im breiten Gerinne wurden vor den Rampenkonfigurationen die Wasserspiegellagen ohne Riegel für verschiedene Durchflüsse gemessen. Tabelle 5.1 listet das komplette Versuchsprogramm für das breite Glasgerinne sortiert nach  $I$ ,  $K$  und  $L$  auf. Die chronologische Reihenfolge ist in der äußerst rechten Spalte angezeigt.

Versuchsprogramm breites Glasgerinne					
Variante	Sohle	Q (l/s)	Fließregime	ADV-Position	Chronologie
I25_K0_L62	glatt	200	schießend	X = 1590	1
		100	trans		
		150	trans		
		200	trans		
		250	trans		
		300	trans		
I25_K6_L62	rau	95	TF	s1 & s10 s1 & s10	3
		115	TF		
		115	RF		
		200	RF		
I25_K6_L70	rau	100	TF		9
		130	TF		
		130	RF		
		200	RF		
I25_K6_L80	rau	Nur Erfassung des Durchflusses beim Fließübergang			11
I25_K6_L93	rau	100	TF		10
		155	TF		
		155	RF		
		200	RF		
I25_K8_L62	rau	100	TF	s1 & s7 s1 & s7	2
		125	TF		
		200	RF		
I25_K8_L70	rau	100	TF		8
		158	TF		
		158	RF		
		200	RF		
I25_K8_L80	Rau	100	TF	s1 & s5 s1 & s5 s1 & s5 s1 & s5	4
		178	TF		
		178	RF		
		200	RF		
I25_K8_L80	glatt	100	TF	s1 & s5 s1 & s5 s1 & s5 s1 & s5	5
		178	TF		
		178	RF		
		200	RF		

I25_K8_L80 Mäander	rau	100	TF	s1 & s5	6
		178	TF	s1 & s5 & s6 & s7	
		178	RF	s1 & s5	
		200	RF	s1 & s4 & s5 & s6 & s7	
I25_K8_L93	rau	100	TF	s1 & s4 & s5 & s6	7
		210	TF		
		210	RF		
I65_K0_L93	rau	75	schießend		12
		100	schießend		
		150	schießend		
		170	schießend		
I65_K8_L62	rau	75	TF	3 x p6	15
		100	TF		
		150	RF		
I65_K8_L70	rau	150	RF	2 x p6	14
		170	RF	2 x p6	
		70	TF		
		75	TF		
I65_K8_L80	rau	100	TF		13
		120	RF		
		170	RF		
		75	TF		
I65_K8_L93	rau	100	TF	2 x p2, 2 x p4	16
		150	RF		
		170	RF		
		75	TF		

Tabelle 5.1 Versuchsprogramm für das breite Glasgerinne

Die 6 Rampenvarianten im neigbaren schmalen Glasgerinne wurden für die fixe Riegelhöhe  $K = 75$  mm und den fixen Riegelabstand  $L = 700$  mm durchgeführt. Lediglich die Neigung wurde variiert. Da in der Kurzbezeichnung die Riegelhöhe in Zentimeter angegeben wird, werden die 75 mm auf 8 cm aufgerundet.

Versuchsprogramm schmales Glasgerinne					
Variante	Sohle	Q (l/s)	Fließregime	Pegel	Chronologie
I25_K8_L70	Glatt	26.3 35	TF	s5, s6, s7	17
I30_K8_L70	Glatt	26.3 35	TF	s5, s6, s7	18
I35_K8_L70	Glatt	26.3 35	TF	s5, s6, s7	19
I40_K8_L70	Glatt	26.3 33	TF	s5, s6, s7	20
I45_K8_L70	Glatt	26.3 32	TF	s5, s6, s7	21
I52_K8_L70	Glatt	26.3 30	TF	s5, s6, s7	22

Table 5.1: Versuchsprogramm für das schmale Glasgerinne

## 6. Modellversuch - Ergebnisse

In diesem Kapitel werden viele Vergleiche zwischen großen Rauheitselementen und Riegelrampen gezogen. Der Ausdrücke „Rauheitselement“, Riegelstein“, „Riegelement“ und „Wasserbaustein“ werden synonym verwendet. Jener Abfluss der den Übergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow markiert, wird kurz „Übergangsabfluss“ genannt.

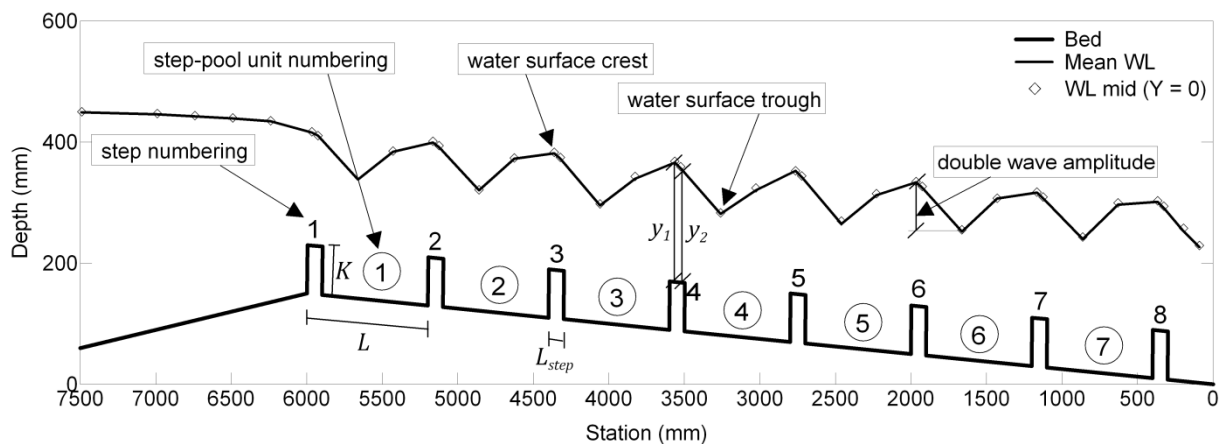


Abbildung 6.1 Design Parameter, Nummerierung Riegel-Becken-Einheit, Nummerierung Riegel und Wasserspiegel-Eigenschaften

Abbildung 6.1 zeigt die Designparameter und andere Bezeichnungen, die im folgenden verwendet werden, wie beispielsweise die Nummerierungen der Riegel-Becken-Einheiten (step-pool units) und der Riegel und die Amplitude des gewellten Wasserspiegels. Über jedem Riegel werden je zwei Wassertiefen gemessen. Diese werden mit  $y_1$  und  $y_2$  bezeichnet, deren Mittelwert mit  $y_{step}$  (siehe auch Abbildung 2.2). Die beiden Fließregime Tumbling Flow und Rapid Flow werden mit „TF“ bzw. „RF“ abgekürzt. Die drei orthogonalen Geschwindigkeitskomponenten aus den ADV-Messungen werden wie folgt bezeichnet:

In Fließrichtung (horizontal):  $u$   
 Querrichtung:  $v$   
 Vertikalrichtung:  $w$

### 6.1 Wasserspiegellagen ohne Riegel

Für das flache Gefälle und die glatte Sohle wurden die Wasserspiegellagen ohne Riegeleinbauten nur für den Durchfluss  $Q = 200$  l/s gemessen. Der Abfluss ist bei diesem Durchfluss schießend ( $Fr = 1.97$ ). Die raue Sohle stellte sich als extrem rau heraus, sodass die Entwicklung eines Normalabflusses ab der Rampenkronen etwa 5 m benötigte. Die Froude-Zahlen für diese Rauheit bewegen sich für alle Abflüsse nahe bei 1, das Fließregime ist im Übergangsbereich von schießend zu strömend. Für das steile Gefälle sind die Froude-Zahlen im Bereich von 2 (Tabelle 6.1). Die Wasserspiegellagen für diese Versuche sind im Anhang A1 zusammengefasst.



Durchfluss (l/s)	2.5 % glatt	2.5 % rau	6.5 % rau
75			2.11
100		0.98	2.04
150		1.07	2.07
170			2.12
200	1.97	1.13	
250		1.17	
300		1.20	

Tabelle 6.1 Froude-Zahlen ohne Riegeleinbauten

Wie im Kapitel 2.1 beschrieben, erzeugen Riegelemente in einem Gerinne das sogenannte Tumbling Flow Fließregime, bei dem über den Riegeln Grenztiefe auftritt, d.h.  $Fr = 1$ . Solange das Tumbling Flow Regime erhalten werden kann, wird der Abfluss, der in steilen Gerinnen typischerweise weit jenseits von  $Fr = 1$  liegt, auf eben diesen Grenzzustand abgebremst. Damit hat man mithilfe der Riegelemente am Rampenfuß das minimal mögliche Energieniveau erreicht. Das Tosbecken am Ende des steilen Gerinnes kann somit kleiner ausfallen. In den hier beschriebenen Experimenten ist die Froude-Zahl für die flachgeneigte raue Rampe ohne Riegel im Bereich von 1, sodass keine Riegelemente notwendig wären. Die Versuche mit den Riegeln zeigten jedoch, dass der Fließübergang nicht von der Beckenrauheit, sondern von den Formverlusten der Riegel dominiert ist. Die Sohlrauheit in den Becken spielt fast keine Rolle. Da für flachgeneigte glatte Rampen ohne Riegel die Froude-Zahl im Bereich von 2 liegt (Tabelle 6.1), kann daraus gefolgert werden, dass mithilfe der Riegel die Strömung von ein schießendem Abfluss mit  $Fr = 2$  auf eine Strömung mit  $Fr = 1$  abgebremst werden kann, solange das Tumbling Flow Fließregime erhalten werden kann.

## 6.2 Tumbling Flow Regime

Per Definition (Peterson & Mohanty 1960, Kapitel 2.1) ist das Tumbling Flow Fließregime durch eine zyklische Abfolge von strömendem und schießendem Abfluss charakterisiert. Über den Riegeln tritt die Grenztiefe auf. In den Versuchen mit der flachen Rampenneigung stellte sich das Tumbling Flow Regime wie definiert ein. Der Übergang von Strömen auf Schießen findet über den Riegeln statt. Die Amplitude des gewellten Wasserspiegels ist entlang der gesamten Rampe konstant. Mit steigendem Durchfluss steigt auch die Wasserspiegel-Amplitude. Die Wassertiefen über den Riegeln steigen im Verlauf der Rampe an. Das Gefälle der Wellenberge des Wasserspiegels ist somit flacher als das Rampengefälle. Dieser Anstieg der Wassertiefe hängt davon ab, wie nahe der Abfluss dem Übergangsabfluss ist. Es handelt sich hier nicht um einen Rückstauereffekt. Mit steigendem Abfluss wandert der Wellenberg des Wasserspiegels in Richtung des nächstunteren Riegels. Die Strömung ist zwei-dimensional, d.h. die Wasserspiegellagen im Querprofil sind horizontal. Das beschriebene Fließverhalten ist für alle getesteten Rampenvarianten mit der flachen Neigung  $I = 2.5\%$  gültig. Abbildung 6.2 zeigt beispielhaft die Tumbling Flow Wasserspiegellagen für die Pendelrampenvariante.

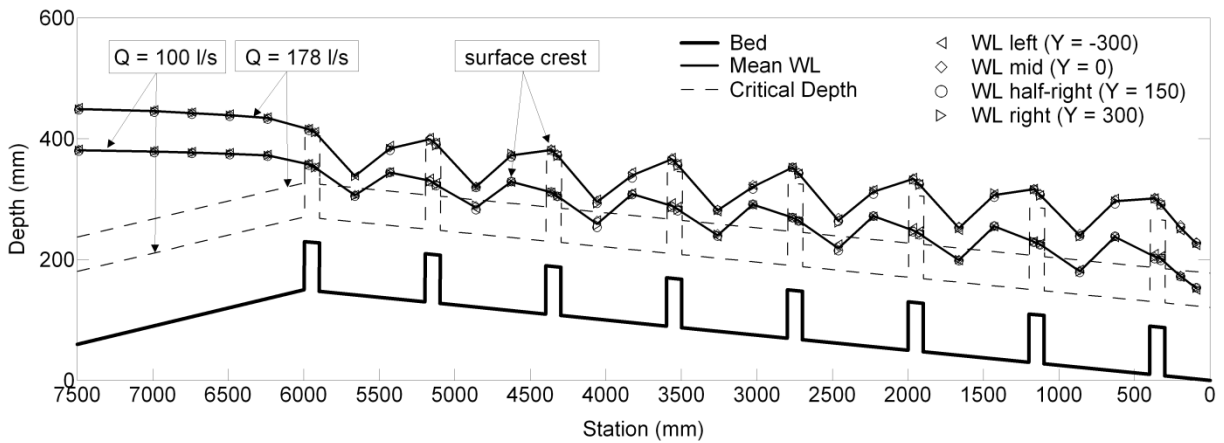


Abbildung 6.2 Beispiel Tumbling Flow Fließbild für  $I=2.5\%$ , Variante I25\_K8\_L80, rau, Pendelrampe

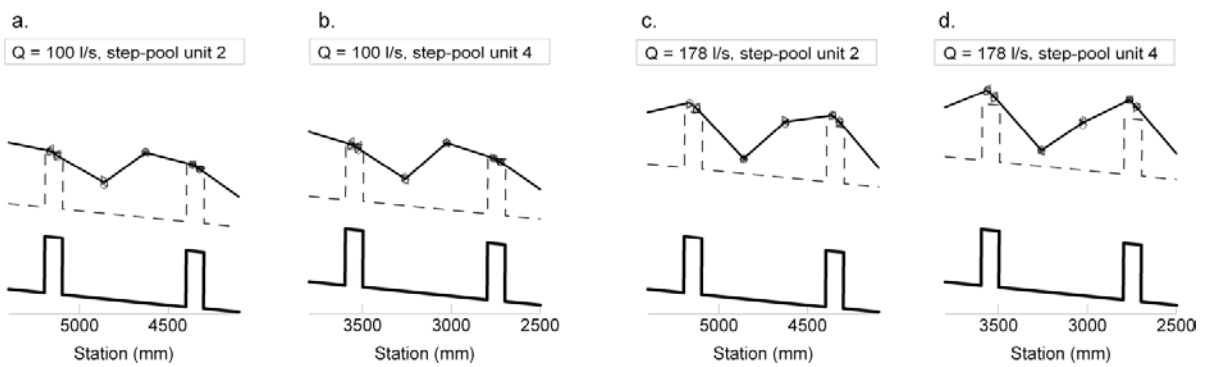


Abbildung 6.3 Detail von Abbildung 6.2: Grenztiefe über den Riegeln (a., b., c.), ansteigende Wassertiefe (siehe c. und d.)

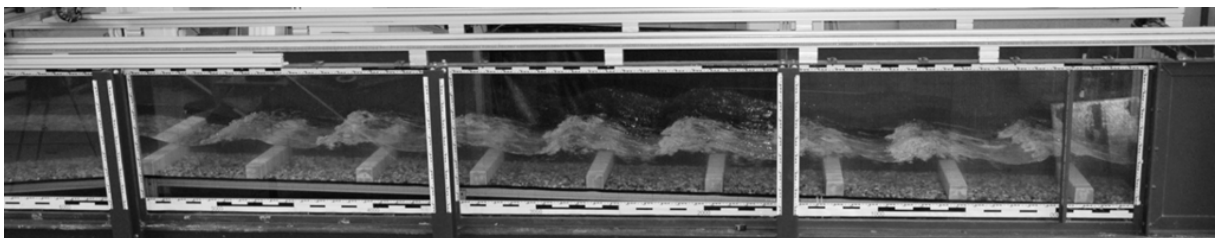


Abbildung 6.4 Tumbling Flow Fließbild, Variante: I25\_K8\_L70, raue Sohle,  $Q = 158\text{ l/s}$

Für die steile Rampenneigung  $I = 6.5\%$  bleibt die Amplitude des gewellten Wasserspiegels entlang der Rampe konstant. Mit steigendem Abfluss steigt auch die Amplitude der Wasserspiegellagen. Der Abfluss ist 2-dimensional. Anders als bei der flachgeneigten Rampe kann ein Anstieg der Wassertiefen entlang der Rampe nicht beobachtet werden. Abbildung 6.5 zeigt ein typisches Tumbling Flow Fließbild für eine steile Rampenkonfiguration.

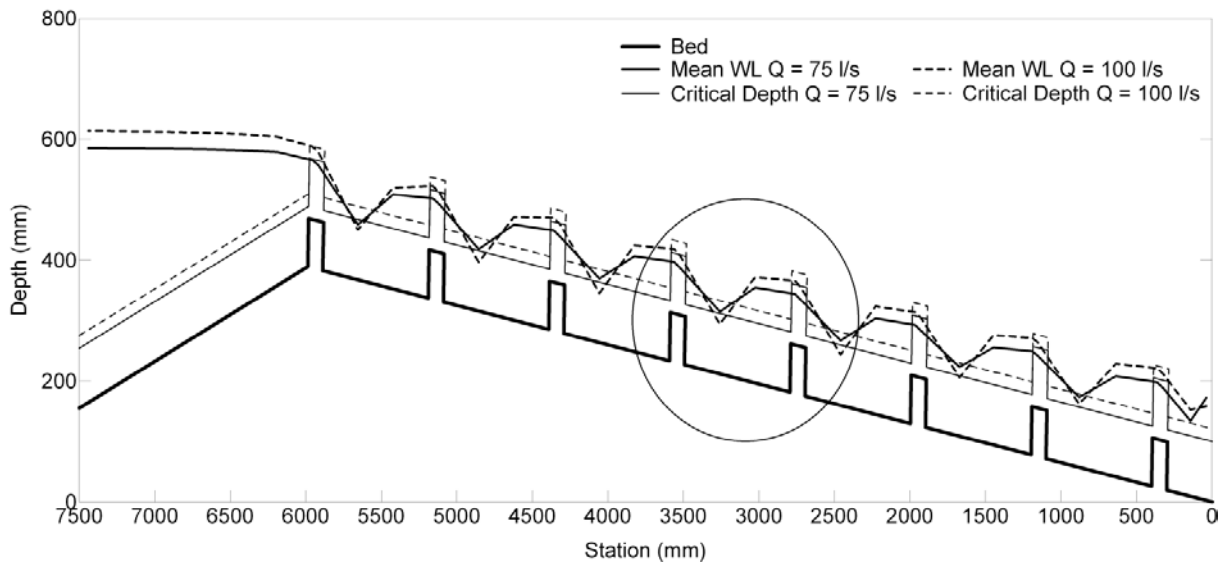


Abbildung 6.5 Beispiel Tumbling Flow Fließbild für  $I = 6.5\%$ : Variante I65\_K8\_L80, rau

Im Gegensatz zu den Versuchen mit der flachen Rampenneigung und im Widerspruch zur Definition des Tumbling Flow (Peterson, Mohanty 1960), tritt bei der steilen Rampenneigung nicht die Grenztiefe über den Riegeln auf. Der Abfluss über allen Riegeln ist schießend (Abbildung 6.6). Dieses Ergebnis wurde in zusätzlichen Wasserspiegelmessungen mit einem Pegel und Nivelliergerät bestätigt.

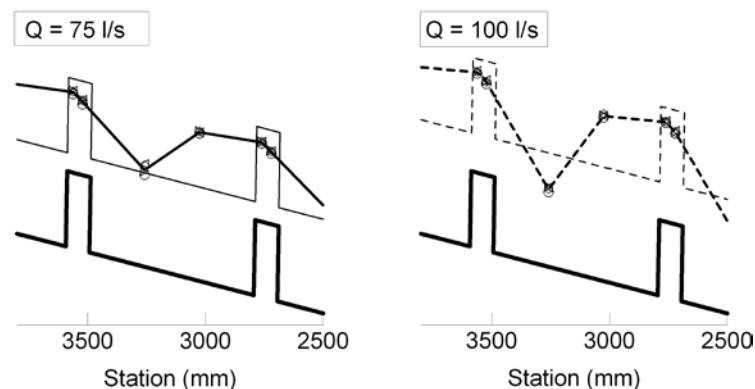


Abbildung 6.6 Detail von Abbildung 6.5: schießender Abfluss über den Riegeln, 4. Riegel-Becken-Einheit

Experiment	$q$ (m <sup>2</sup> /s)	$I$ (%)	$K$ (cm)	$L/K$	$y_1/y_c$
Peterson & Mohanty, 2D Riegel	0.154	5	9	15	1.05
Peterson & Mohanty, 2D Riegel	0.118	8.3	9	10	1.16
Peterson & Mohanty, 2D Riegel	0.138	8.3	9	15	1.04
breites Gerinne, 3D Riegelsteine <sup>1</sup>	0.132	6.5	8	11.67	0.76
breites Gerinne, 3D Riegelsteine <sup>1</sup>	0.099	6.5	8	10	0.82
breites Gerinne, 3D Riegelsteine <sup>1</sup>	0.132	6.5	8	10	0.86
breites Gerinne, 3D Riegelsteine <sup>1</sup>	0.132	6.5	8	8.75	0.88
breites Gerinne, 3D Riegelsteine <sup>1</sup>	0.132	6.5	8	7.78	0.87
<sup>1</sup> eigene Versuche					

Tabelle 6.2 Vergleich der eigenen Versuche mit Peterson & Mohanty: Wassertiefen (TF) über den Riegeln als Vielfaches der Grenztiefe,  $y_1$  bezeichnet die Wassertiefe über der strömungszugewandten Seite eines Riegels

Wie aus Tabelle 6.2 ersichtlich, ist die mit der Grenztiefe normierte Wassertiefe  $y_1/y_c$  über der strömungszugewandten Seite eines Riegels in den eigenen Versuchen im Bereich von 0.8 (schießender Abfluss) während die normierte Wassertiefe bei Peterson & Mohanty's Untersuchungen nahe 1 ist. Sogar bei einer Gerinneneigung von 8.3 % wird in Peterson & Mohanty's Versuchen die Grenztiefe für vergleichbare spezifische Durchflüsse und relative Riegelabstände erreicht. Eine mögliche Erklärung für diese abweichenden Ergebnisse könnten die Unterschiede in Riegelhöhe, Beckenrauheit und Form der Riegel (2D-Riegel vs 3D-Riegelstein) liefern.

### 6.3 Instabiles Fließen und Rapid Flow Regime

Das Rapid Flow Fließregime tritt bei höheren Durchflüssen als das Tumbling Flow Regime auf. Beim Übergang von Tumbling Flow auf Rapid Flow gibt es einen Bereich von Durchflüssen, in dem die Strömung sehr instabil und der Wasserspiegel dreidimensional ist (Abbildung 6.7, Abbildung 6.9). Der reine, stabile Rapid Flow (SRF) ist dann wieder 2-dimensional, d.h. der Wasserspiegel im Querprofil ist horizontal (Abbildung 6.10, Abbildung 6.11). Wenn der Abfluss im instabilen Bereich ist, herrschen in den ersten Riegel-Becken Einheiten üblicherweise Rapid Flow Bedingungen. Im weiteren Verlauf entstehen vor den Riegeln im Querprofil einer oder mehrere Wellenberge (rooster tails, roll waves). Diese Störwellen nehmen entlang der Rampe in ihren Amplituden zu. Eine Erklärung für die Wellenberge ist, dass sich die Strömung in Wandnähe aufgrund des schießenden Abflusses in Kombination mit dem kleinen Absturz über den Riegeln ablöst und Kreuzwellen erzeugt, die sich in Gerinnemitte überlagern und die Wellenberge bilden. Wenn dies so wäre, so erklärt das nicht das Auftreten von zwei Wellenbergen in einem Querprofil (Abbildung 6.7). In seiner Studie "Stationary Waves and Antidunes in Alluvial Channels" verwirft Kennedy (1961) ebenso die Vermutung, dass Wandeffekte eine notwendige Bedingung für die Erzeugung von „rooster tails“ sind. Er untermauert seine These mit zwei Fotos (Kennedy 1961): eines zeigt in einem Querprofil einen einzigen Wellenberg in der Mitte eines 2.4 m langen Gerinnes, der laut Kennedy sicher nicht von den Gerinnewänden beeinflusst war; das andere Foto zeigt mehrere rooster tails pro Querprofil. In Volkart's Untersuchungen über Querschwellen sind pro Querprofil deutlich 3 rooster tails im instabilen Fließregime sichtbar (Volkart 1972, Abbildung 6.8).

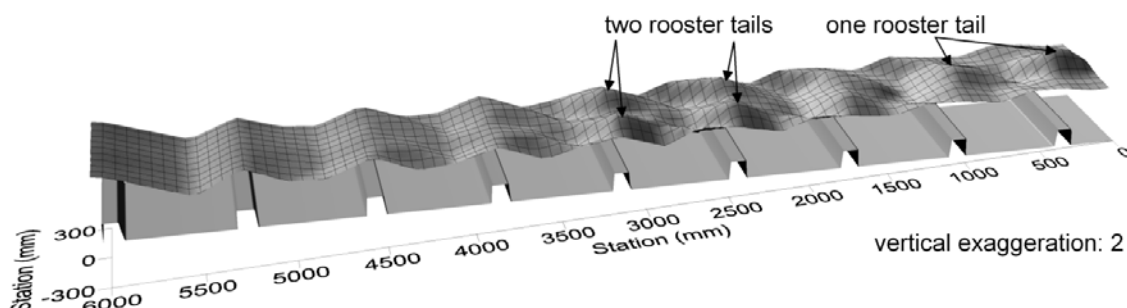


Abbildung 6.7 Beispiel Wasserspiegel instabiles Fließregime, Variante: I25\_K6\_L70, rau, Q = 130 l/s, rooster tails

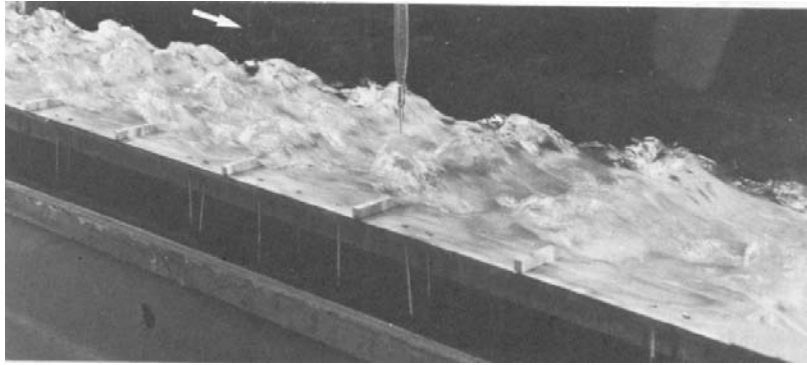


Abbildung 6.8 Wasserspiegel instabiles Fließregime, 3 rooster tails pro Querprofil (Volkart 1972)

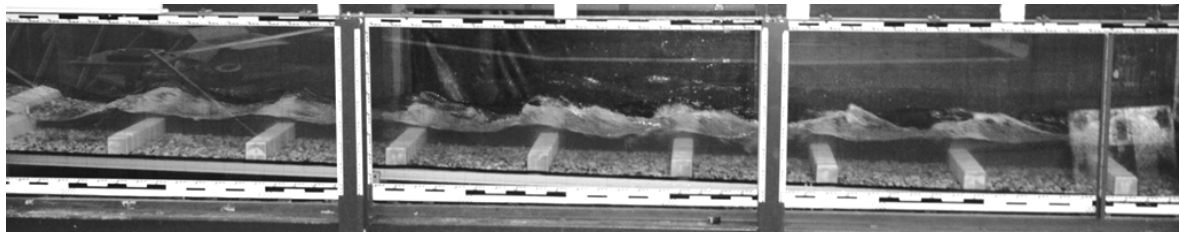


Abbildung 6.9 Instabiles Fließregime, Variante: I25\_K8\_L70, rau,  $Q = 158$  l/s

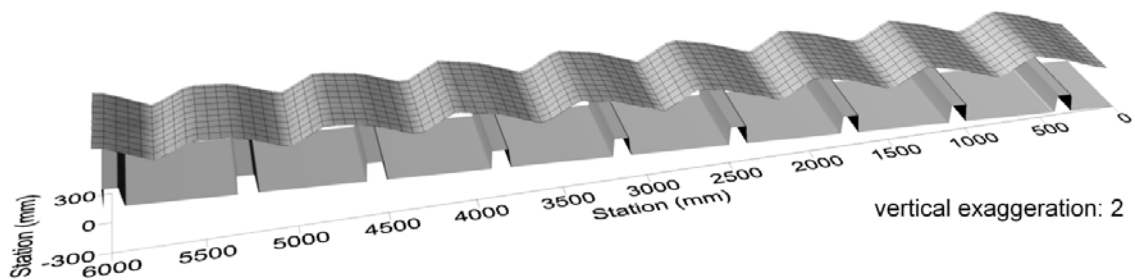


Abbildung 6.10 Wasserspiegel stabiler Rapid Flow, Variante: I25\_K6\_L70, rau,  $Q = 200$  l/s, horizontaler Wasserspiegel im Querprofil

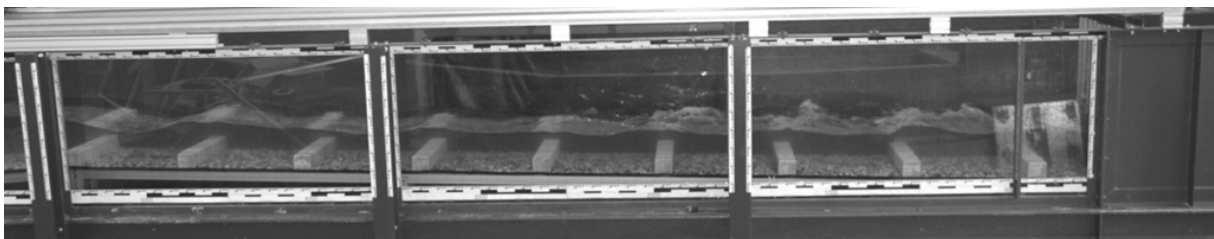


Abbildung 6.11 Stabiler Rapid Flow, Variante: I25\_K8\_L70, rau,  $Q = 200$  l/s

Für manche Rampenkonfigurationen konnte selbst beim höchsten getesteten Abfluss kein stabiler Rapid Flow in den unteren Riegel-Becken-Einheiten der Rampe erzeugt werden.

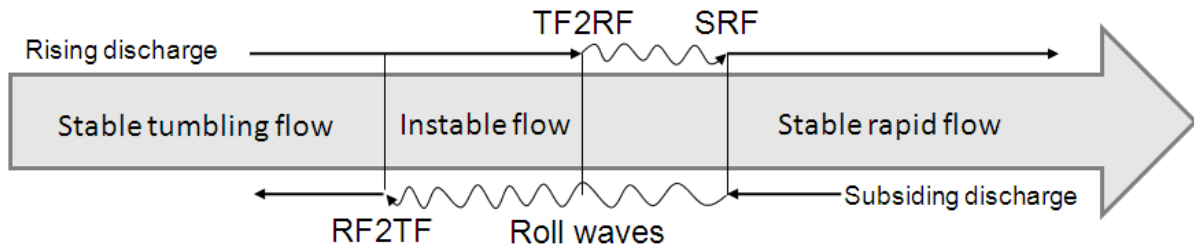


Abbildung 6.12 Fließregime und Übergangsabflüsse TF2RF und RF2TF

Der Übergangsabfluss unterliegt einen Hystereseeffekt: der Übergang von Tumbling Flow auf Rapid Flow (TF2RF) findet bei einem höheren Abfluss statt als der Übergang von Rapid Flow auf Tumbling Flow (RF2TF, Abbildung 6.12). In den Grenzen dieser beiden Übergangsabflüsse ist die Strömung sehr instabil. Eine kleine, plötzliche Änderung der Strömung (verursacht bspw. durch eine kleine Änderung im Durchfluss) kann dazu führen, dass das Fließregime von Tumbling Flow auf Rapid Flow springt, oder umgekehrt. Innerhalb dieses Abflussbereichs kann das gewünschte Fließregime auch manuell erzwungen werden, indem man etwa die Strömung hinter einem Riegel blockiert (abbremst), damit wieder Tumbling Flow entsteht, oder indem der Wechselsprung in einem Becken manuell beschleunigt wird, sodass er über den nächsten Riegel gespült wird. Da innerhalb der Grenze (TF2RF,RF2TF) für ein und denselben Durchfluss zwei Fließregime möglich sind, müssen diese sich durch verschiedene Druckverteilungen unterscheiden. Außerhalb dieser Grenzen ist der Abfluss entweder im stabilen Tumbling oder im Rapid Flow Regime (Abbildung 6.12). Das Fließregime kann durch Manipulation nicht verändert werden.

Für die flache Rampenneigung ist die Froude-Zahl über dem Riegel bei Tumbling Flow in etwa 1 und bei Rapid Flow kleiner als 1.5 für alle getesteten Rampenkonfigurationen. Für die steile Rampenneigung bewegen sich die Froude-Zahlen im Rapid Flow Regime zwischen 2-2.3 (Abbildung 6.13). Verschiedene Symbole kennzeichnen unterschiedliche Riegelabstände. Die Füllfarbe der Symbole (weiß, grau, schwarz) steht für verschiedene Neigungen und Riegelhöhen.

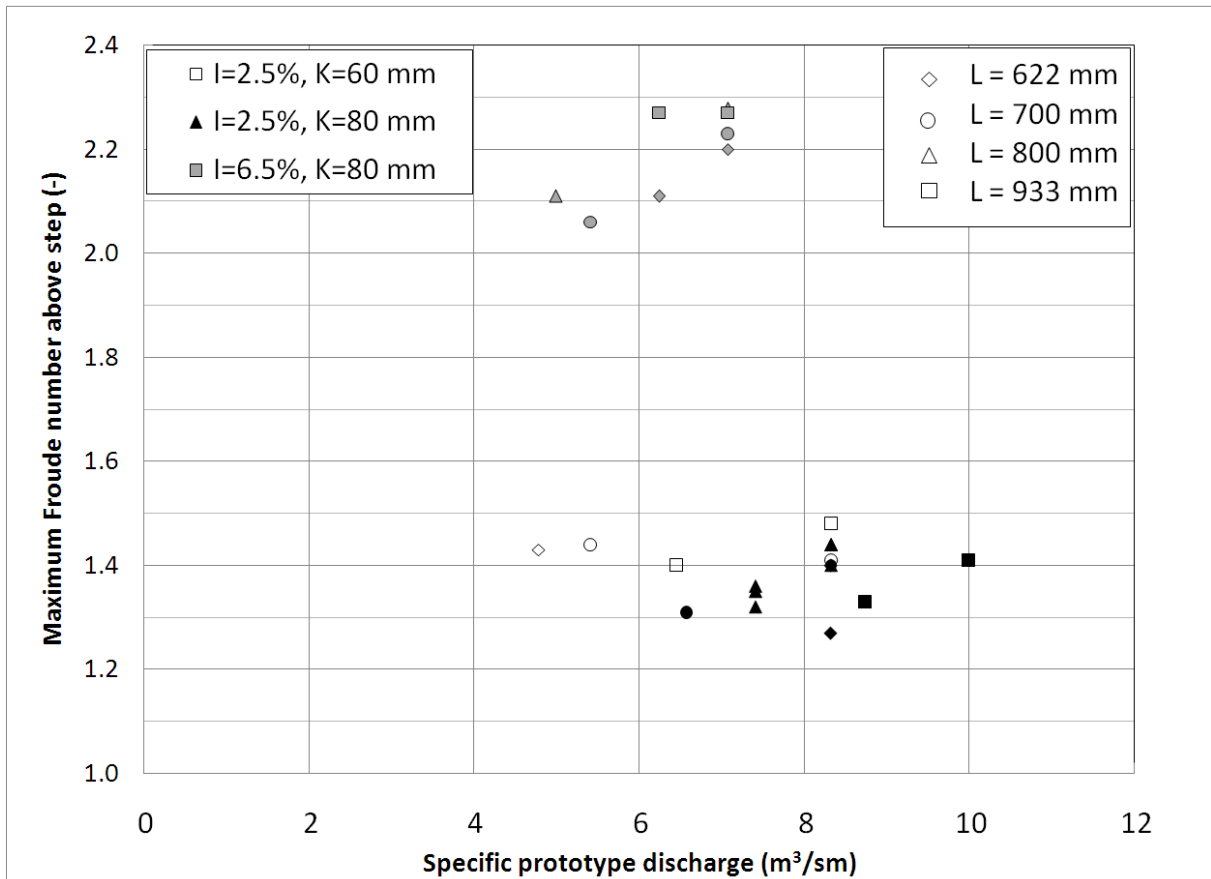


Abbildung 6.13 Maximale Froude-Zahl über den Riegeln für das Rapid Flow Regime

## 6.4 Geschwindigkeits- und Turbulenzprofile

ADV-Messungen wurden für die flache Rampenneigung über dem ersten Riegel und einem oder mehreren weiteren Riegel(n) weiter flussabwärts durchgeführt. Der untere Riegel wurde so gewählt, dass sich dort bereits ein zyklischer Normalabfluss eingestellt hatte. Von den ADV-Messungen wurde ein Geschwindigkeits-Konturplot in Hauptfließrichtung, ein Vektorplot der Sekundärströmungen und ein Konturplot der turbulenten kinetischen Energie (TKE) erstellt. Der Geschwindigkeiten sind in cm/s dargestellt. Zwei benachbarte Isotachen haben einen Abstand von 5 cm/s. Die „x“-Symbole kennzeichnen die Lage der Messpunkte. Die fette Linie und die beiden dünneren Linien über dem Konturplot markieren die mittlere Wasserspiegellage und ihre Standardabweichung.

Einige allgemeine Trends konnten beobachtet werden:

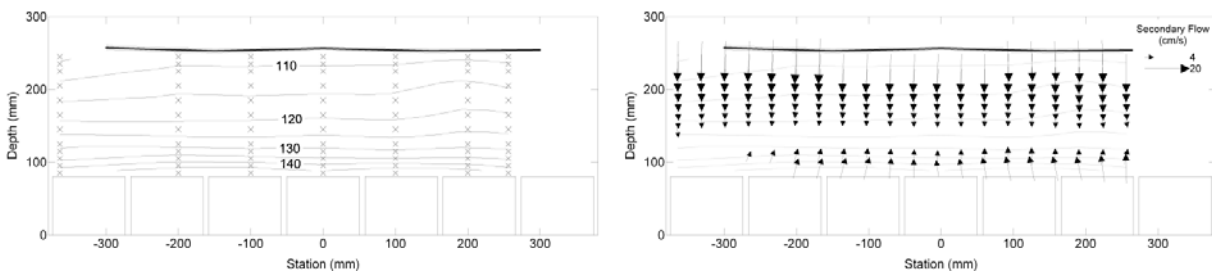


Abbildung 6.14 Typische Geschwindigkeitsverteilung im Querprofil des 1. Riegels: Variante I25\_K8\_L80, glatte Sohle,  $Q=178$  l/s, Rapid Flow: Geschwindigkeiten in Fließrichtung (links), Sekundärströmung (rechts)

Die Verteilung in Hauptfließrichtung über dem ersten Riegel ist gleichförmig in Querrichtung mit den höchsten Geschwindigkeiten unmittelbar oberhalb des Riegels. Letzteres gilt für sämtliche Tumbling Flow sowie auch für alle Rapid Flow Regimes (Abbildung 6.14). Bei den folgenden Riegeln dominiert beim Tumbling Flow eine abwärtsgerichtete Strömung mit Ausnahme eines kleinen Bereichs unmittelbar oberhalb des betreffenden Riegels (Abbildung 6.15, rechts). Im Gegensatz dazu zeichnet sich das Rapid Flow Regime durch eine aufwärts gerichtete Strömung aus (Abbildung 6.16, rechts).

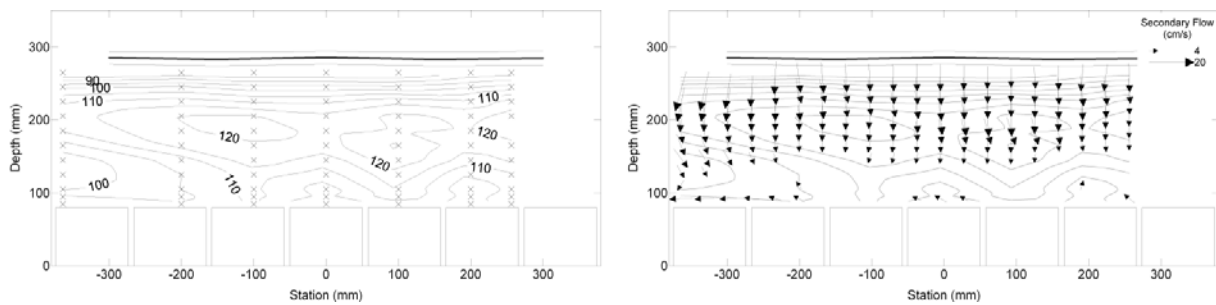


Abbildung 6.15 Typische Geschwindigkeitsverteilung bei Tumbling Flow: Variante I25\_K8\_L80, raue Sohle, Riegel 5,  $Q=178$  l/s, Rapid Flow: Geschwindigkeiten in Fließrichtung (links), Sekundärströmung (rechts)

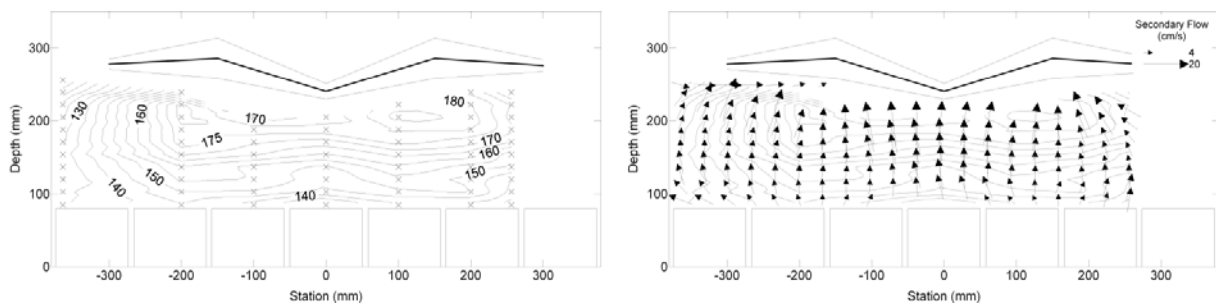


Abbildung 6.16 Typische Geschwindigkeitsverteilung bei Rapid Flow: Variante I25\_K8\_L93, raue Sohle, Riegel 5,  $Q=240$  l/s: Geschwindigkeiten in Fließrichtung (links), Sekundärströmung (rechts)

Während über Riegel 1 die Isotachen im Querprofil horizontal sind, wird im Verlauf der Rampe die Geschwindigkeitsverteilung im Querprofil eines Riegels inhomogen. Typischerweise bilden sich zwei oder mehrere Geschwindigkeitsmaxima die oft, aber nicht immer, symmetrisch bezüglich der Gerinneachse sind (Abbildung 6.15, links; Abbildung 6.16, links; siehe auch Abbildung 6.22, Abbildung 6.26).

Die turbulente kinetische Energie per Masseneinheit  $k$  ( $m^2/s^2$ ), kurz „TKE“, ist definiert als die quadrierte Standardabweichung der Geschwindigkeitsfluktuationen einer Geschwindigkeitszeitreihe. Die TKE-Plots wurden mit der quadrierten maximalen Geschwindigkeit in Fließrichtung  $u_{max}^2$  ( $m^2/s^2$ ) normiert. Zwei benachbarte Isolinien der TKE-Plots (Abbildung 6.17) haben einen Abstand von 0.005. Die „x“-Symbole kennzeichnen die Messpunkte, die für die Erstellung des Plots herangezogen wurden. Die fette, gestrichelte Linie deutet Zonen hoher Geschwindigkeiten an. Die fette Linie und die beiden dünneren Linien über dem TKE-Plot markieren die mittlere Wasserspiegellage und ihre Standardabweichung.



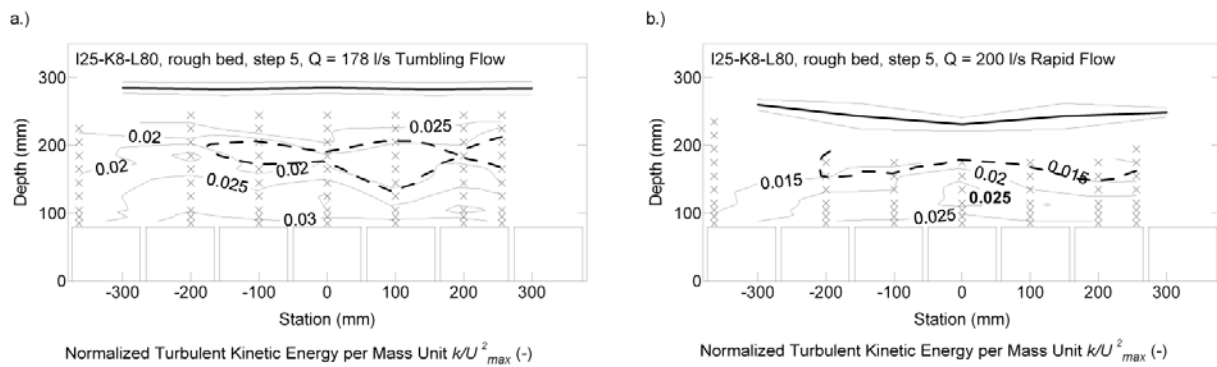


Abbildung 6.17 Typischer TKE-Plot mit den kleinsten Werten innerhalb der Region größter Geschwindigkeiten

Die TKE-Verteilungen haben die kleinsten Werte innerhalb von Zonen höchster Geschwindigkeiten. Die turbulente kinetische Energie ist nahe der Wasserspiegeloberfläche und unmittelbar oberhalb eines Riegels am größten. Als sehr grobe Abschätzung ist die normierte turbulente kinetische Energie über den Riegeln 4-7 etwa 4-5 Mal höher als über dem ersten Riegel. Abbildung 6.17 zeigt typische TKE-Verteilungen.

Generell sind die normierten TKE-Werte im Rapid Flow Regime kleiner als im Tumbling Flow Regime (vgl. Abbildung 6.17 a.) und b.)). Für den stabilen Tumbling Flow ändern sich die TKE-Werte von Riegel 4 zu Riegel 7 nicht während sie im instabilen Rapid Flow Regime in Fließrichtung ansteigen. Diese Messergebnisse stimmen mit den Beobachtungen während der Versuche überein, dass im instabilen Rapid Flow Regime die Strömung in Fließrichtung immer turbulenter wird (Störwellen, vermehrter Lufteintrag).

## 6.5 Raue und glatte Sohle

Um zu überprüfen, ob die Sohlrauheit der Becken eine Rolle beim Fließübergang spielt, wurden glatte und raue Beckenplatten untersucht. Wie im Kapitel *Platten*, S.12 ff., beschrieben, wurde die mittlere Sohlage der mit Kies beklebten Platten mit 15 mm über den Platten angenommen (Abbildung 4.6). Für die Kiesplatten hatten die verwendeten Rauheitselemente eine Höhe von 95 mm, was einer effektiven Riegelhöhe von  $K = 80$  mm entspricht. Für die glatten Platten wurden Rauheitselemente mit einer Höhe von 75 mm gewählt, die mit der effektiven Riegelhöhe  $K = 75$  mm identisch ist. Der Riegelabstand betrug bei beiden Varianten  $L = 800$  mm.

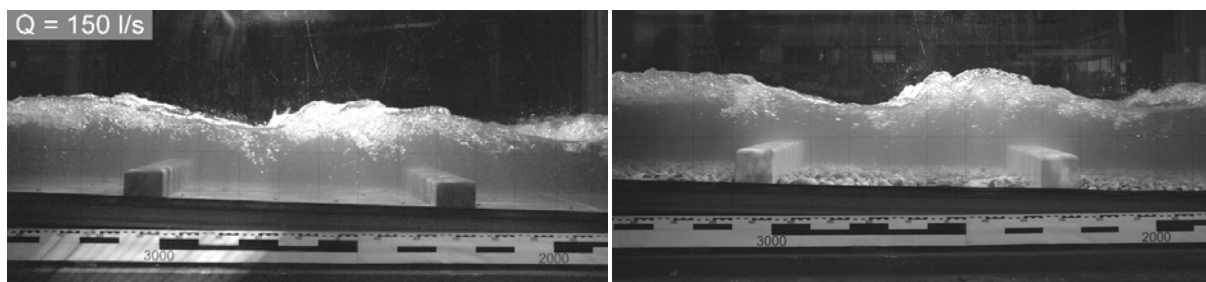


Abbildung 6.18 Einfluss der Beckenrauhigkeit: Variante I25\_K8\_L80, glatte Sohle (links) und raue Sohle (rechts)

Die Versuche belegen, dass die Beckenrauhigkeit für den Abfluss über große Rauheitselemente vernachlässigt werden kann. Wie in Abbildung 6.19 und Abbildung 6.20 ersichtlich, stimmen die

Wassertiefen für die raue und die glatte Sohle überein. Auch die Wasserspiegelschwankungen verhalten sich in beiden Fällen ähnlich.

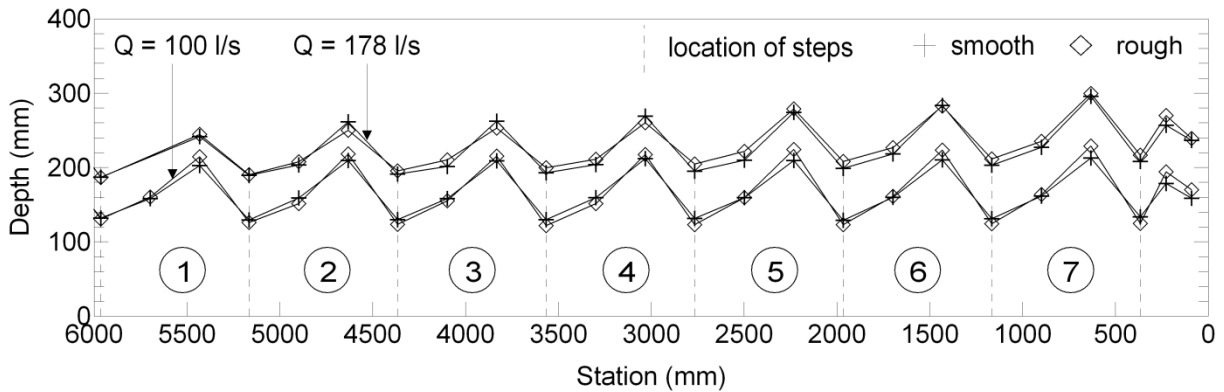


Abbildung 6.19 Vergleich der mittleren Wassertiefen bei glatter und rauher Sohle: I25\_K8\_L80, Tumbling Flow

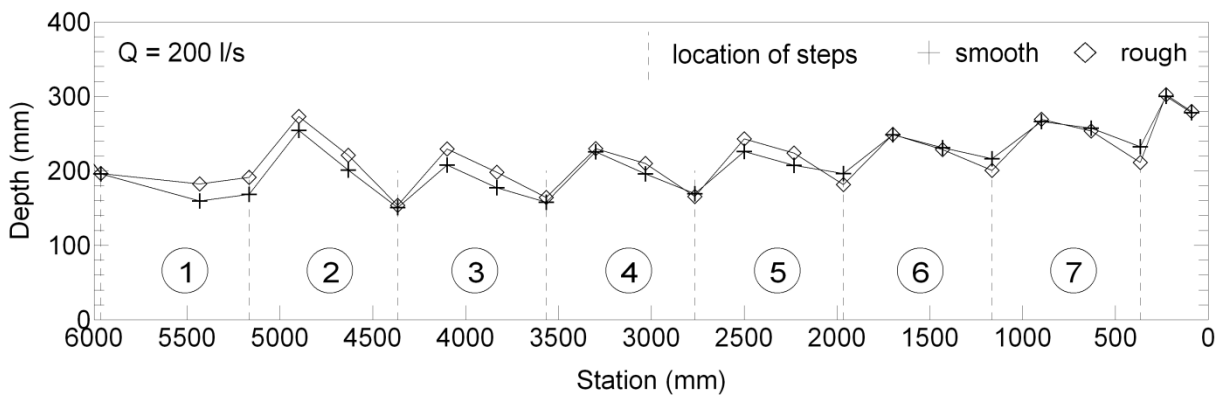


Abbildung 6.20 Vergleich der mittleren Wassertiefen bei glatter und rauher Sohle: I25\_K8\_L80, Rapid Flow

Wie in Kapitel 6.8 beschrieben wird, hängt der Fließübergang vom relativen Riegelabstand  $L/K$  ab. Desweiteren ist ein Hysteres-Effekt zu beobachten: Der Übergangsabfluss von Tumbling Flow zu Rapid Flow ist höher als der umgekehrte Abfluss von Rapid Flow zu Tumbling Flow. Da für die glatte Variante der relative Riegelabstand  $L/K = 10.67$  höher ist als für die raue Sohle ( $L/K = 10$ ), tritt der Übergang von Tumbling Flow auf Rapid Flow bei der glatten Variante bei einen höheren Durchfluss auf als bei der rauhen Variante.

Anders als bei den Wasserspiegel-Messungen sind bei den ADV-Geschwindigkeits-Plots Unterschiede der beiden Varianten sichtbar. Über dem ersten Riegel stimmen die Geschwindigkeitsprofile (in Hauptfließrichtung) noch überein (Abbildung 6.21), beim 5. Riegel unterscheiden sie sich jedoch schon deutlich (Abbildung 6.22).

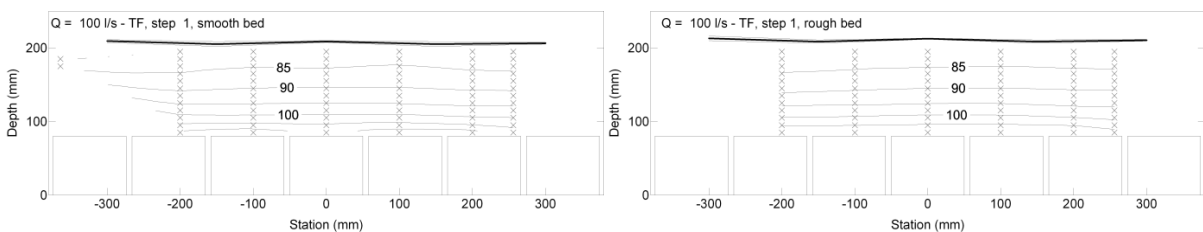


Abbildung 6.21 Vergleich der Geschwindigkeit in Hauptfließrichtung bei glatter und rauher Sohle, I25\_K8\_L80, Riegel 1

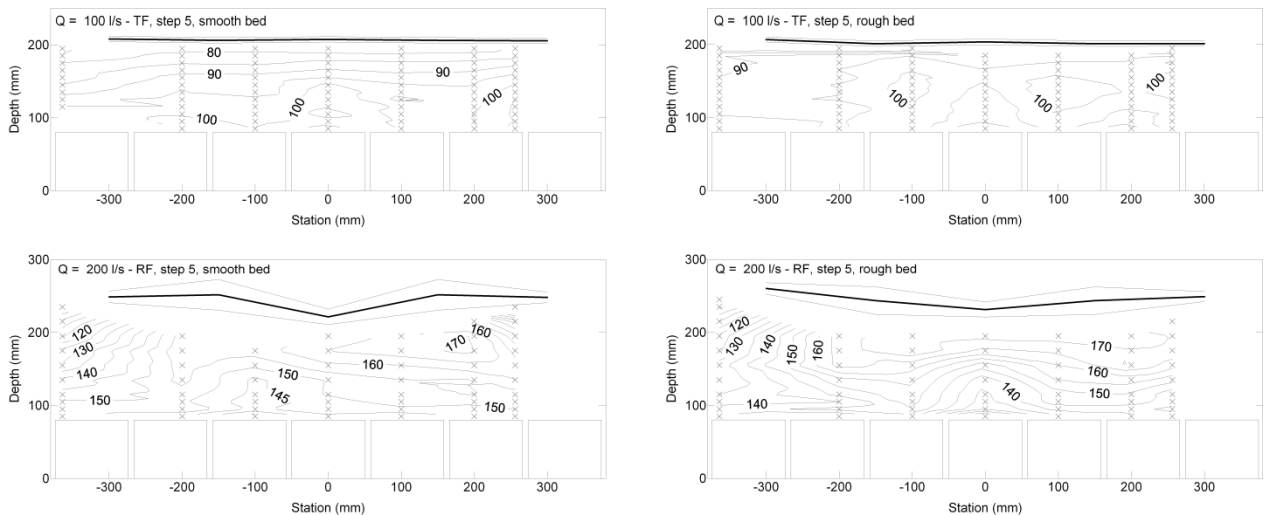


Abbildung 6.22 Vergleich der Geschwindigkeit in Hauptfließrichtung bei glatter und rauher Sohle, I25\_K8\_L80, Riegel 5

Die Geschwindigkeitsprofile für die raue Sohle sind symmetrisch bezüglich der Gerinneachse. Dies ist für die glatte Sohle nicht der Fall.

Eine vollständige Zusammenstellung der ADV-Messungen für beide Fälle findet sich im Anhang A2.

## 6.6 Quergeneigte und nicht quergeneigte Riegel

Wie im Kapitel *Rauheitselement*, S.10 ff beschrieben, gibt es zwei verschiedene Riegelkonfigurationen mit derselben mittleren effektiven Riegelhöhe von  $K = 80$  mm. Bei der einen Konfiguration besteht eine Riegelreihe aus sieben Einzelriegeln mit einer effektiven Riegelhöhe von  $K = 80$  mm (Abbildung 4.6). Die zweite Variante besteht aus 7 Einzelriegeln mit effektiven Höhen zwischen 65 und 85 mm (Abbildung 4.6). Diese Variante soll die quergeneigten Riegel der Pendelrampe modellieren.

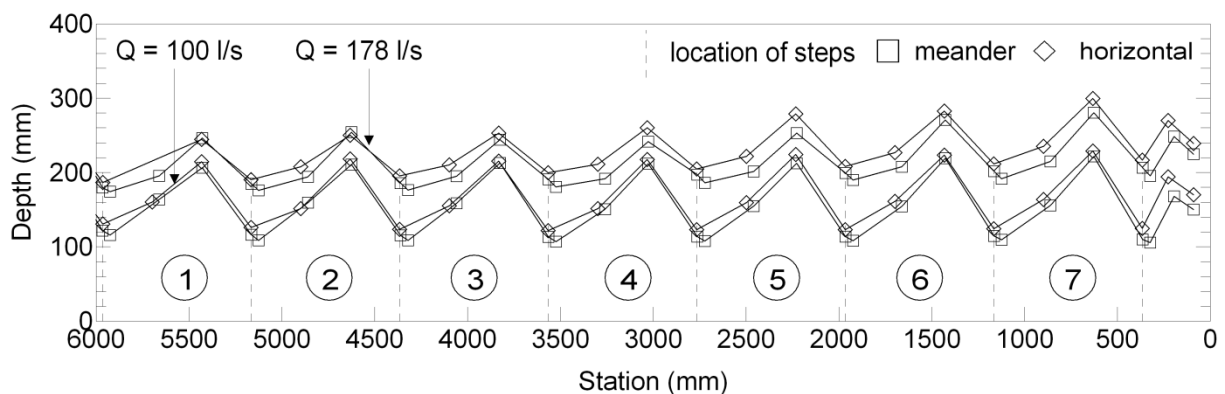


Abbildung 6.23 Vergleich der Wassertiefen für horizontale und geneigte Riegel, I25\_K8\_L80, Tumbling Flow

Wie aus Abbildung 6.23 ersichtlich, sind die Wassertiefen für beide Varianten für den niedrigen Tumbling Flow Abfluss  $Q = 100$  l/s ähnlich mit einer leichten Tendenz, dass die horizontalen Riegel größere Wassertiefen haben. Dieser Trend wird umso deutlicher, je näher der Abfluss bei  $Q = 178$  l/s liegt und je weiter unten auf der Rampe man sich befindet. Für den Rapid Flow Abfluss  $Q = 200$  l/s (Abbildung 6.24) sind die mittleren Wassertiefen der geneigten Riegelvariante deutlich unterhalb jenen der horizontalen Riegelvariante.

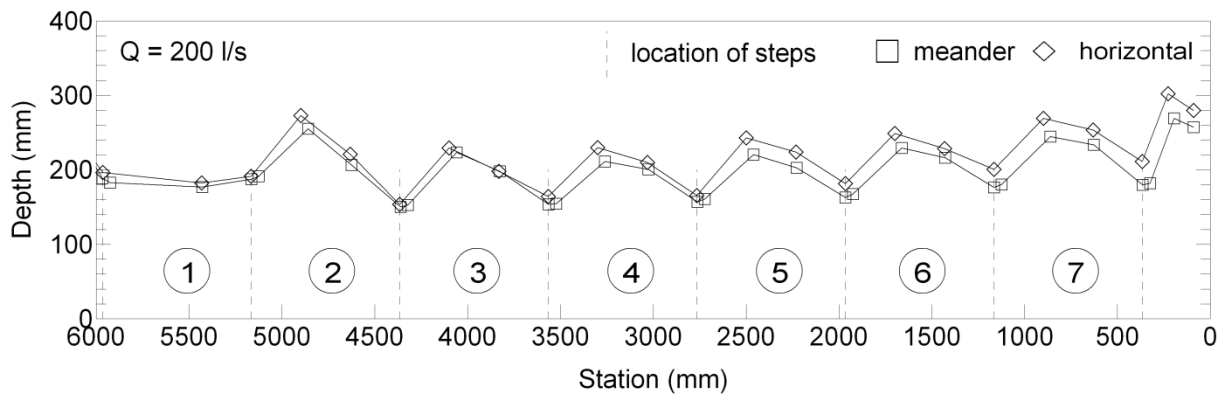


Abbildung 6.24 Vergleich der Wassertiefen für horizontale und geneigte Riegel, I25\_K8\_L80, Rapid Flow

Für alle gemessenen Durchflüsse sind die Geschwindigkeiten in Hauptfließrichtung über dem ersten Riegel für beide Varianten ähnlich. Abbildung 6.25 belegt dies für den Tumbling Flow Abfluss  $Q = 100 \text{ l/s}$  (alle anderen Durchflüsse sind im Anhang A2 abgebildet).

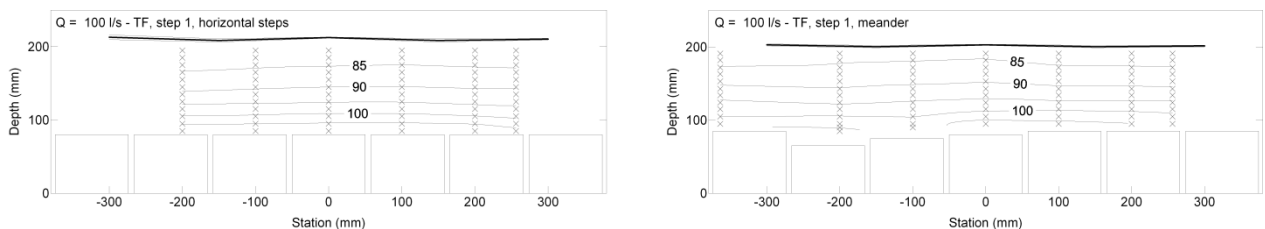


Abbildung 6.25 Vergleich der Geschwindigkeit in Hauptfließrichtung für horizontale und geneigte Riegel, I25\_K8\_L80, Riegel 1

Über dem 5. Riegel unterscheiden sich die Geschwindigkeits-Verteilungen für die beiden Varianten. Während die horizontalen Riegel typischerweise zwei (selten auch mehr) Geschwindigkeitsmaxima je Riegel-Querprofil aufweisen, hat es den Anschein, als würden die geneigten Riegel diese Maxima zu einem einzigen Maximum zusammenfügen (Abbildung 6.26). Um dies zu überprüfen wurden für die geneigte Riegelvariante weitere Messungen über den Riegeln 4, 6 und 7 durchgeführt (siehe auch Tabelle 5.1). Die Ergebnisse für die Riegel 4 & 6 unterstützen diese Annahme. Beim 7. Riegel zeigen sich jedoch auch bei den quergeneigten Riegeln zwei Geschwindigkeitsmaxima. Eine mögliche Erklärung dafür ist, dass die vertikalen Lamellen am unteren Ende des Gerinnes die Strömung wieder gleichrichten. Eine vollständige Darstellung der ADV-Messungen für die beiden Varianten findet sich in Anhang A2.

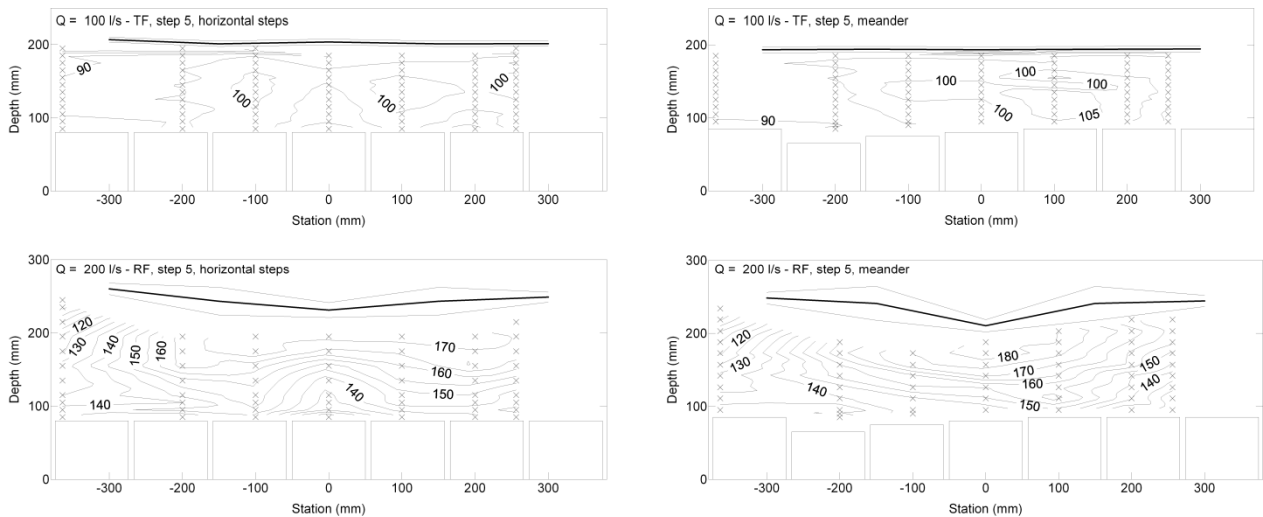


Abbildung 6.26 Vergleich der Geschwindigkeit in Hauptfließrichtung für horizontale und geneigte Riegel, I25\_K8\_L80, Riegel 5

## 6.7 Riegelabstand

Für die flache Rampenneigung hat der Riegelabstand einen Einfluss auf den Übergang von Tumbling Flow auf Rapid Flow. Je größer der relative Riegelabstand, desto höher ist der Übergangsabfluss (Kapitel 6.8, S.47 ff.). Betrachtet man nur diesen Aspekt, so wären möglichst große relative Riegelabstände wünschenswert, da so das Tumbling Flow möglichst lang erhalten werden kann. Allerdings führen zu große relative Riegelabstände zu einer sehr großen Beschleunigung in den Becken. Wie in Abbildung 6.27 b. ersichtlich, ist für den größten Riegelabstand  $L = 933$  mm die minimale Wassertiefe in den Becken gleich der Wassertiefe ohne Riegelelemente. Ein ähnlicher Trend gilt für den Riegelabstand  $L = 800$  mm. Für kleine Abstände  $L = 700$  mm und  $L = 622$  mm (siehe Abbildung 6.27 a.) liegt die kleinste mittlere Wassertiefe in den Becken deutlich über der Wassertiefe ohne Riegelelemente. Für die flache Rampenneigung sind diese Trends auch für das Rapid Flow Regime zu beobachten.

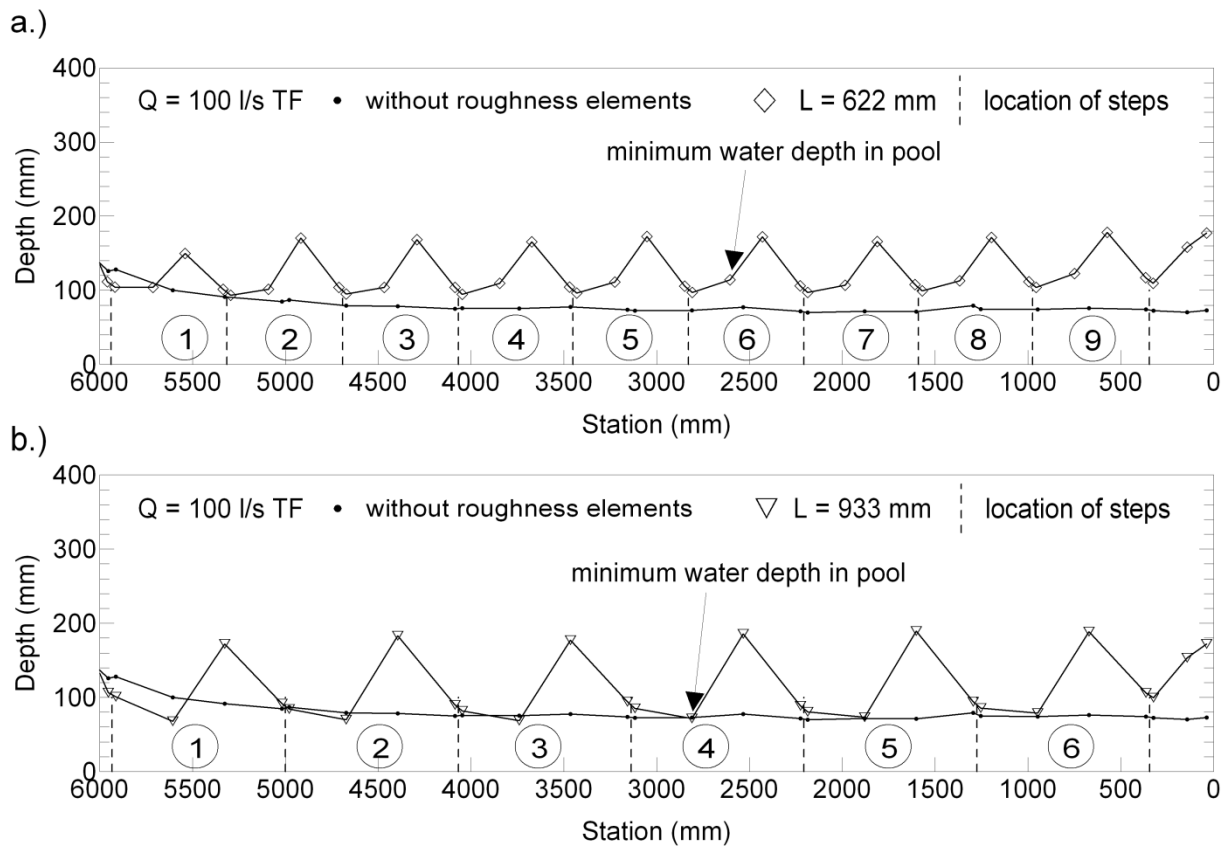
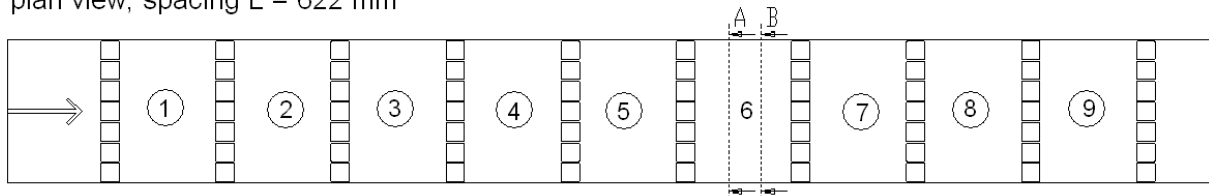


Abbildung 6.27 Mittlere Beckenwassertiefen für Variante I65-K8, raue Sohle: a.)  $L = 622$  mm, b.)  $L = 933$  mm,  $Q = 100$  l/s, TF

Für große Riegelabstände neigt die Strömung dazu, sich wieder an die Sohle anzulegen, sodass die Hauptströmung den nächstunteren Riegel voll trifft, anstatt über diesen gespült zu werden. Dies führt auch dazu, dass das instabile Tumbling Flow Regime länger erhalten bleibt. Abbildung 6.28 und Abbildung 6.29 verdeutlichen den Einfluss des Riegelabstands für die steile Rampe, eine effektive Riegelhöhe von  $K = 80$  mm und für den Rapid Flow Abfluss  $Q = 170$  l/s. Für den kürzesten und den größten getesteten Riegelabstand wurden in jeweils zwei Querprofilen in den Becken ADV-Messungen gemacht. In beiden Fällen befand sich das ausgewählte Becken im unteren Rampenteil (Abbildung 6.28).

plan view, spacing  $L = 622$  mm



plan view, spacing  $L = 933$  mm

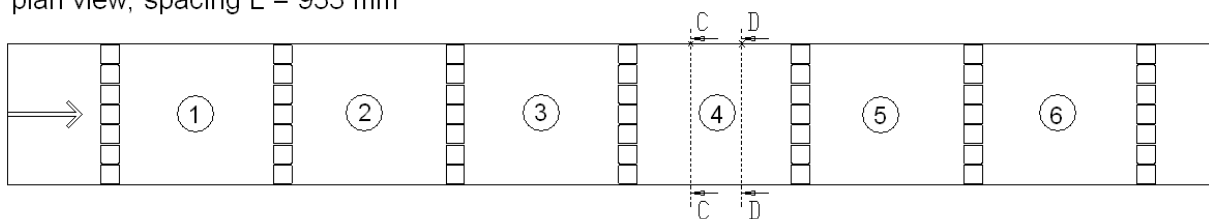


Abbildung 6.28 Lage der Becken-Querprofile A-A, B-B, C-C und D-D für ADV-Messungen

Für jeden Geschwindigkeits-Plot (Abbildung 6.29, Abbildung 6.30) ist die mittlere Fließgeschwindigkeit durch eine fette, gestrichelte Linie gekennzeichnet. Nicht beschriftete Isotachen haben einen Abstand von 5 cm/s zu den benachbarten Isotachen. Für den kleinsten Riegelabstand  $L = 622$  mm und beide gemessenen Querprofile befindet sich die mittlere Geschwindigkeits-Isotache etwa 50 mm über dem Beckenboden (Abbildung 6.29). Die Hauptströmung liegt darüber. Das Gleiche gilt auch für das Querprofil C-C des größten Riegelabstands  $L = 933$  mm (Abbildung 6.30, oben). Für das Querprofil D-D erreicht die Hauptströmung jedoch den Beckenboden (Abbildung 6.30, unten). Wie die meisten Riegel-Querprofile (vgl. Kapitel 6.4) zeigen sich auch in den Becken-Querprofilen mehrere Geschwindigkeitsmaxima. Dieser Trend ist beim größten Riegelabstand stärker.

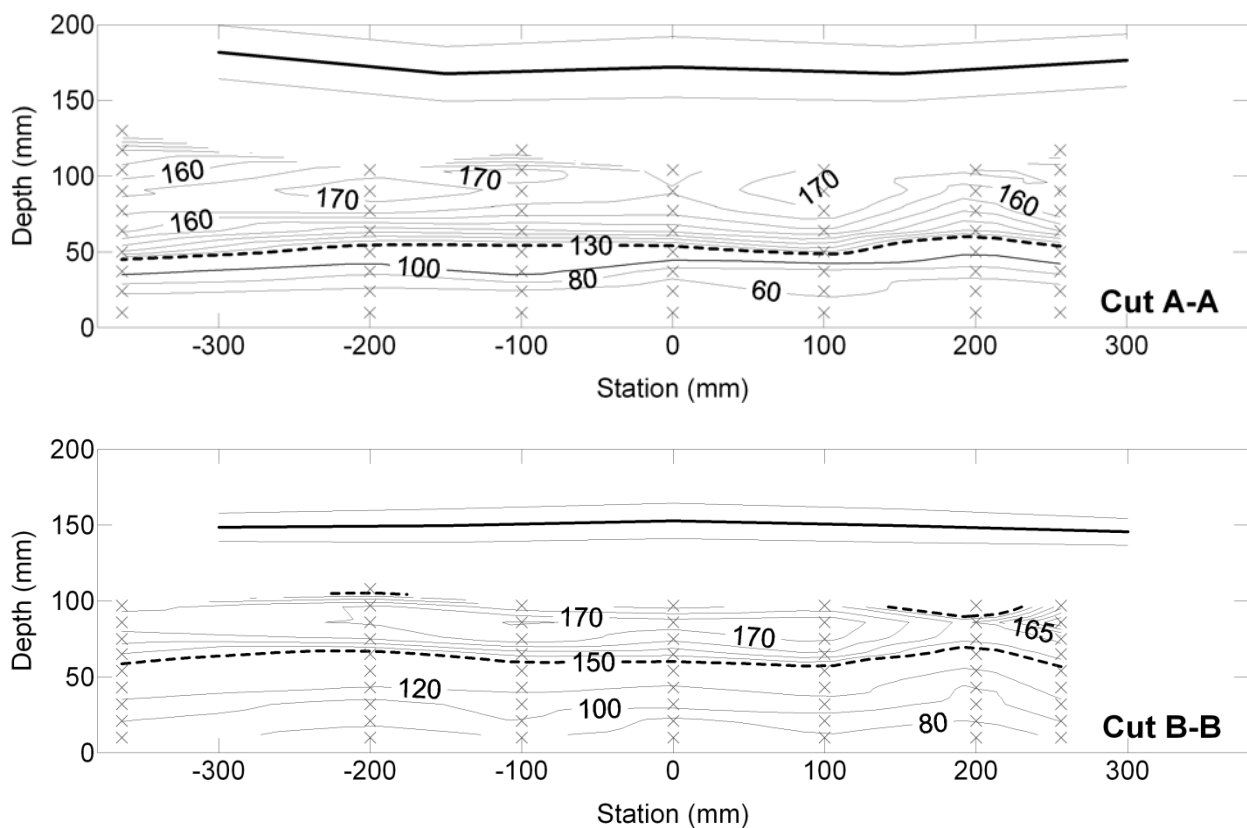


Abbildung 6.29 Geschwindigkeits-Plot (cm/s) Becken-Querprofile, kleinster Riegelabstand: Variant I65-K8-L62, raue Sohle,  $Q = 170$  l/s, RF, Querprofil A-A (oben) und B-B (unten) der 6. Riegel-Becken-Einheit

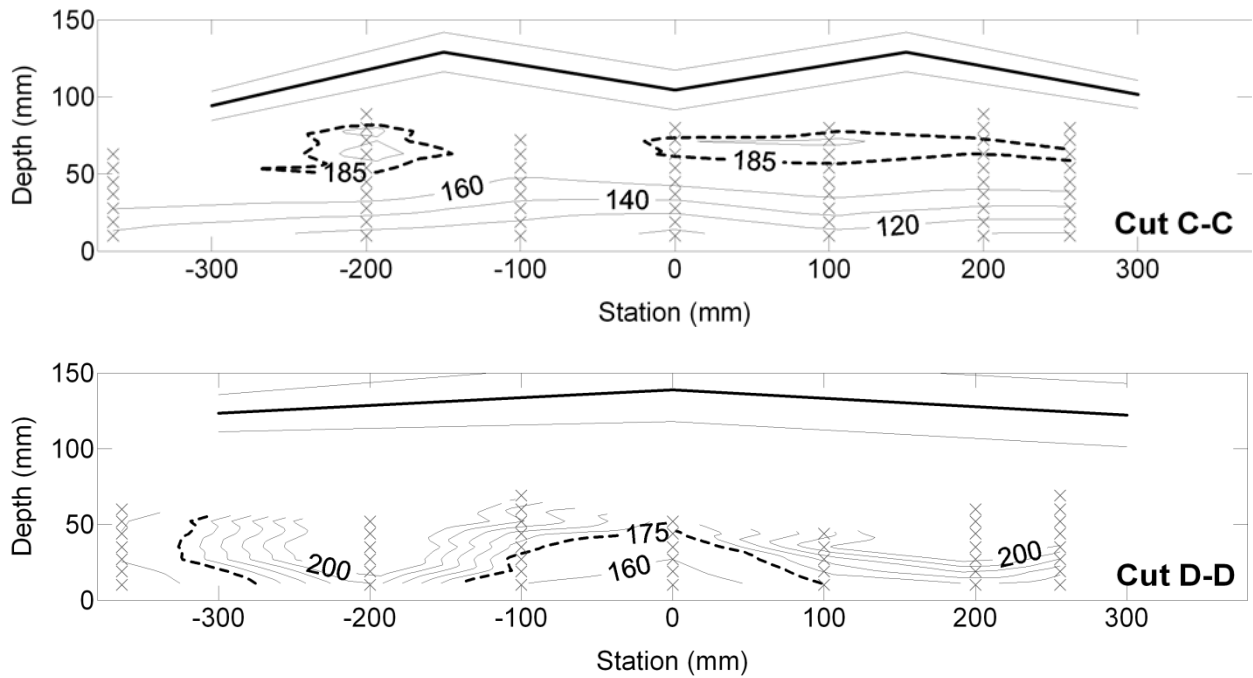


Abbildung 6.30 Geschwindigkeits-Plot (cm/s) Becken-Querprofile, größter Riegelabstand: Variant I65-K8-L62, raue Sohle,  $Q = 170$  l/s, RF, Querprofil C-C (oben) und D-D (unten) der 4. Riegel-Becken-Einheit

Abbildung 6.31 zeigt die  $u$ - $w$  Geschwindigkeiten in  $x$ - $z$ -Ebene, das sind die longitudinalen und die vertikalen Geschwindigkeitskomponenten. Pro Stationierung in Längsrichtung sind zwei Vektoren eingezeichnet: der mittlere sohlnahe Vektor und der mittlere Vektor für das gesamte Vertikalprofil. Für den sohlnahen Vektor wurde der Mittelwert der beiden längsten von insgesamt sieben verfügbaren sohlnahen Vektoren herangezogen. Für die Ermittlung des mittleren Vektors (übers Vertikalprofil) wurden zunächst die 7 Komponenten für jede vertikale Position gemittelt. Daraus wurde dann der Mittelwert über die Vertikale berechnet. In Abbildung 6.31 ist der mittlere sohlnahe Vektor und der mittlere Vektor über die Vertikale für den kleinsten und größten Riegelabstand für beide Fließregime (TF, RF) dargestellt. Der sohlnahe Vektor schließt mit der Horizontalen einen größeren Winkel ein als der über die Vertikale gemittelte Vektor. Die Vertikalkomponente ist im oberen Bereich des Beckens größer als in der unteren Beckenposition. Im Rapid Flow Regime ist der Betrag des  $u$ - $w$ -Vektors für den größten Riegelabstand wesentlich größer als für den kleinsten Riegelabstand.



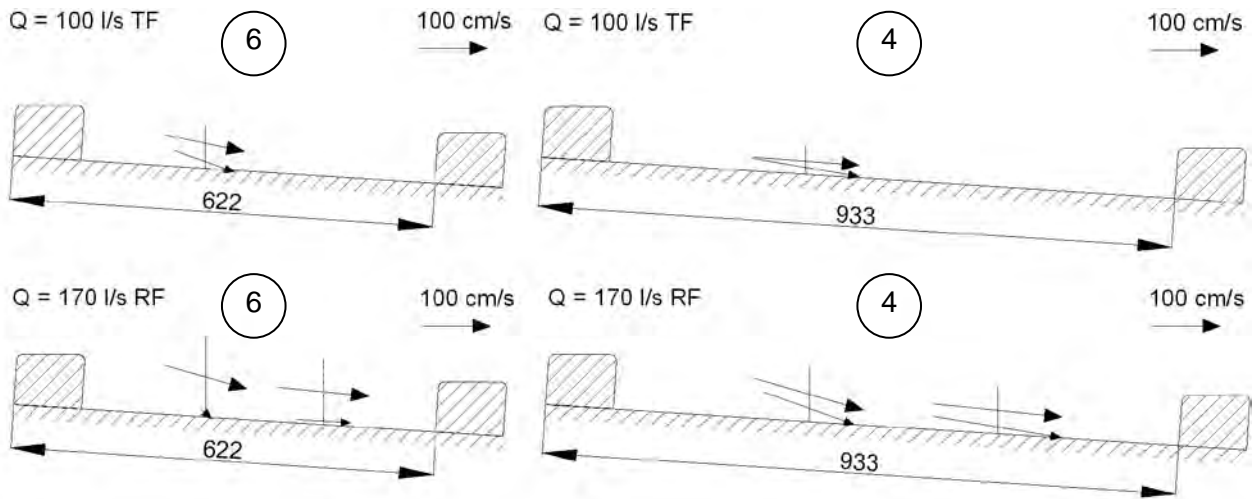


Abbildung 6.31 Geschwindigkeitsvektoren in x-z-Ebene:  $I = 6.5\%$ ,  $K = 80\text{ mm}$ , raue Sohle; links: 6. Riegel-Becken-Einheit, kleinster Riegelabstand; rechts: 4. Riegel-Becken-Einheit, größter Riegelabstand; Tumbling Flow (oben); Rapid Flow (unten)

## 6.8 Fließübergang von Tumbling zu Rapid Flow

Ein wesentliches Ziel dieser Studie war es, den Fließübergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow in Abhängigkeit der Design-Parameter Neigung, Riegelhöhe und Riegelabstand zu bestimmen. In den Versuchen konnte dieser Übergang sehr gut durch optische Einschätzung bestimmt werden. Für jede Rampenkonfiguration wurde der Übergangsabfluss dreimal bestimmt, um das Ergebnis zu validieren.

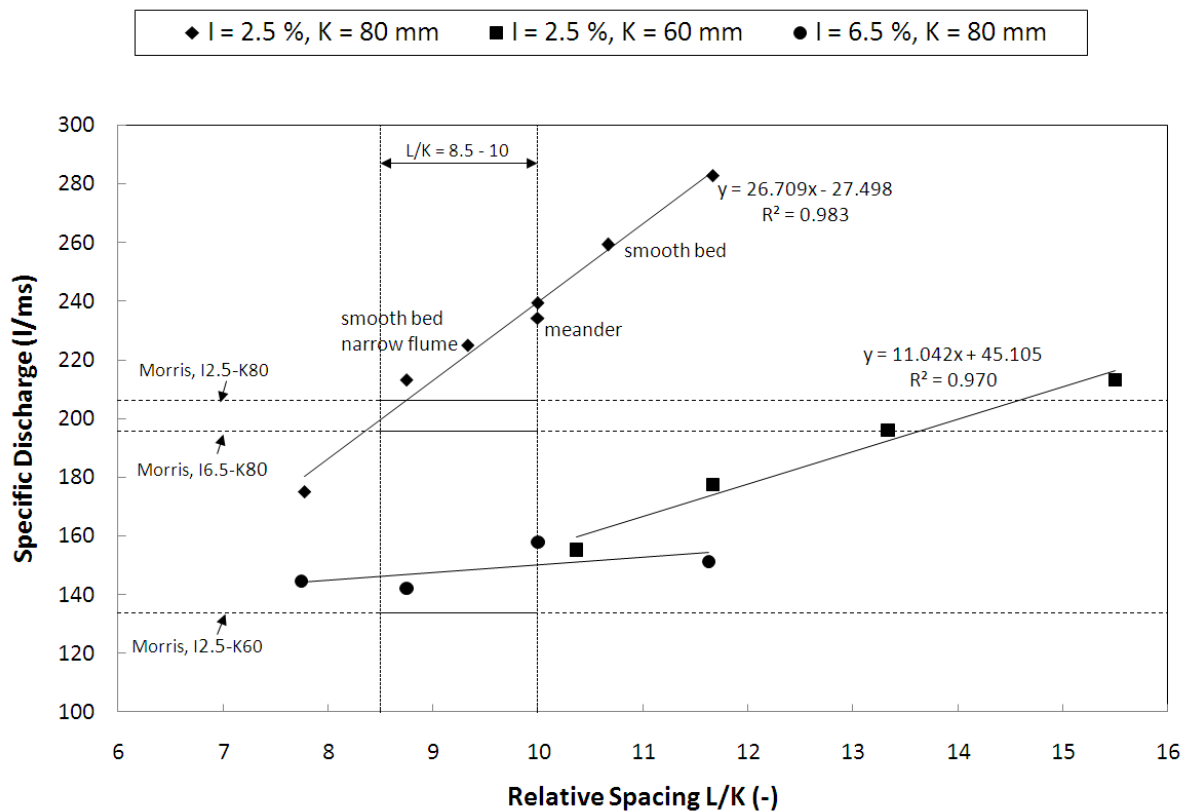


Abbildung 6.32 Fließübergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow

Wie im Kapitel 2.2, S.3 ff. beschrieben, gibt Morris (1969) eine Formel für den Fließübergang in Abhängigkeit der Parameter Neigung und Riegelhöhe an. Die Formel enthält jedoch nicht den relativen Riegelabstand. Um unerwünschte Störwellen zu verhindern, empfiehlt Morris ein relativen Riegelabstand von  $L/K = 8.5-10$ .

In Abbildung 6.32 wird der Fließübergangsabfluss der vorliegenden Studie in Abhängigkeit des relativen Riegelabstands dargestellt und mit Morris' Fließübergangsformel verglichen. In Unterschied zu den Experimenten von Morris zeigen die Resultate der vorliegenden Studie einen deutlichen linearen Zusammenhang zwischen Übergangsabfluss und relativem Riegelabstand für die flache Rampenneigung  $I = 2.5\%$ . Die Steigung der linearen Funktion ist für die Riegelhöhe  $K = 80\text{ mm}$  größer als für  $K = 60\text{ mm}$ . Das bedeutet, dass der Übergangsabfluss nicht allein vom relativen Riegelabstand abhängt. Die gesuchte Formel muss also auch die Riegelhöhe inkludieren. Für die Riegelhöhe  $K = 80\text{ mm}$  schneidet die lineare Funktion den nach Morris berechneten Abfluss für den Fließübergang innerhalb des von ihm vorgeschlagenen Bereichs für den relativen Riegelabstand. Für die Riegelhöhe  $K = 60\text{ mm}$  sind alle getesteten relativen Riegelabstände größer als von Morris empfohlen. Die extrapolierte lineare Approximation schneidet den nach Morris berechneten Abfluss bei  $L/K = 8$ , was unterhalb von Morris' Empfehlung liegt. Für die flache Rampenneigung tritt der Fließübergang in einem wohldefinierten, kleinen Abflussbereich auf ( $\pm 2.5\text{ l/sm}$ ).

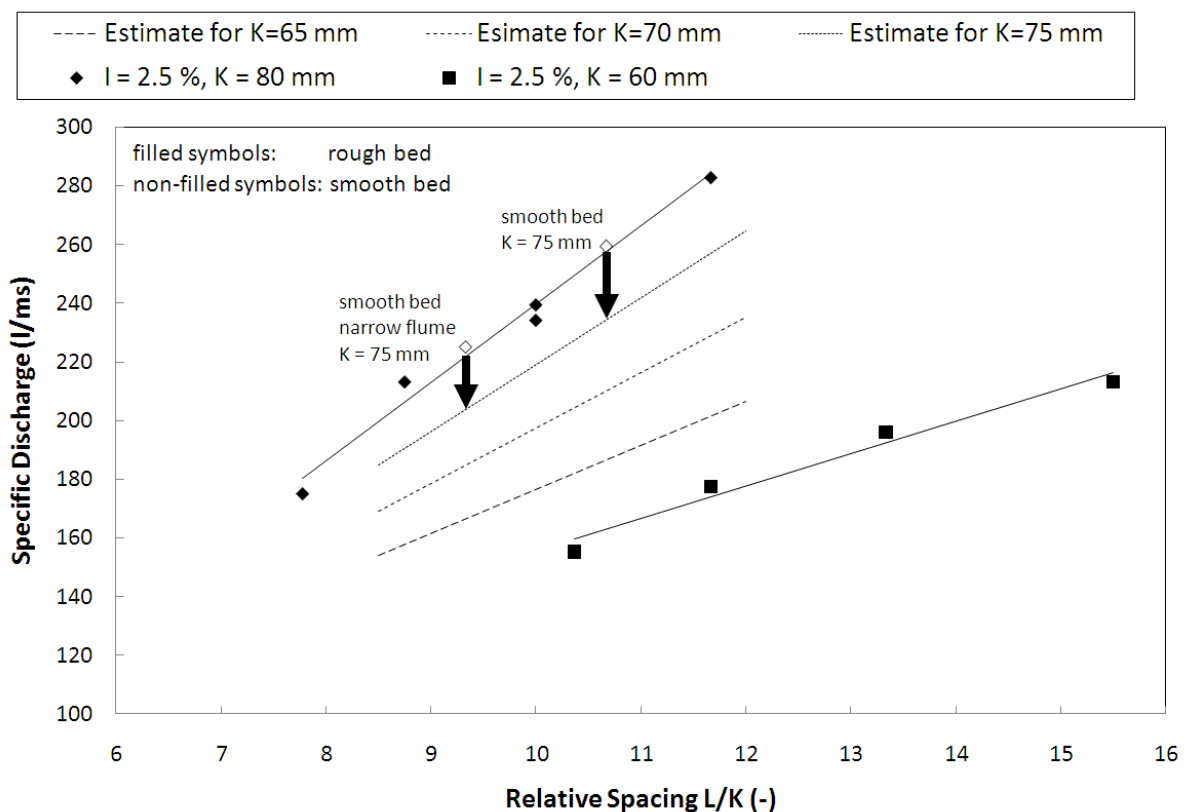


Abbildung 6.33 Fließübergang für raue und glatte Becken

Was den Fließübergang betrifft, scheint sich die glatte Beckenvariante perfekt in die rauen Beckenvarianten einzufügen. Wie in Kapitel 6.5, S.39 ff. erläutert, stimmen auch die gemessenen Wassertiefen für beide Varianten überein (Abbildung 6.19, Abbildung 6.20). Beim Fließübergang muss man allerdings bedenken, dass die effektive Riegelhöhe bei den glatten Beckenplatte um 5 mm

niedriger ist als bei den rauen Platten, nämlich  $K = 75$  mm bzw.  $K = 80$  mm für die glatten bzw. rauen Becken. In Abbildung 6.33 wurden die linearen Funktionen für den Fließübergang für die Riegelhöhen  $K = 65, 70$  und  $75$  mm aus den experimentell bestimmten linearen Funktionen für  $K = 60$  mm und  $K = 80$  mm geschätzt. Da die Riegelhöhe einen Einfluss auf den Fließübergang hat, müsste nach dieser Schätzung der Übergang für die Riegelhöhe  $K = 75$  mm bei einem niedrigeren Abfluss stattfinden, als der Übergang für eine Riegelhöhe von  $K = 80$  mm. Dies ist ein bemerkenswertes Ergebnis. Man würde eher annehmen, dass der Fließübergang für die rauen Becken später (also bei höherem Abfluss) stattfindet als bei den glatten Becken, da die Sohlrauheit zusätzlich Energie umwandelt und die Strömung abbremst. Diese sohlnahe Turbulenz muss der Grund für das unterschiedliche Verhalten sein, allerdings „mit umgekehrten Vorzeichen“: das Versuchsergebnis legt nahe, dass die starke sohlnahe Turbulenz, die von den rauen Platten hervorgerufen wird, den effektiven Abflussquerschnitt einengt, sodass der Fließübergang bei kleineren Abflüssen stattfindet als bei den glatten Becken (vgl. Kapitel 6.11, Abbildung 6.47).

Für die steile Rampenneigung hat der relative Riegelabstand keinen sehr großen Einfluss auf den Übergangsabfluss. Dies deckt sich mit Morris' Ergebnissen. Der Fließübergang der vorliegenden Studie liegt allerdings deutlich unter Morris' vorhergesagtem Abfluss. Der Fließübergang beim steilen Rampengefälle tritt in einem großen Abflussbereich auf ( $\pm 25$  l/sm).

## **6.9 Fließübergang Rapid zu Tumbling Flow – Hysterese**

Wie bereits in Kapitel 6.3 angedeutet, unterliegt die Übergangsabfluss einem Hysterese-Effekt, der Übergang von Tumbling Flow auf Rapid Flow (TF2RF) tritt bei höheren Abflüssen auf als der Übergang von Rapid Flow zu Tumbling Flow (RF2TF). Abbildung 6.34 veranschaulicht diesen Hysterese-Effekt, indem beide Übergangsabflüsse TF2RF und RF2TF gegenübergestellt werden.

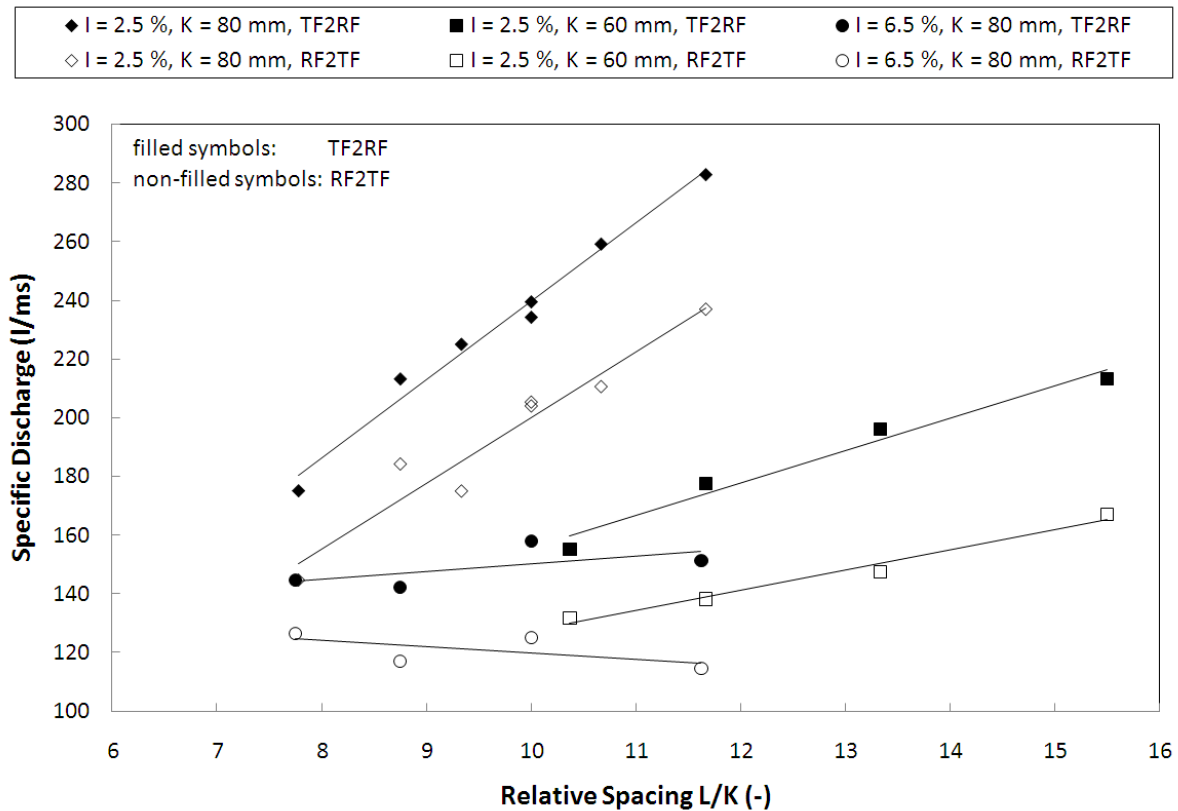


Abbildung 6.34 Hystere-Effekt: Fließübergang TF2RF und RF2TF

Variante	Sohle, Pendelrampe	L/K (-)	TF2RF		RF2TF	
			Q (l/s)	q (l/sm)	Q (l/s)	q (l/sm)
I25_K6_L62	rau	10.4	118	155	100	132
I25_K6_L70	rau	11.7	135	178	105	138
I25_K6_L80	rau	13.3	149	196	112	147
I25_K6_L93	rau	15.5	162	213	127	167
I25_K8_L62	rau	7.8	133	175	110	145
I25_K8_L70	rau	8.8	162	213	140	184
I25_K8_L80	rau	10.0	182	239	155	204
I25_K8_L80	glatt	10.7	197	259	160	211
I25_K8_L80	rau, Pendelrampe	10.0	178	234	156	205
I25_K8_L93	rau	11.7	215	283	180	237
I65_K8_L62	rau	7.8	110	145	96	126
I65_K8_L70	rau	8.8	108	142	89	117
I65_K8_L80	rau	10.0	120	158	95	125
I65_K8_L93	rau	11.6	115	151	87	114

Tabelle 6.3 Übergangsabflüsse für alle Versuche im breiten Glasgerinne in tabellarischer Form

## 6.10 Fließübergang und Neigung – Schmales Glasgerinne

Um Informationen darüber zu erhalten, wie sich der Fließübergang bei Rampenneigungen zwischen  $I = 2.5\%$  und  $I = 6.5\%$  verhält, wurden zusätzliche Versuche in einem schmalen, neigbaren Glasgerinne mit 12 m Länge, 0.2 m Breite und 0.5 m Höhe durchgeführt. Diese Versuche verfolgten zwei Ziele:

1. Bis zu welcher Rampenneigung kann bei Tumbling Flow die Grenztiefe über den Riegeln erhalten werden?
2. Wie beeinflusst die Rampenneigung den Fließübergang?

Das Glasgerinne konnte nur bis zu einer maximalen Neigung von 3.16 % geneigt werden. Deshalb wurde im unteren Teil des Gerinnes eine Rampe mit 2 % Neigung und einer Länge von 7 m eingebaut. Dazu wurden dieselben Kunststoffplatten wie beim breiten Glasgerinneversuch verwendet. Um plötzliche Sohländerungen zu vermeiden, verband eine gegen die Fließrichtung ansteigende 0.5 m lange Strecke den Gerinneboden mit der Rampenkronen. Die Rampe im Glasgerinne konnte aufgrund der geringen Gerinnehöhe nicht mit einer größeren Neigung eingebaut werden. Es wurden die 75 mm hohen Rauheitselemente mit einem Riegelabstand von  $L = 700$  mm eingebaut. Für jeden Riegel wurde ein Rauheitselement in der Gerinneachse montiert. Zwei Rauheitselemente von je 40 mm Breite wurde links und rechts davon eingeklebt. Es wurden 10 Riegel eingebaut. Beginnend bei einer Neigung von  $I = 2.5\%$  wurde die Rampenneigung schrittweise um 0.5 % erhöht. Statt der Rampenneigung 5 % wurde die maximal mögliche Neigung von 5.16 % untersucht.

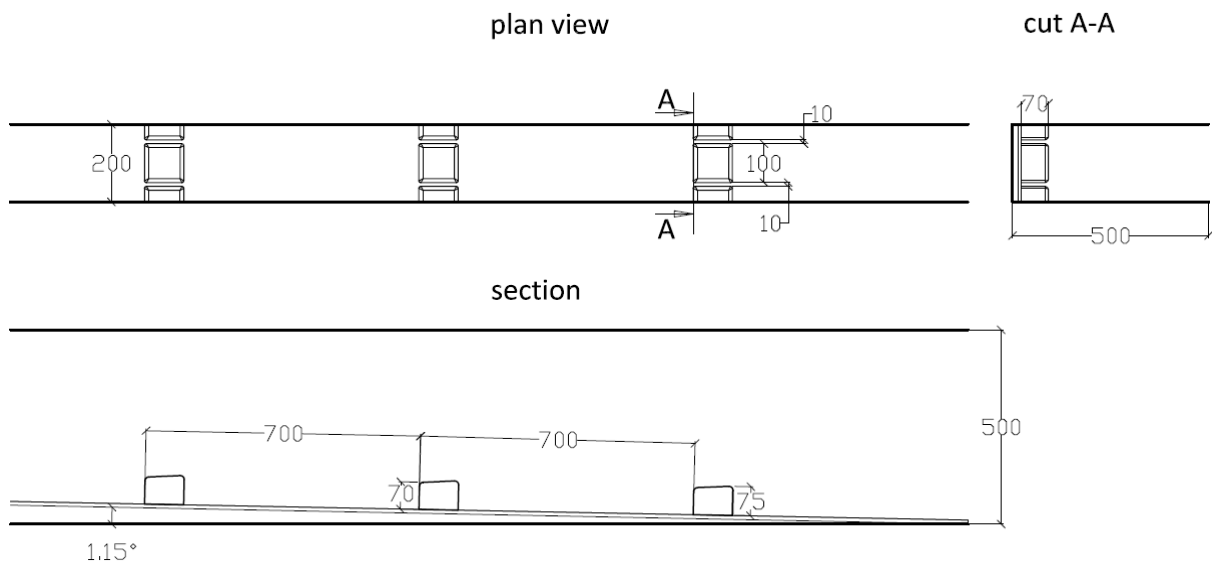


Abbildung 6.35 Ausschnitt aus dem unteren Teil des schmalen Glasgerinnes (Maße in mm)

Der Versuchsablauf für jede getestete Neigung verlief wie folgt:

1. Bestimme die Fließübergänge TF2RF und RF2TF
2. Wähle den Durchfluss  $q_1 = 0.132 \text{ m}^3/\text{sm}$  (das entspricht einem Durchfluss von 100 l/s im breiten Glasgerinne)
3. Wähle einen Tumbling Flow Durchfluss  $q_2$ , der so nahe wie möglich bei Übergangsdurchfluss TF2RF liegt

- a. Für die Durchflüsse  $q_1$  und  $q_2$
  - b. Miss die Wassertiefe bei den Riegeln 5, 6 und 7 über der strömungszu- bzw. der strömungsabgewandten Seite des jeweiligen Riegels mit einem Pegel
  - c. Mache ein Foto von einer Riegel-Becken-Einheit
4. Für  $q_2$
- a. Bestimme die Lage der Wellentals des Wasserspiegels
  - b. Bestimme die Amplitude des gewellten Wasserspiegels

$I$ (%)	$Q$ (l/s)	$q$ (m <sup>2</sup> /s)	$y_1/y_c$	$y_c$ (cm)	$y_1$ (cm)	$y_2$ (cm)
2.5	40.0	200.0	1.061	16.0	17.0	15.5
3.0	38.0	190.0	1.018	15.4	15.7	14.5
3.5	35.0	175.0	0.989	14.6	14.5	13.3
4.0	33.0	165.0	0.965	14.1	13.6	12.2
4.5	32.0	160.0	0.958	13.8	13.2	11.8
5.1	30.0	150.0	0.904	13.2	11.9	10.8
6.5 <sup>+</sup>	100.0	0.132	0.845	12.1	10.2	9.8

<sup>+</sup> Ergebnis der Untersuchungen im breiten Glasgerinne

Tabelle 6.4 Versuche im schmalen Glasgerinne: normierte Kontrolltiefe  $y_1/y_c$ , Grenztiefe  $y_c$ , Kontrolltiefen  $y_1$  bzw.  $y_2$  über der strömungszu- bzw. strömungsabgewandten Seite des Riegels

Aus Tabelle 6.4 ist ersichtlich, dass die normierte Kontrolltiefe  $y_1/y_c$  mit zunehmender Neigung kleiner wird und für Neigungen  $>3\%$  unter 1 fällt. Die Ergebnisse sind mit den gemessenen Wassertiefen für die Neigung  $I = 6.5\%$  im breiten Glasgerinne konsistent. Vor den Versuchen im schmalen Glasgerinne gab es die Befürchtung, dass Wandeffekte das Ergebnis beeinflussen könnten, da das Gerinne nur 20 cm breit war. Überraschenderweise kann der Wandeffekt jedoch vernachlässigt werden, wie in Abbildung 6.32 ersichtlich ist. Für die Rampenneigung  $I = 2.5\%$  fügt sich der Übergangsabfluss TF2RF des schmalen Glasgerinnes sehr gut in die Ergebnisse des breiten Glasgerinnes ein.

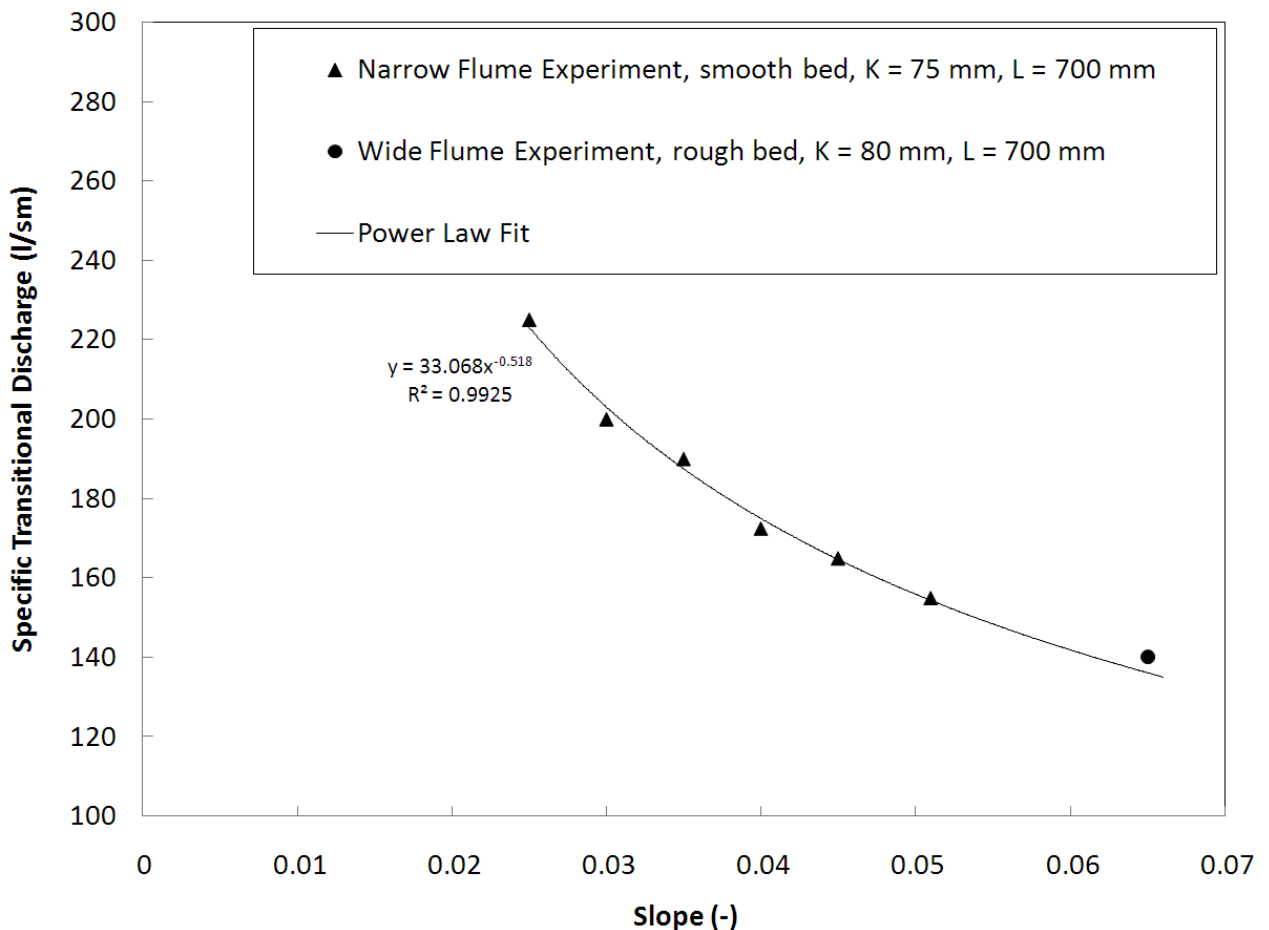


Abbildung 6.36 Fließübergang und Neigung, schmales Glasterinne,  $K = 75$  mm,  $L = 700$  mm

Abbildung 6.36 zeigt, dass für die Riegelhöhe  $L = 700$  mm und die Riegelhöhe  $K = 75$  mm der Zusammenhang zwischen dem Übergangsabfluss und der Neigung sehr gut durch eine Potenzfunktion beschrieben werden kann. In Abbildung 6.36 ist auch der Übergangsabfluss für die Riegelhöhe  $K = 80$  mm, Riegelabstand  $L = 700$  mm und die Neigung  $I = 6.5$  % bei rauher Sohle im breiten Glasgerinne dargestellt. Obwohl die eingepasste Potenzfunktion nur die Versuche im schmalen Glasgerinne herangezogen hat, liegt das Ergebnis des breiten Glasgerinnes auf dieser Potenzfunktion.

## 6.11 Fließübergang und Antidünen

Wie in Sindelar (2011, S.43) beschrieben, herrscht unter den WissenschaftlerInnen Uneinigkeit darüber, ob die Bildung von natürlichen Riegel-Becken Systemen in Gebirgsbächen mithilfe des Antidünen-Modells erklärt werden kann. Auch wenn diese Forschungsarbeit nichts zu dieser Diskussion beiträgt, haben Antidünen und große Rauheitselemente einige Dinge gemeinsam: Antidünen sind durch eine gewellte Bettform und einen gewellten Wasserspiegel mit einer bestimmten Wellenlänge charakterisiert. Die untersuchten Riegel-Becken-Abfolgen dieser Studie bilden zwar keine gewellte Sohle, sie erzeugen dennoch einen gewellten Wasserspiegel, dessen Wellenlänge im Tumbling Flow Regime dem Riegelabstand  $L$  entspricht (Abbildung 6.37). Darüberhinaus ähneln sich

die Fließbilder von 3D-Antidünen und Riegel-Becken-Rampen im Rapid Flow Regime sehr stark. Es schien daher lohnenswert, diesen möglichen Zusammenhang eingehender zu betrachten.



Abbildung 6.37 Fließbild 2D-Antidünen (Núñez-González, Martín-Vide 2010), oben; – Tumbling Flow für Variante I25-K6-L80, raue Sohle,  $Q = 145$  l/s, unten; Fließrichtung jeweils von links nach rechts

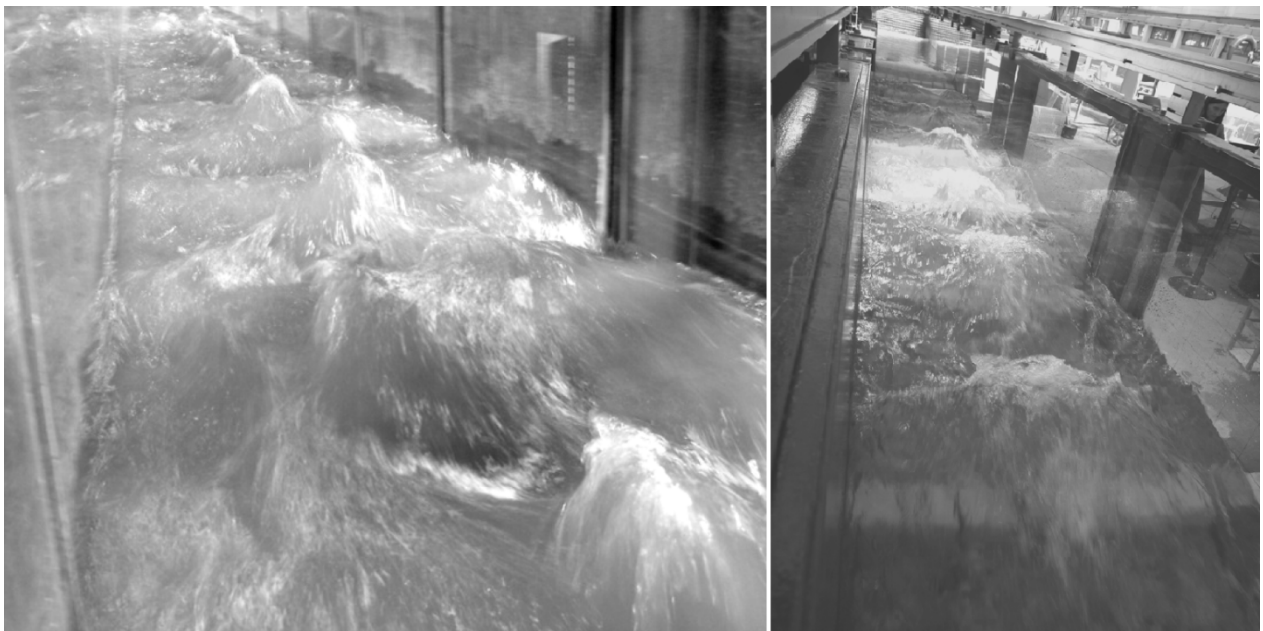


Abbildung 6.38 Fließbild 3D-Antidünen (Núñez-González, Martín-Vide 2010), links; – Rapid Flow für Variante I25-K8-L80, raue Sohle, rechts; Fließrichtung jeweils vom Bildhintergrund zum Vordergrund

Abbildung 6.38 (links) zeigt das Fließbild von 3D-Antidünen. Eine Reihe von Störwellen (rooster tails) in der Gerinneachse ist deutlich erkennbar. Im rechten Bild ist das Fließbild über einer Riegel-Becken-Rampe aus den Versuchen im breiten Glasgerinne abgebildet. Es ist spiegelverkehrt dargestellt, um es besser mit dem Antidünen-Bild vergleichen zu können. Neigung, Riegelhöhe, Riegelabstand und Durchfluss betragen 2.5 %, 80 mm, 800 mm und 162 l/s. Die Störwellen in der Gerinneachse sind



nicht genauso spitz und ausgeprägt wie bei den Antidünen. Dennoch ähneln sich die Wasserspiegellagen in beiden Fällen sehr.

In seinem Standardwerk über Antidünen und stationäre Wellen leitet Kennedy (1961) mithilfe der linearisierten Potentialtheorie ein Kriterium her, um 2D von 3D Antidünen zu unterscheiden. Beim Übergang von 2D zu 3D Antidünen kann die mittlere Geschwindigkeit laut Kennedy mithilfe der Wellenlänge  $L$  berechnet werden (Gleichung 6-1). Die zugehörige kritische Froude-Zahl beim Übergang von 2D auf 3D Antidünen in Abhängigkeit der Wellenlänge  $L$  und der mittleren Wassertiefe  $\bar{y}$  lässt sich mittels Gleichung 6-2 bestimmen.

**Wellenlänge –  
Geschwindigkeits-  
Beziehung**

$$v = \sqrt{\frac{g \cdot L}{2 \cdot \pi}} \quad (\text{m/s}) \quad 6-1$$

**Kritische Froude-Zahl**

$$\text{Fr}_c = \sqrt{\frac{L}{2 \cdot \pi \cdot \bar{y}}} \quad (-) \quad 6-2$$

Núñez-González & Martín-Vide (2010) stellen eine gute Übereinstimmung ihrer experimentellen Ergebnisse mit der obigen Gleichung fest.

Die Ergebnisse des vorliegenden Glasgerinneversuchs wurden ausgewertet, um die folgende Behauptung zu überprüfen:

- Gleichung 6-2 kann angewendet werden, um den Fließübergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow zu bestimmen, wobei die Variable  $L$  dem Riegelabstand entspricht.

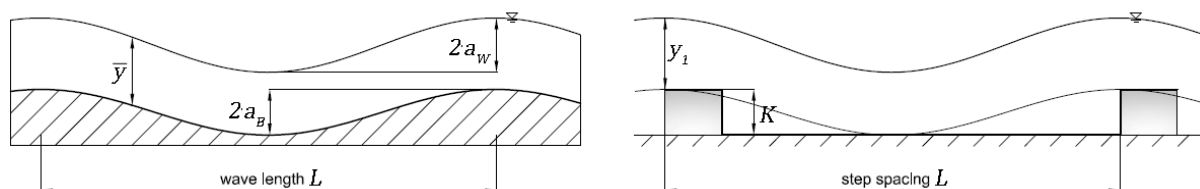


Abbildung 6.39 Zusammenhang Design Parameter Antidünen (links) und Riegel-Becken-Sequenzen (rechts)

Tatsächlich sind die Design-Parameter für Antidünen und Riegel-Becken-Sequenzen ähnlich (Abbildung 6.39). Die Wellenlänge der Antidünen entspricht dem Riegelabstand der Riegel-Becken-Sequenz. Die doppelte Wellenlänge des gewellten Betts  $2 \cdot a_B$  entspricht der Riegelhöhe  $K$ . Für jede getestete Rampen-Konfiguration (definiert durch  $L, K$  und  $L$ ) und jeden Durchfluss wurde die mittlere Wassertiefe  $\bar{y}$  pro Riegel-Becken-Einheit als gewichtetes Mittel zwischen der Wassertiefe über dem Riegel und der Wassertiefe im Becken berechnet:

$$\bar{y} = \frac{y_{step} \cdot L_{step} + y_{pool} \cdot (L - L_{step})}{L} \quad 6-3$$

$y_{step}$  und  $y_{pool}$  wurden gemäß Abbildung 6.40 berechnet, wobei  $y_1$  bis  $y_4$  jeweils über die vier Messungen je Querprofil gemittelt wurden.

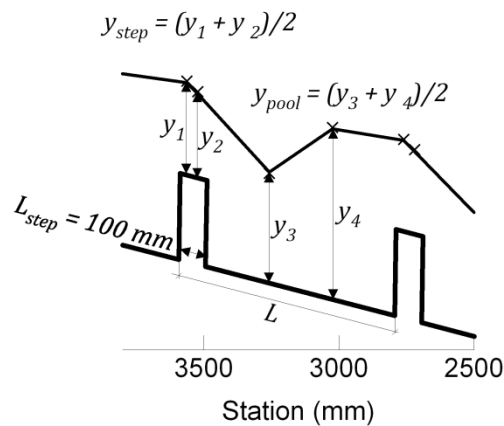


Abbildung 6.40 Berechnung der mittleren Wassertiefe je Riegel-Becken-Einheit aus den Messdaten

Aus Abbildung 6.41 ist ersichtlich, dass Gleichung 6-2 geeignet ist, das Tumbling Flow vom Rapid Flow Regime zu unterscheiden. Ein näherer Blick auf die Ergebnisse (Abbildung 6.42) zeigt, dass einige Riegel-Becken-Einheiten theoretisch (Glg. 6-2) dem Tumbling Flow Regime zugeordnet sind, obwohl sie im Experiment im Rapid Flow Regime waren und umgekehrt. Alle nicht korrekt zugeordneten Riegel-Becken-Einheiten sind im instabilen Flow Regime, d.h. bei Durchflüssen, bei dem das Regime durch Manipulation zu einem der beiden Regime transformiert werden konnte. Drei der Tumbling Flow Riegel-Becken-Einheiten, die laut Glg. 6-2 dem Rapid Flow Regime zugeordnet wurden, betreffen jeweils die erste Riegel-Becken-Einheit, bei der die Wellentäler des Wasserspiegels typischerweise am niedrigsten und die Beckengeschwindigkeiten groß waren. Beinahe alle Riegel-Becken-Einheiten der Variante I65-K8-L62-TF, raue Sohle, sind nahe an der Grenze, befinden sich aber trotzdem auf der „falschen“ Rapid Flow-Hälfte. Alle Rapid-Flow Riegel-Becken-Einheiten die theoretisch dem Tumbling Flow zugeordnet sind, befinden sich am unteren Ende der Rampe. Die dort auftretenden Störwellen (Abbildung 6.43) haben eine große Amplitude und dissipieren viel Energie, sodass das Energie-Niveau dort ähnlich zu jenem im Tumbling Flow Regime ist.

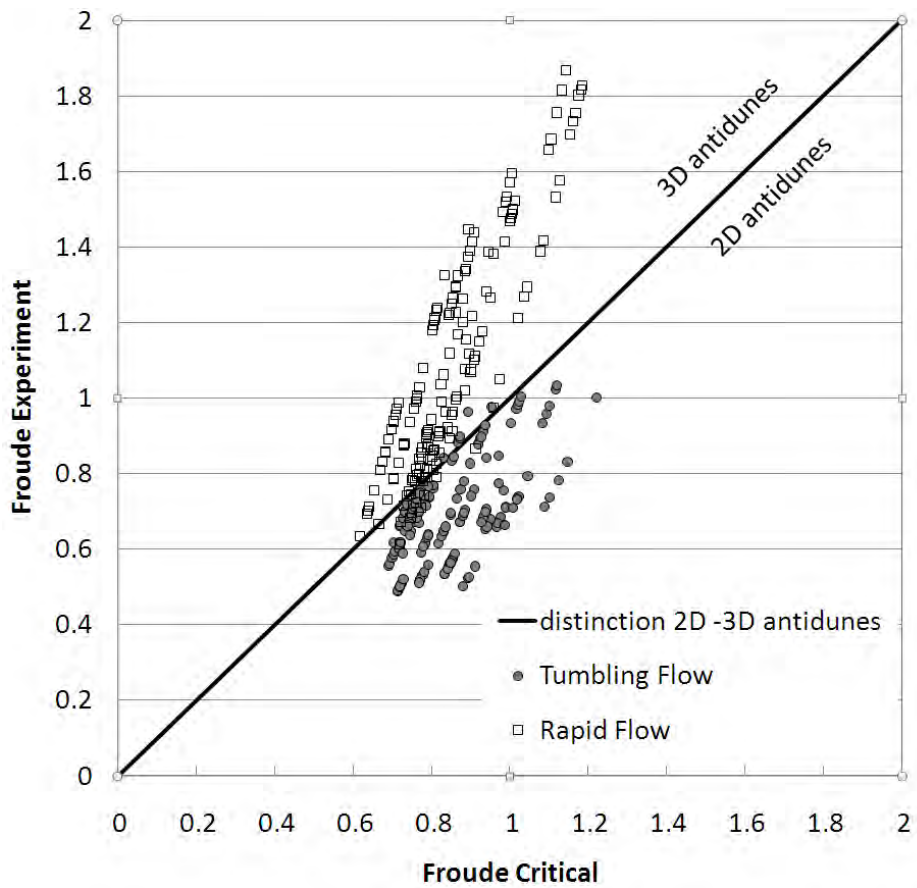


Abbildung 6.41 Experimentelle und kritische Froude-Zahl für jede Riegel-Becken-Einheit

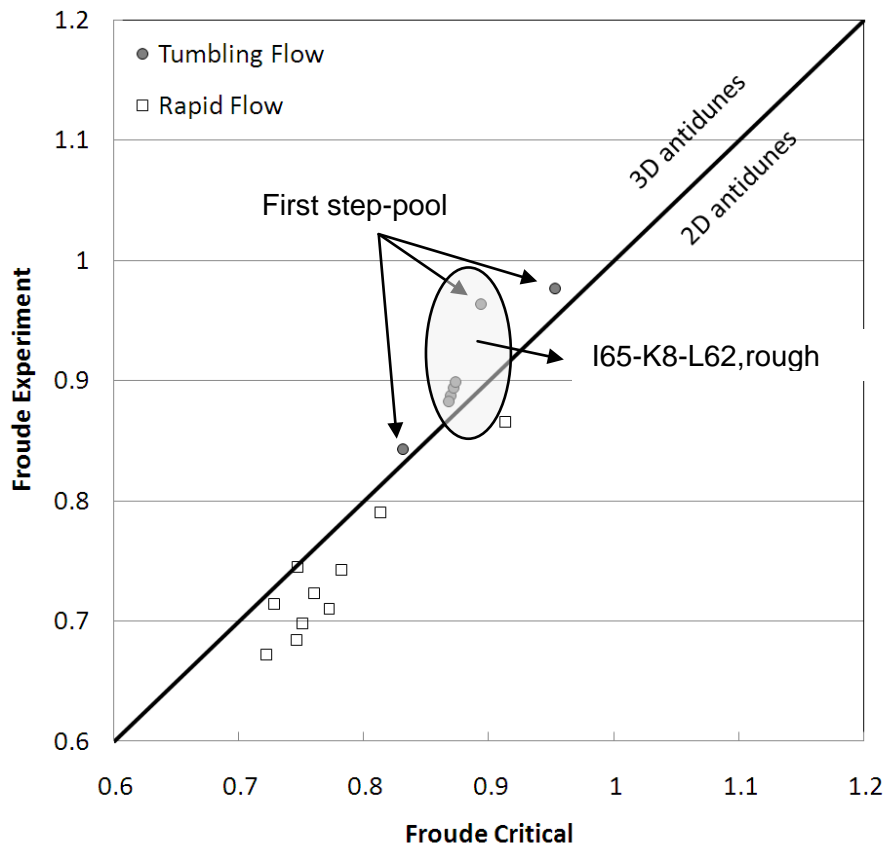


Abbildung 6.42 Detail von Abbildung 6.41: experimentelles Fließregime ist inkonsistent mit der theoretischen Klassifizierung

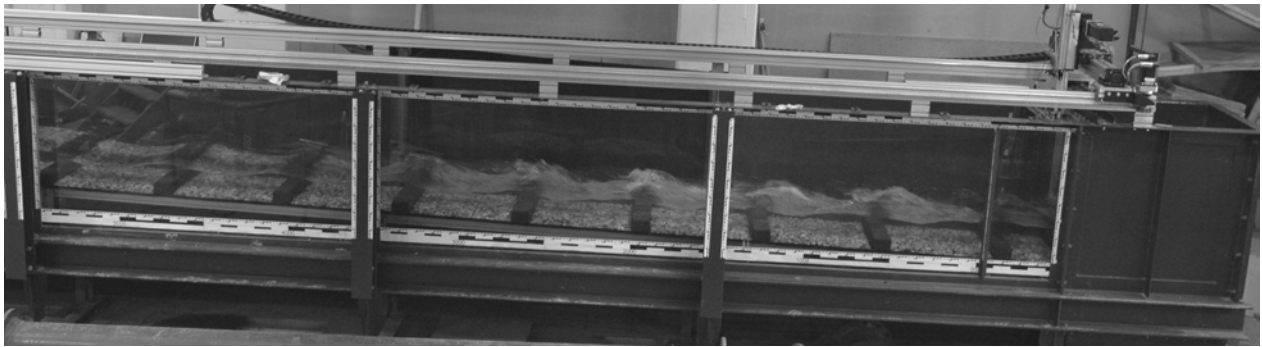


Abbildung 6.43 Experimentelles Fließregime ist inkonsistent mit der theoretischen Klassifizierung: Störwellen im unteren Bereich der Rampe

Das Ziel dieses Glasgerinneversuchs war es, einen funktionalen Zusammenhang des Fließübergangs  $q_{crit}$  in Abhängigkeit der Design-Parameter  $I$ ,  $K$  und  $L$  zu finden. Die obigen Ausführungen legen nahe, dass Gleichung 6-2 geeignet ist, das Tumbling Flow Fließregime vom Rapid Flow Regime zu unterscheiden. Das ist allerdings noch nicht die gesuchte Lösung, da Gleichung 6-2 vorerst lediglich die Frage nach dem Übergangsdurchfluss auf die Frage nach der mittleren Wassertiefe  $\bar{y}$  in Abhängigkeit der Design-Parameter  $I$ ,  $K$  und  $L$  verschiebt. Darüberhinaus berücksichtigt Gleichung 6-2 weder die Neigung  $I$  noch die Riegelhöhe  $K$ .

Abbildung 6.44 zeigt, wie die Riegelhöhe  $K$  und die Wasserspiegel-Amplitude  $a_w$  zusammenhängen. Während die Wellenlänge des gewellten Wasserspiegels für sämtliche Durchflüsse dem Riegelabstand entspricht, nähert sich die doppelte Wasserspiegel-Amplitude  $2 \cdot a_w$  der Riegelhöhe  $K$  an, je näher man dem Übergangsdurchfluss kommt. Der Wellenberg des Wasserspiegels wandert zum nächstunteren Riegel.

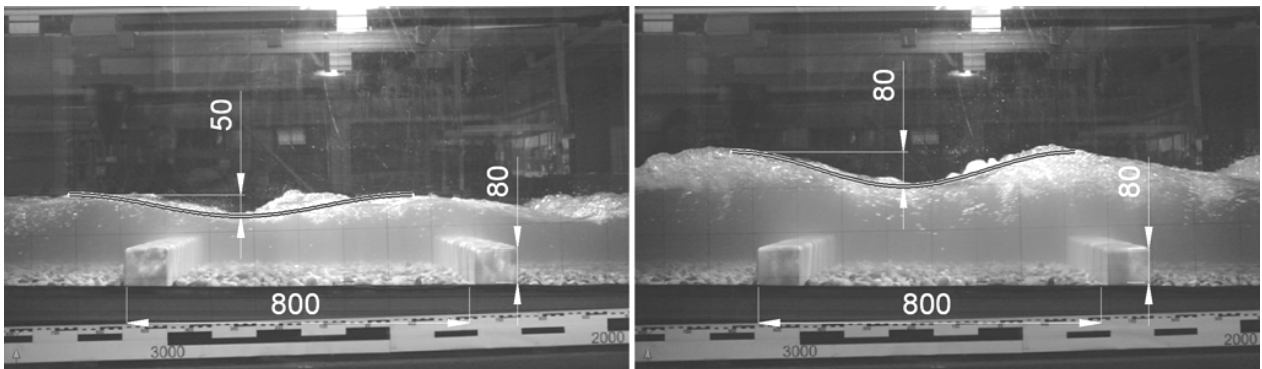


Abbildung 6.44 Wasserspiegel-Amplitude und Riegelhöhe für Variante I25-K8-L80, raue Sohle:  $Q = 75$  l/s (links),  $Q = 175$  l/s (rechts), Übergangsdurchfluss:  $Q = 182$  l/s

Wenn man diese Beobachtungen verallgemeinert, kann man die mittlere Wassertiefe  $\bar{y}$  für den Fließübergang ausdrücken als:

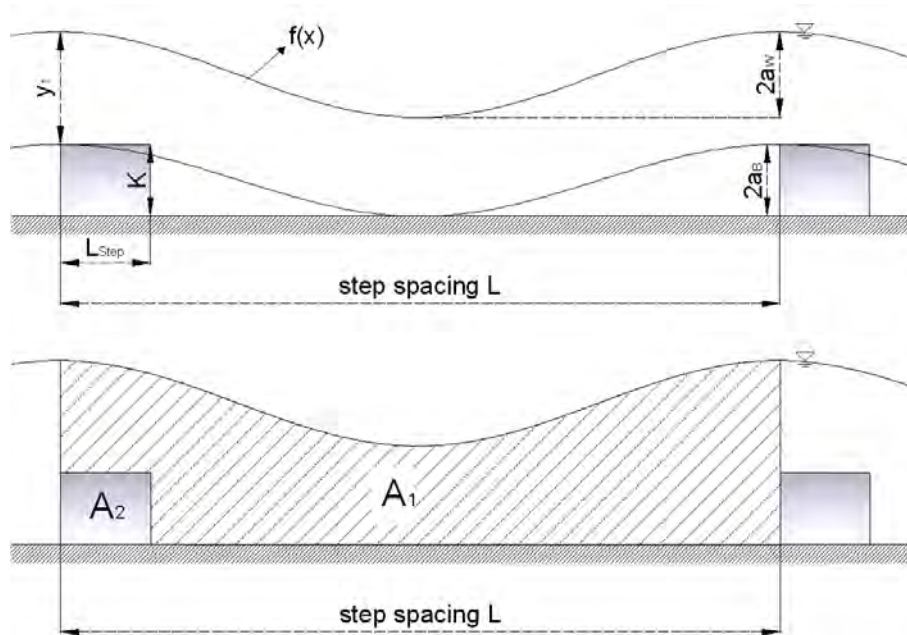


Abbildung 6.45 Wasserspiegellagen und mittlere Wassertiefe beim Fließübergang

$$f(x) = K + y_1 - a_W + a_W \cdot \cos \frac{2\pi x}{L}$$

**Mittlere  
Wassertiefe beim  
Fließübergang**

$$\begin{aligned} \bar{y} &= \frac{1}{L} \cdot A_1 = \frac{1}{L} \left( \int_0^L f(x) dx - L_{Step} \cdot K \right) \\ &= K + y_1 - a_W - L_{Step} \cdot K \cdot \frac{1}{L} = y_1 - a_W + K \cdot \frac{L - L_{Step}}{L} \end{aligned} \quad 6-4$$

Für den Übergangsdurchfluss gilt:  $a_B = a_W$ . Wenn die Wassertiefe  $y_1$  über der strömungszugewandten Seite des Riegels als Vielfaches der Grenztiefe  $y_c$  ausgedrückt wird, d.h.  $y_1 = c \cdot y_c$ , dann erfüllt der Übergangsabfluss von Tumbling Flow auf Rapid Flow  $q_{crit} = \bar{y} \cdot v$  für ein Rechteckgerinne mit einer Geometrie wie in Abbildung 6.45 die folgende implizite Gleichung (mithilfe der Gleichungen 6-1, 6-4):

**Übergangsabfluss**

$$q_{crit} = \left( c \cdot \sqrt[3]{\frac{q_{crit}^2}{g}} - a_W + K \cdot \frac{(L - L_{Step})}{L} \right) \cdot \sqrt{\frac{g \cdot L}{2 \cdot \pi}} \quad 6-5$$

Gleichung 6-5 ist eine kubische Gleichung in impliziter Form. Darin sind die unbekannt hydrodynamischen Variablen  $c$  und die Wasserspiegel-Amplitude  $a_W$  enthalten. Für letztere kann man als Ansatz wählen, dass sie beim Fließübergang der halben Riegelhöhe entspricht (vgl. Abbildung 6.44), also  $a_W = a_B = K/2$ . Wie in Kapitel 6.10 beschrieben, hängt der multiplikative Faktor  $c$  von der Rampenneigung ab, daher gilt  $c = c(l)$ . Dieser Faktor kann auch als dimensionslose Kontrolltiefe  $y_1/y_c$  interpretiert werden. Die experimentell bestimmten Faktoren  $c$  für die Versuche im breiten und im schmalen Glasgerinne stimmen überein. In Abbildung 6.46 sind die  $c$ -Werte für alle getesteten Varianten dargestellt. Für jede Variante sind die Wasserspiegellagen für je zwei Tumbling Flow Durchflüsse gemessen worden. Der Abfluss der näher beim Übergangsabfluss war, wurde ausgewählt um  $y_1$  und  $c$  zu bestimmen. Diese wurden durch eine lineare Funktion approximiert. Zwei Ausreißer

von  $c$  betreffen Rampenvarianten mit sehr großen getesteten relativen Riegelabständen (Abbildung 6.46).

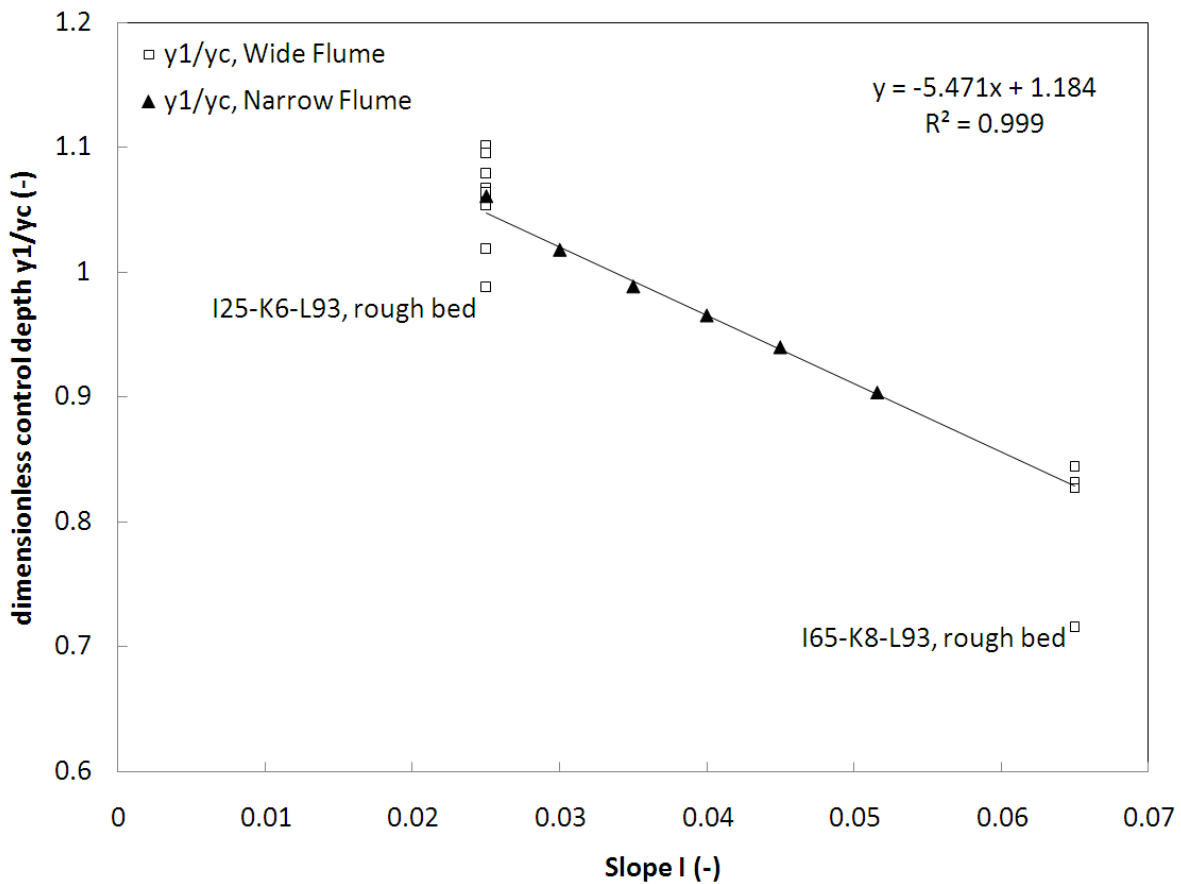


Abbildung 6.46 Lineare Approximation der normierten Kontrolltiefe  $c = y_1/y_c$

**Lineare Approximation von  $c$**

$$c(I) = 1.184 - 5.471 \cdot I \quad 6-6$$

**Ansatz für  $a_w$**

$$a_w = K/2 \quad 6-7$$

In Abbildung 6.47 ist der experimentell bestimmte Übergangsabfluss dem berechneten Übergangsabfluss für alle getesteten Varianten gegenübergestellt. Der berechnete Übergangsabfluss benützt die Gleichungen 6-5, 6-6 und 6-7. Abgesehen von jenen beiden Varianten, für die die nach Gleichung 6-6 berechneten  $c$ -Werte nicht den experimentell bestimmten Werten entsprechen, ist die Übereinstimmung zwischen berechnetem und experimentell bestimmtem Übergangsabfluss sehr gut. In Abbildung 6.47 sind auch Daten aus Morris' Untersuchungen eingezeichnet (Morris 1968). Auch wenn der Fokus von Morris auf steileren Neigungen lag, sind einige Ergebnisse für die Neigung  $I = 5\%$  verfügbar. Der Übergangsabfluss wurde für zwei relative Riegelabstände  $L/K = 8.5$  und  $10$  und für die Riegelhöhen  $K = 0.5, 1, 1.25, 1.5$  und  $2$  inch, d.h.  $K = 12.7, 25.4, 31.8, 38.1$  und  $50.8$  mm durchgeführt. Anders als in der vorliegenden Untersuchung war bei Morris' Versuchen der Riegelquerschnitt quadratisch, also  $L_{step} = K$ . Obwohl die Geometrien beider Untersuchungen unterschiedlich sind und die Riegelhöhen bei Morris deutlich kleiner sind als die minimale Riegelhöhe

$K = 60$  mm der vorliegenden Untersuchung, beschreiben die Gleichungen 6-5, 6-6 und 6-7 den von Morris experimentell bestimmten Fließübergang gut.

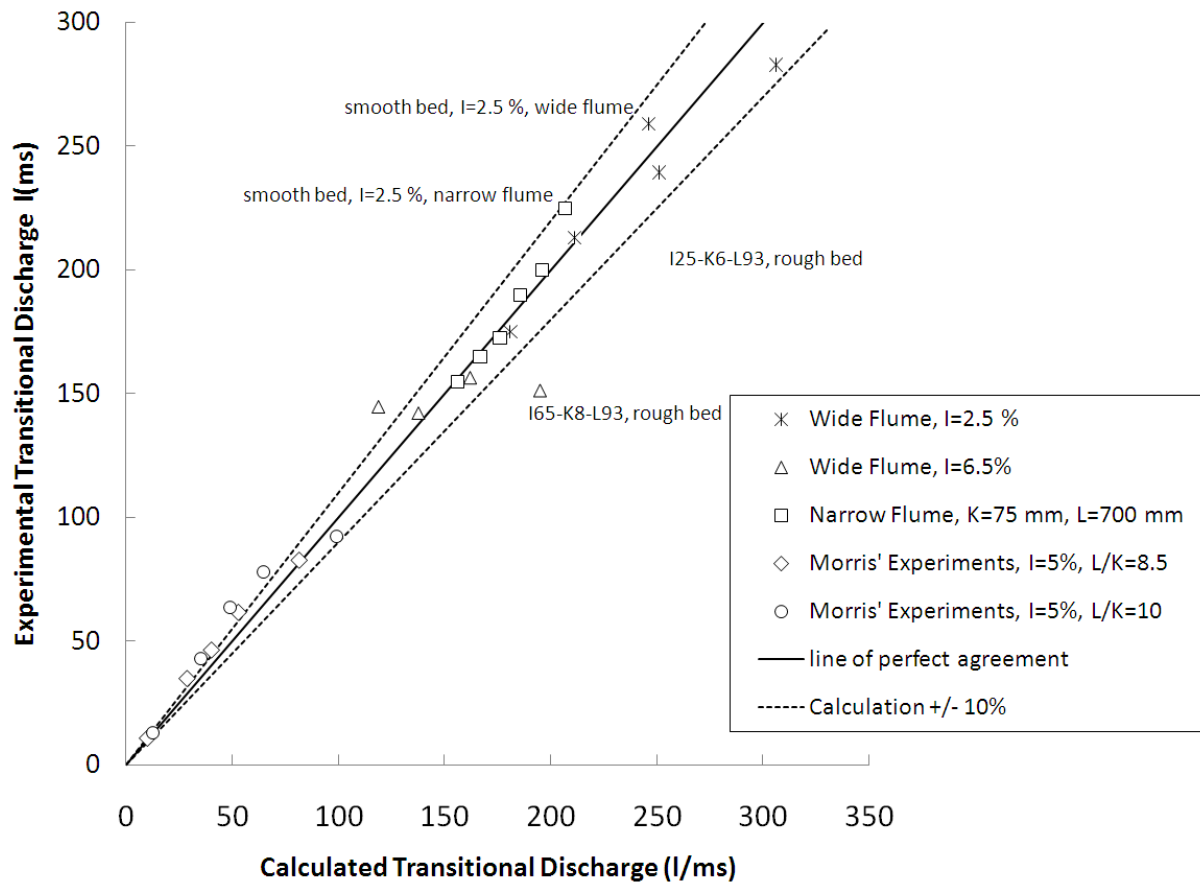


Abbildung 6.47 Berechneter und experimentell bestimmter Übergangsabfluss (Gleichung 6-5)

Es sei angemerkt, dass Gleichung 6-5 den Fließübergang für flache Neigungen eher überschätzt, obwohl die berechneten  $c(l)$  und  $a_w$ -Werte niedriger sind, als ihre experimentellen Gegenstücke. Wenn man die experimentell bestimmten Werte für  $c(l)$  und  $a_w$  in Gleichung 6-5 eingesetzt, wäre der berechneten Durchflüsse noch höher. Auf der anderen Seite wird der berechnete Durchfluss für die glatten Beckenvarianten tendenziell unterschätzt. Eine mögliche Erklärung dafür könnte sein, dass die rauen Beckenvarianten so viel sohlnahe Turbulenz erzeugen, dass der effektive Fließquerschnitt reduziert wird, womit der Fließübergang früher stattfindet (vgl. Abbildung 6.33).

## 6.12 Druckmessungen

### Versuchsordnung

Die Druckmessungen wurden für eine einzige Rampenkonfiguration durchgeführt: I65\_K8\_L62, raue Sohle. Das Riegelement, das die Drucksensoren enthielt, war in der Mitte des 7. Riegels positioniert (Abbildung 6.48). Es waren 14 Drucksensoren verfügbar. In Vorversuchen wurden verschiedene Verteilungen der Drucksensoren am Riegelement untersucht.

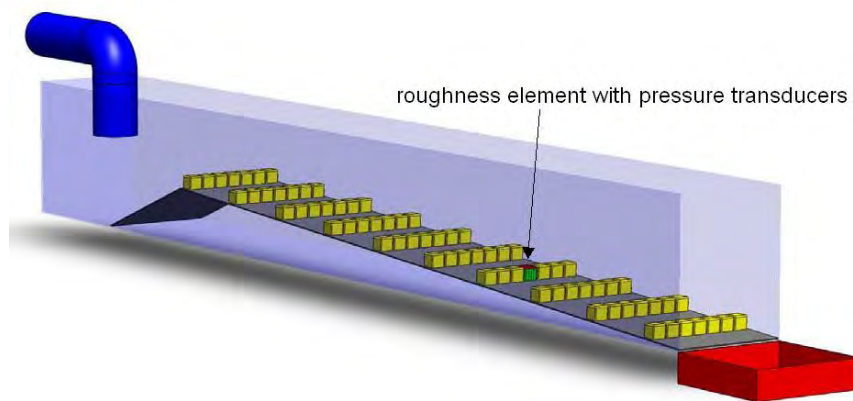


Abbildung 6.48 Lage des Riegelements mit den Drucksensoren Glasrinne

Für die Hauptversuche waren die Sensoren wie in Abbildung 6.49 positioniert. Über dem Zentrum des Riegelements (Sensor-Nummer 13 in Abbildung 6.49) wurde eine Ultraschallsonde positioniert (Honeywell, 947-F4V-2D-1C0-300E), die den Wasserspiegel simultan zu den Druckmessungen aufzeichnete (Abbildung 6.50). Vor jedem Versuch wurde der Abstand der Ultraschall-Sonde zum Riegelement gemessen, um die Wassertiefen  $y_{step}$  ermitteln zu können.

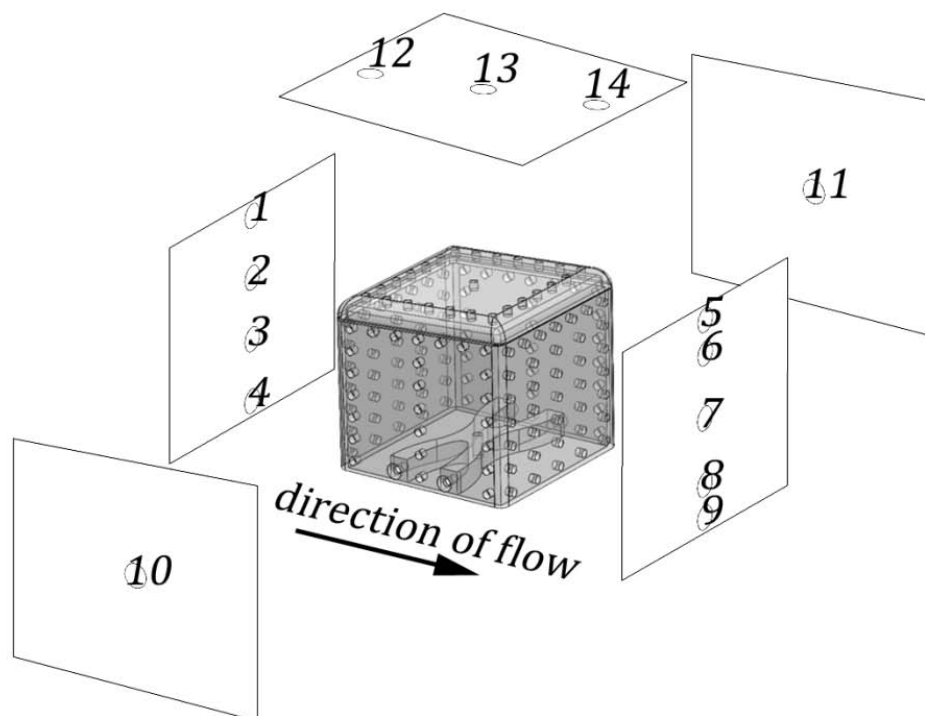


Abbildung 6.49 Lage der 14 Drucksensoren auf dem Riegelement



Für die Druckmessungen wurde die Rampe verschiedene Durchflüssen und Fließregimen ausgesetzt (Tabelle 6.5, vgl. Abbildung 6.12). Der Versuch hat einen Längenmaßstab von 1:10. Der Durchfluss im Modell  $Q_M$  (l/s) und der spezifische Durchfluss in der Natur  $q_P$  (m<sup>3</sup>/sm) hängen wie folgt zusammen:

**Spezifischer Natur-Durchfluss**

$$q_P = \frac{Q_M}{0.76 \cdot 1000} \cdot 10^{3/2}$$

6-8

Dabei ist 0.76 m die Gerinnebreite.

Fließregime $r$		$Q_M$ (l/s)	$q_P$ (m <sup>3</sup> /sm)
1	Tumbling Flow	75	3.1
2	Instabiler Tumbling Flow <sup>+</sup>	110	4.6
3	Instabiler Rapid Flow <sup>+</sup>	110	4.6
4	Rapid Flow	150	6.2
5	Stabiler Rapid Flow	170	7.1
+ Fließregime im 6. Becken, beliebiges Fließregime in den anderen Becken			

Tabelle 6.5 Getestete Durchflüsse und Fließregime für die Druckmessungen

Eine Messung umfasste die simultane Aufzeichnung von 14 Drücken und 1 Abstandswert (Ultraschallsonde zum Wasserspiegel) mit einer Aufzeichnungsrate von 1000 Hz für 60 Sekunden. Diese Daten wurden gemeinsam mit einem Zeitstempel in einer Ascii-Datei abgespeichert. Die Messungen wurden in einzelne Messreihen aufgeteilt.

Am Beginn einer jeden Messreihe wurde ein Nullabgleich gemacht, was bedeutet, dass der Umgebungsdruck als Referenzdruck festgelegt wurde. Die erste Messung wurde bei 0 l/s (kein Wasser im Gerinne) durchgeführt. So war es möglich, den Abstand der Ultraschallsonde zum Drucksensoren-Riegelement zu bestimmen. Dann wurde der Durchfluss schrittweise erhöht. Bei jedem Durchfluss wurde eine Messung (60 s, 1000 Hz) gemacht. Für den Durchfluss  $Q = 110$  l/s im instabilen Regime wurden mehrere Messungen durchgeführt. Für den höchsten getesteten Durchfluss  $Q = 170$  l/s wurden zwei verschiedene Messungen gemacht. Dann wurde der Abfluss wieder schrittweise abgesenkt. Wieder wurden bei  $Q = 110$  l/s mehrere Messungen aufgezeichnet. Schließlich wurde wieder eine 0 l/s-Messungen durchgeführt um überprüfen zu können, ob die gemessenen Drücke dieser Messung mit jener am Beginn der Messreihe übereinstimmen. Diese Überprüfung war notwendig, da sich die Sensoren als äußerst sensibel gegenüber einem Mediumwechsel Luft-Wasser verhielten.

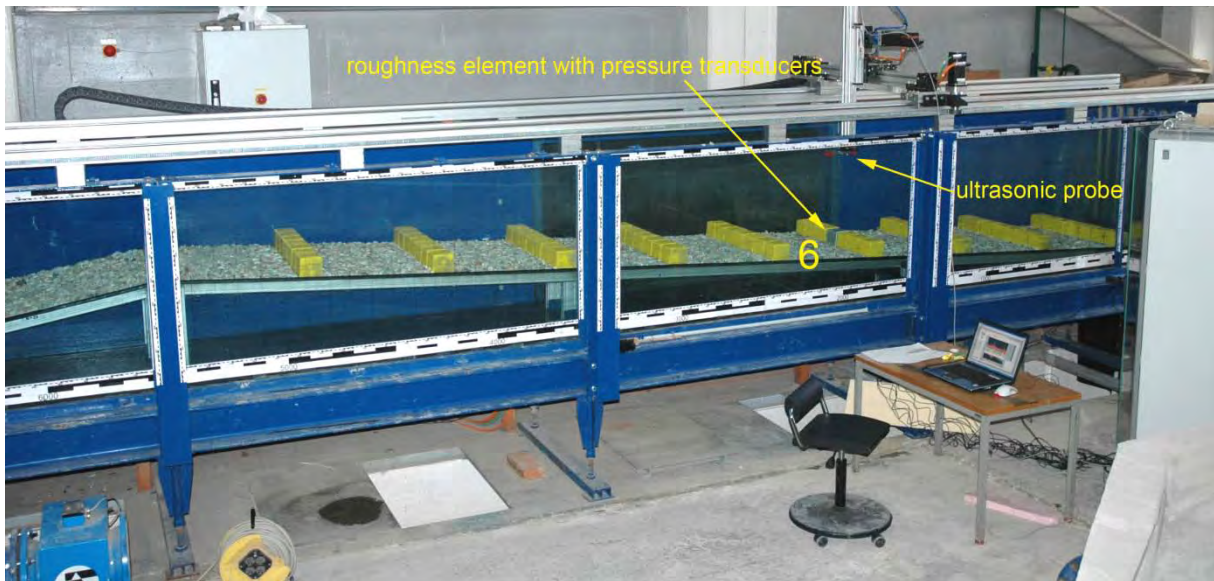


Abbildung 6.50 Druckmessungen: Versuchsaufbau, 6. Becken eingezeichnet

Dem Durchfluss  $Q = 110 \text{ l/s}$  im instabilen Fließregime wurde besondere Aufmerksamkeit geschenkt. Wenn dieser Durchfluss von einem niedrigeren Durchfluss eingestellt wurde, herrschte in allen Riegel-Becken-Einheiten Tumbling Flow. Per Hand konnte jedoch in jedem Becken entweder Tumbling Flow oder Rapid Flow erzeugt werden. Dies ergab viele Kombination von Fließregimen in den einzelnen Becken. Im Zuge der Messauswertung stellte sich jedoch heraus, dass nur das Fließregime im 6. Becken die Druckverteilung um den Messriegelstein des 7. Riegels bestimmt. Das Fließregime in allen anderen Becken hat auf die Druckverteilung keinen Einfluss (Abbildung 6.50).

### Versuchsprogramm

Messreihe	75 l/s	110 l/s TF <sup>+</sup>	110 l/s RF <sup>+</sup>	150 l/s	170 l/s	Gesamt
1	2	3	4	2	2	13
2	2	2	3	2	2	11
3	2	1	5	2	2	12
4	2	0	6	2	2	12
5	2	0	6	2	2	12
6	2	2	5	2	2	13
7	2	0	8	2	2	14
8	2	0	6	2	2	12
9	0	4	2	1	0	7
<b>Gesamt</b>	<b>16</b>	<b>12</b>	<b>45</b>	<b>17</b>	<b>16</b>	<b>106</b>

<sup>+</sup> Fließregime im 6. Becken, beliebiges Fließregime in den anderen Becken

Tabelle 6.6 Anzahl der Druckmessungen pro Messreihe und Abfluss (nicht in der Tabelle: 0 l/s-Messungen)

Insgesamt wurden 106 Messungen in 9 verschiedenen Messreihen durchgeführt (Tabelle 6.6).

### Allgemeine Ergebnisse

Generell fluktuiert das Drucksignal an der strömungszugewandten Seite (upstream face) viel stärker als das der strömungsabgewandten Seite (downstream face) (Abbildung 6.51, Abbildung 6.52). Das Drucksignal der strömungsabgewandten Seite fluktuiert kaum. Die beiden Sensoren der seitlichen Flächen liefern schwache Fluktuationen (Abbildung 6.54). Je stärker die Fluktuation der Sensoren der strömungszugewandten Seite, desto näher liegt dieser Sensor beim Wasserspiegel (Abbildung 6.51). Sensor Nummer 12 (Top-Seite, nahe der strömungszugewandten Seite) und Sensor Nummer 1 (am höchsten positionierter Sensor der strömungszugewandten Seite) sind die am stärksten fluktuiierenden Sensoren (Abbildung 6.51, Abbildung 6.53). Sensor Nummer 12 hat höhere Fluktuationen als Sensor Nummer 13, der wiederum stärker als Sensor Nummer 14 fluktuiert (Abbildung 6.53).

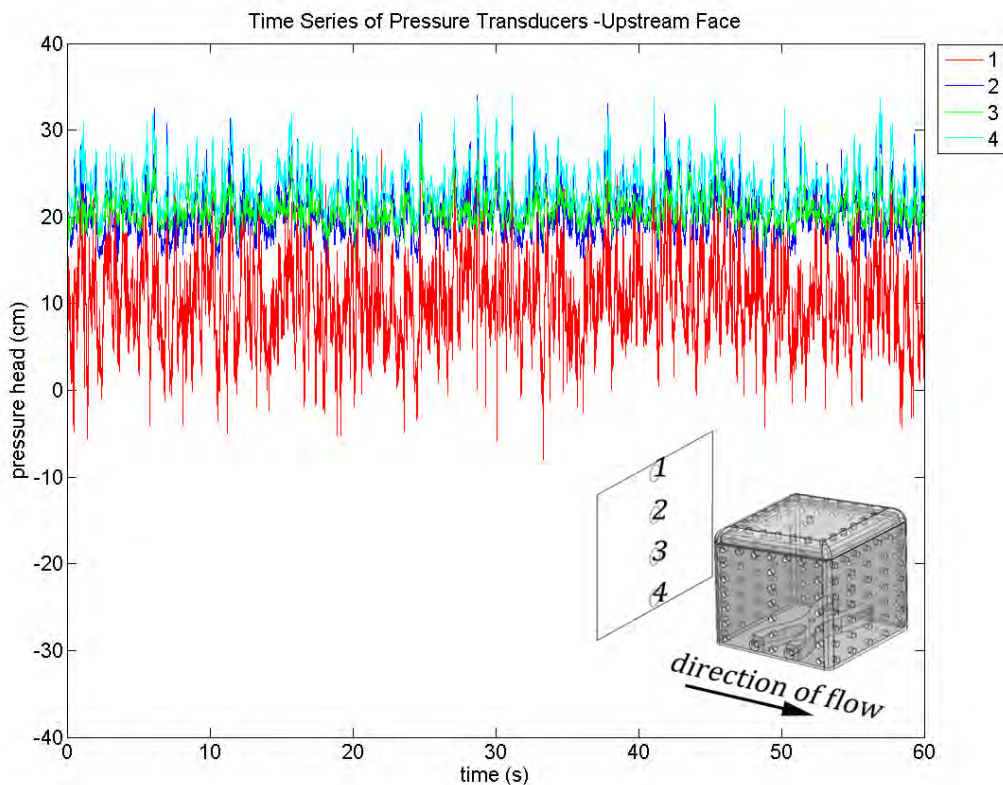


Abbildung 6.51 Charakteristische Druck-Zeitreihe, strömungszugewandte Seite

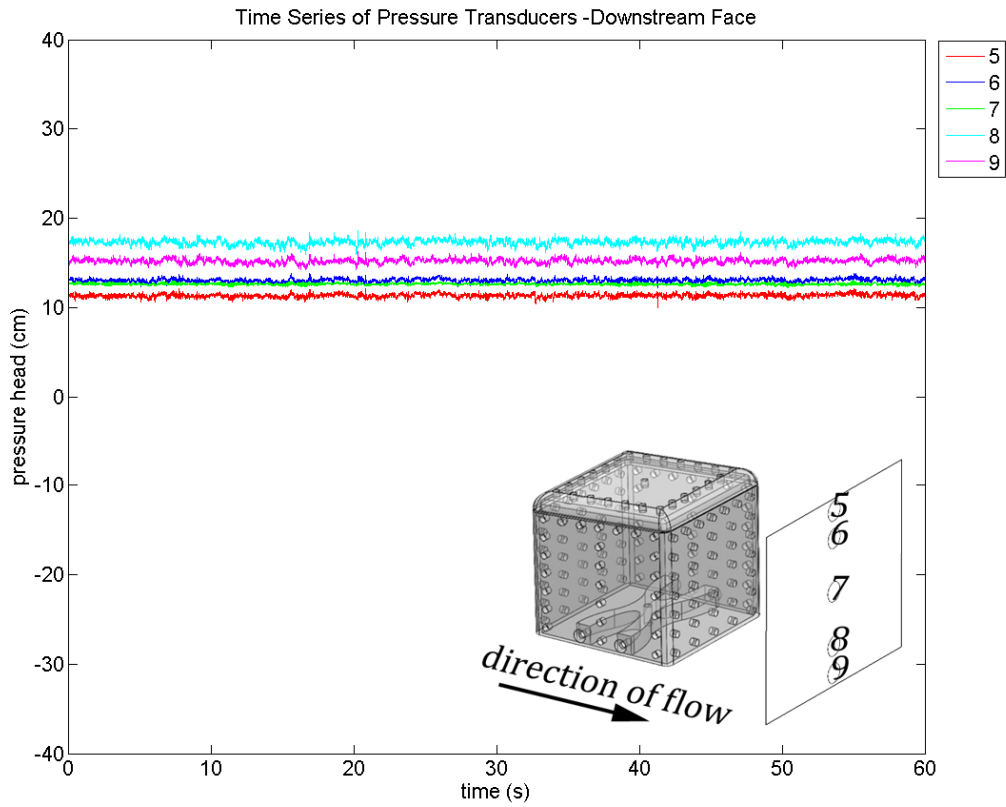


Abbildung 6.52 Charakteristische Druck-Zeitreihe, strömungsabgewandte Seite

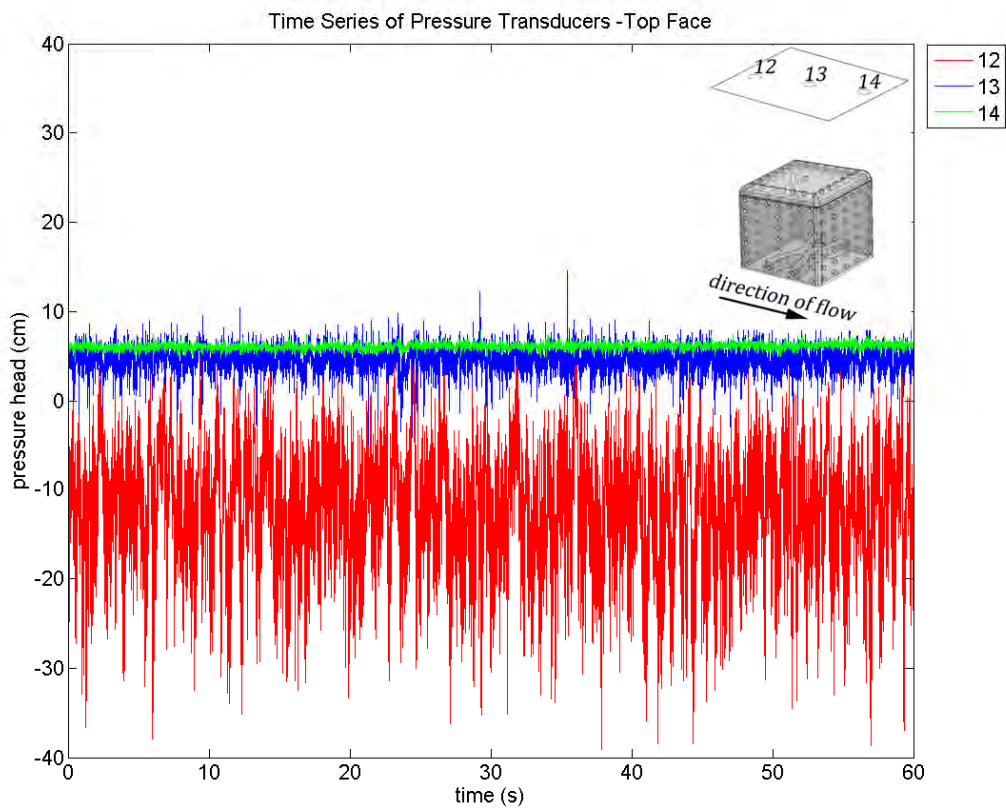


Abbildung 6.53 Charakteristische Druck-Zeitreihe, Top-Seite

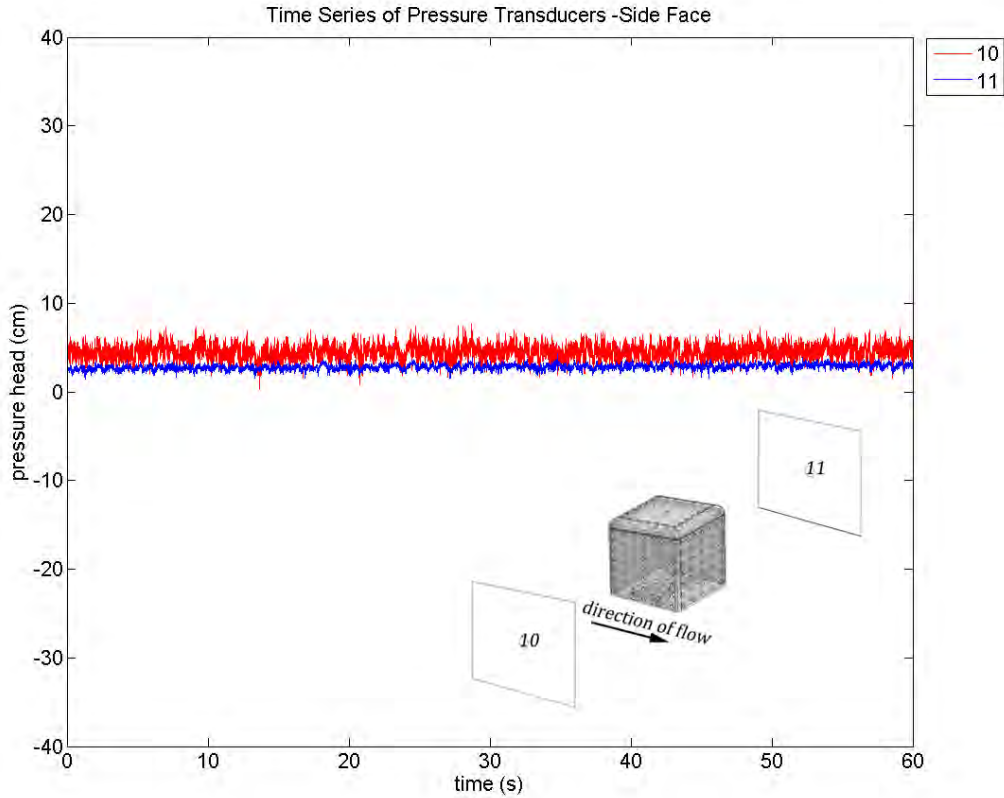


Abbildung 6.54 Charakteristische Druck-Zeitreihe, seitliche Flächen

Das Drucksignal eines Sensors und einer Messung ist tendenziell normalverteilt. Eine Fourier-Analyse des Signal liefert schwache Periodizitäten für Frequenzbereiche  $< 5$  Hz (Details in Geiger, 2010).

Für jeden Drucksensor  $i$  und jeden der 5 getesteten Fließregime  $r$  wurde eine mittlere Druckhöhe  $\overline{p_{i,r}}$  und ihre Standardabweichung  $\overline{\sigma_{i,r}}$  berechnet.

**Mittlere totale  
Druckhöhe pro Sensor  
und Fließregime**

$$\overline{p_{i,r}} = \frac{1}{9 \cdot n_{i,r,j} \cdot 60000} \cdot \sum_{j=1}^9 \sum_{k=1}^{n_{j,r}} \sum_{l=1}^{60000} p_{i,r,j,k,l} \quad 6-9$$

**Standardabweichung  
der mittleren, totalen  
Druckhöhe**

$$\overline{\sigma_{i,r}} = \max_{j=1..9, k=1..n_{j,r}} \sigma_{i,r,j,k} \quad 6-10$$

- $p_{i,r,j,k,l}$   $l$ -ter Druckwert der Messung  $k$  von Messreihe  $j$  für Fließregime  $r$  und Sensor  $i$   
 $\sigma_{i,r,j,k}$  Standardabweichung der Messung  $k$  von Messreihe  $j$  für Fließregime  $r$  und Sensor  $i$   
 $n_{j,r}$  Anzahl der Messungen für Messreihe  $j$  und Fließregime  $r$

Die mittlere Wassertiefe  $y_{step}$  über Sensor 13 wurde analog zu Gleichung 6-9 berechnet. Die hydrostatische Druckhöhe von Sensor  $i$  ist die Summe aus  $y_{step}$  und Vertikalabstand  $h_{i,13}$  zwischen Sensor  $i$  und Sensor 13:

Abbildung 6.55 - Abbildung 6.59 zeigen die mittlere Druckverteilung (Gleichung 6-9) um das Riegelement für die 5 getesteten Fließregime. Die totale Druckhöhe (hydrostatischer und dynamischer Anteil) in mm ist normal auf die Messebene eingezeichnet. Die positive Richtung zeigt dabei nach außen. Der Balken um die totale hydrostatische Druckhöhe zeigt die mittlere Standardabweichung der Druckmessung gemäß Gleichung 6-10 an. Der Balken um die hydrostatische Druckhöhe entspricht der mittleren Standardabweichung der Wasserspiegelmessung (Gleichung 6-10). Die mittlere Sohlage der Kiesplatten, die mit 15 mm angenommen wurde, ist ebenfalls eingezeichnet. Zwei Drucksensoren (jeweils einer auf der strömungszu- bzw. strömungsabgewandten Seite) befanden sich unterhalb dieser mittleren Sohlage.

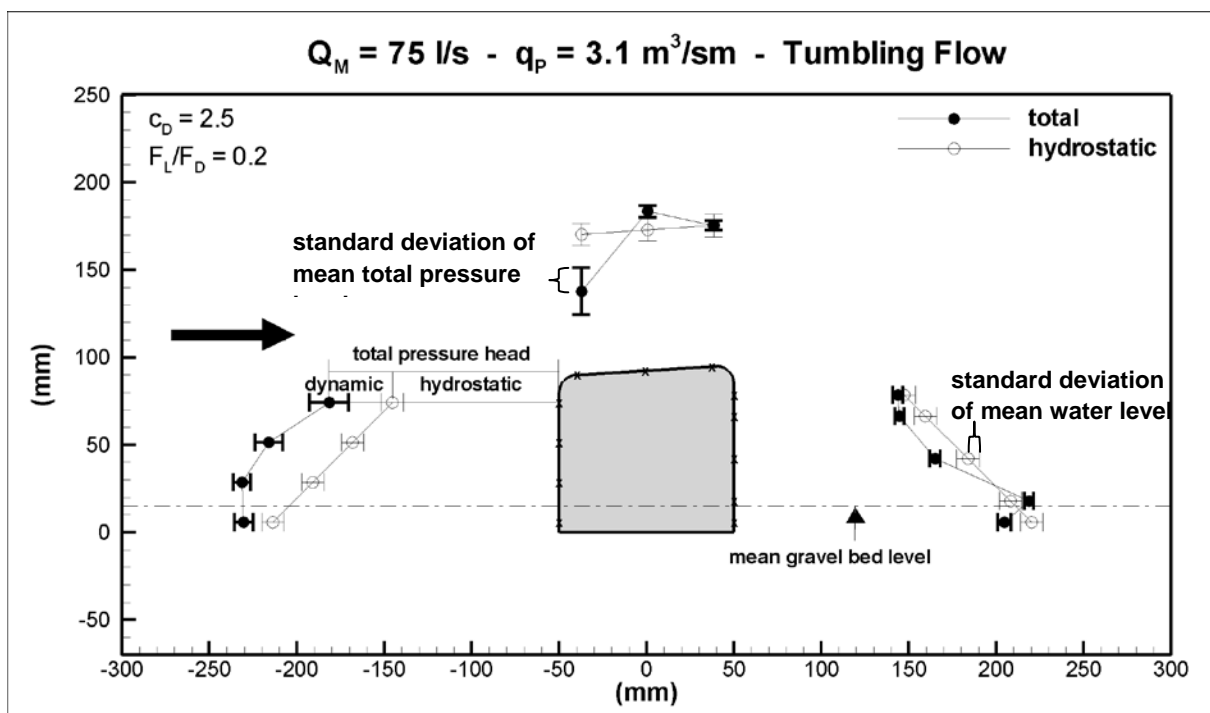


Abbildung 6.55 Mittlere totale Druckhöhe um ein Riegelement,  $q_p = 3.1 \text{ m}^3/\text{sm}$ , Tumbling Flow

Für das Tumbling Flow Regime, das deutlich unter dem Übergangsabfluss liegt (Abbildung 6.55), ist der dynamische Anteil auf der halben effektiven Riegelhöhe auf der strömungszugewandten Seite am größten. Die Druckverteilung auf der strömungsabgewandten Seite ist im Wesentlichen hydrostatisch mit einer leichten Tendenz etwas niedriger zu sein als der hydrostatische Anteil, d.h. dass die Strömung einen Sog erzeugt. Auf der Top-Seite nahe der strömungszugewandten Seite (Sensor 12) liegt die totale Druckhöhe deutlich unter der hydrostatischen Druckhöhe. In dieser Region teilt sich die Strömung in eine abwärts gerichtete Komponente und eine Hauptströmung über die Riegeloberkante.

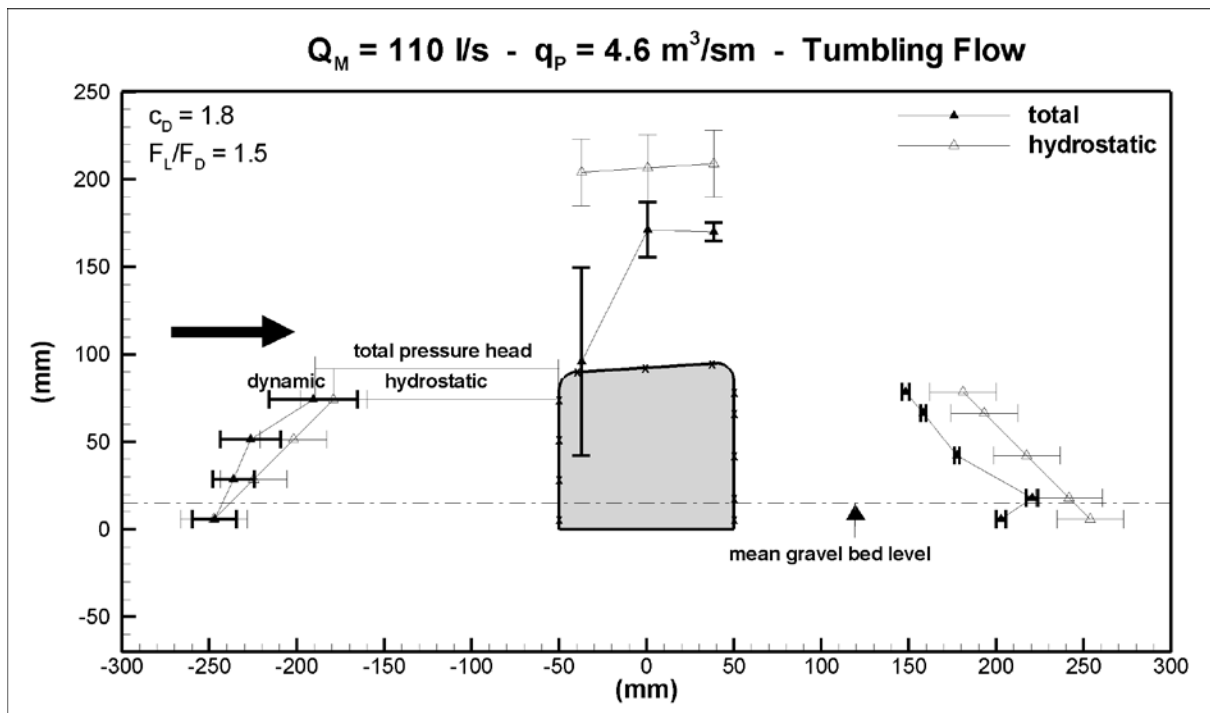


Abbildung 6.56 Mittlere totale Druckhöhe um ein Riegeelement,  $q_p = 4.6 \text{ m}^3/\text{sm}$ , Tumbling Flow

Für das Tumbling Flow Regime beim Übergangsabfluss (Abbildung 6.56) ist der dynamische Druckanteil auf der strömungszugewandten Seite kleiner als beim niedrigeren Tumbling Flow Abfluss (Abbildung 6.55). Die Druckverteilung auf der strömungsabgewandten Seite verhält sich grundsätzlich hydrostatisch, liegt aber tendenziell unter dem hydrostatischen Anteil. Der Sog, den die Strömung erzeugt ist größer als beim niedrigeren Tumbling Flow Abfluss (Abbildung 6.55). Auf der Top-Seite verstärkt sich der Trend, der schon in Abbildung 6.55 beschrieben wurde.

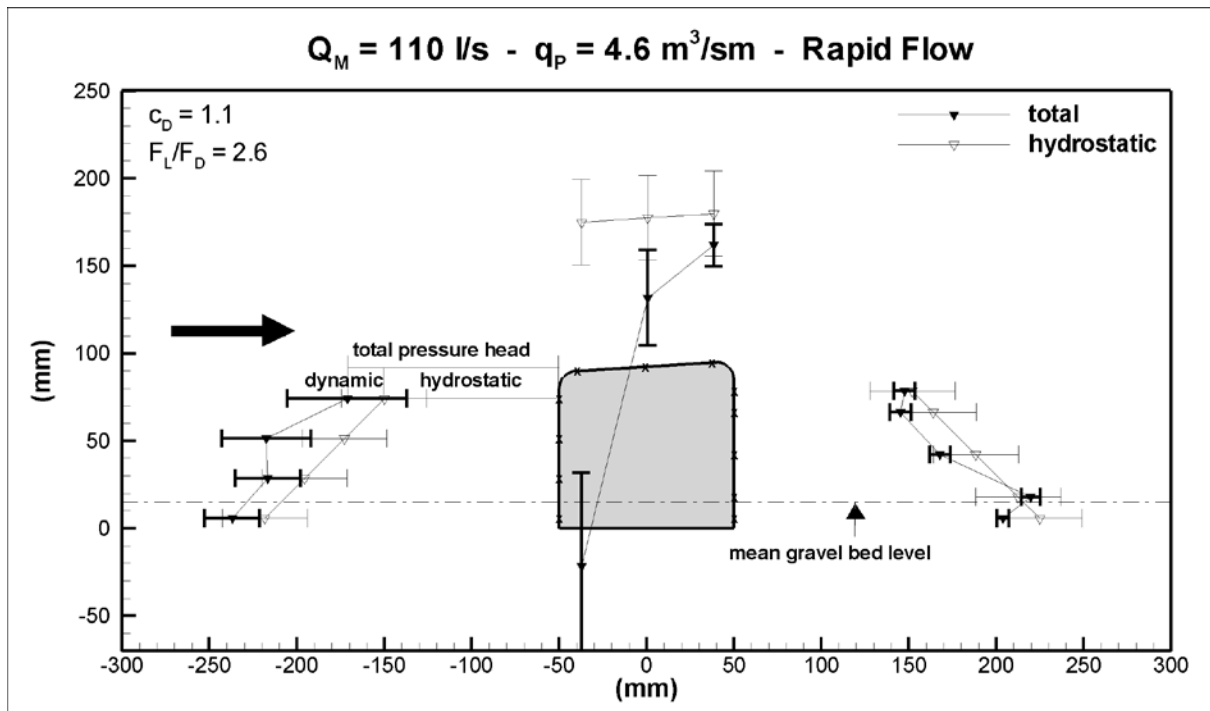


Abbildung 6.57 Mittlere totale Druckhöhe um ein Riegeelement,  $q_p = 4.6 \text{ m}^3/\text{sm}$ , Rapid Flow

Für das Rapid Flow Regime beim Übergangsabfluss (Abbildung 6.57) ist der dynamische Druckanteil der strömungszugewandten Seite größer als beim gleichen Abfluss im Tumbling Flow Regime (Abbildung 6.56). Die Druckverteilung der strömungsabgewandten Seite ist im Wesentlichen hydrostatisch mit einer Tendenz unter dem hydrostatischen Druckanteil zu liegen. Auf der Top-Seite verstärkt sich der Trend, der sich in Abbildung 6.56 zeigt, noch weiter. Der totale Druck von Sensor 12 liegt unterhalb des Umgebungsluftdrucks.

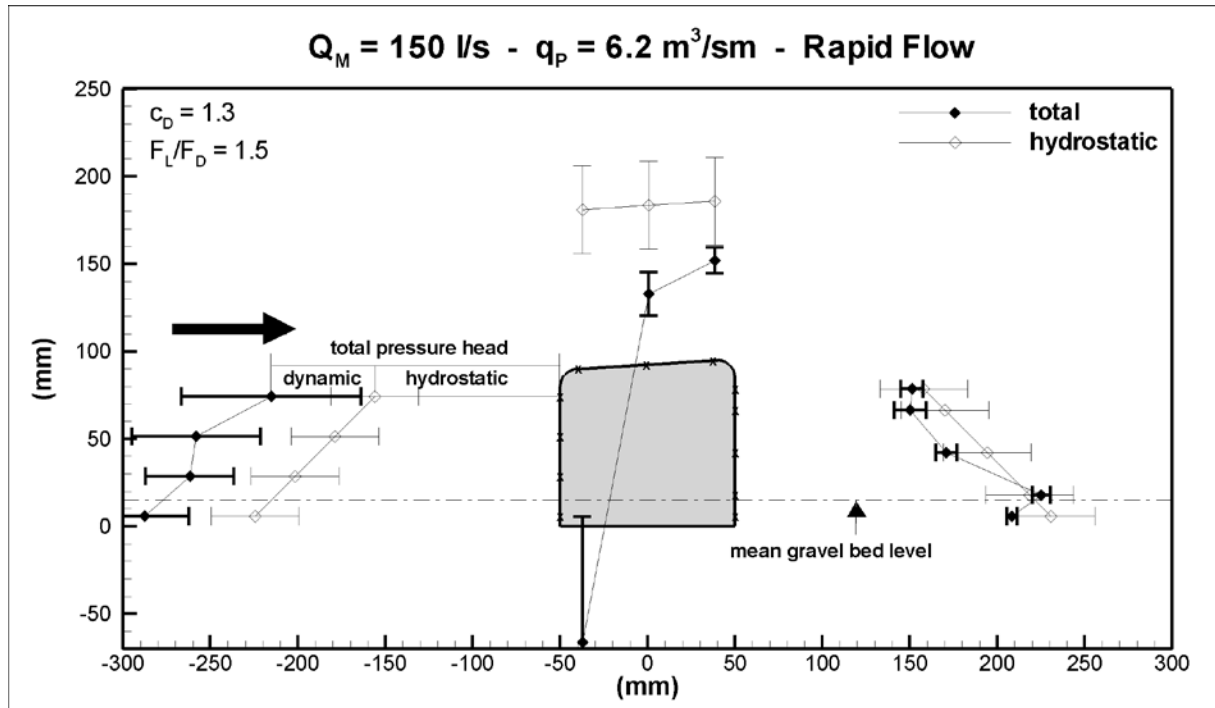


Abbildung 6.58 Mittlere totale Druckhöhe um ein Riegeelement,  $q_p = 6.2 \text{ m}^3/\text{sm}$ , Rapid Flow

Für das Rapid Flow Regime  $q_p = 6.2 \text{ m}^3/\text{sm}$  (Abbildung 6.58) steigt der dynamische Druckanteil der strömungszugewandten Seite signifikant verglichen mit dem Rapid Flow beim Übergangsabfluss (Abbildung 6.57). Die Druckverteilung der strömungsabgewandten Seite ist grundsätzlich hydrostatisch. Auf der Top-Seite verstärkt sich der Trend von Abbildung 6.57 noch weiter. Der negative totale Druck von Sensor 12 ist größer als für den höheren Rapid Flow Abfluss  $q_p = 7.1 \text{ m}^3/\text{sm}$  (Abbildung 6.59).



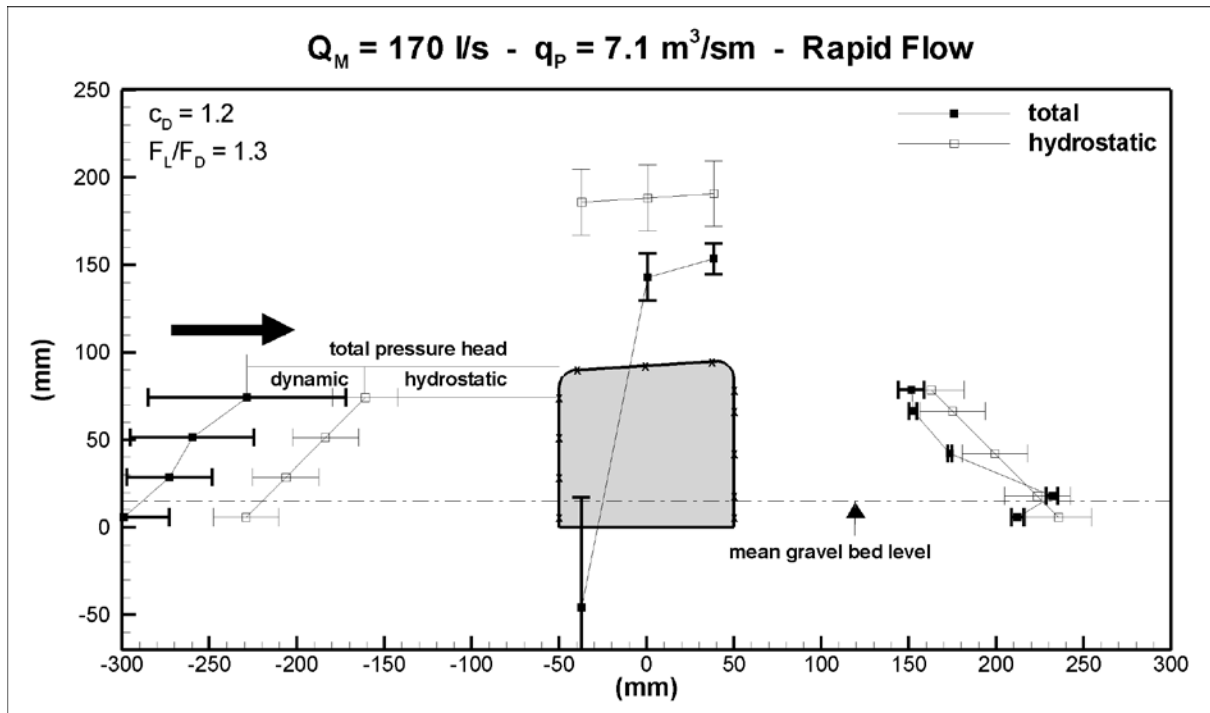


Abbildung 6.59 Mittlere totale Druckhöhe um ein Riegeelement,  $q_p = 7.1 \text{ m}^3/\text{sm}$ , Rapid Flow

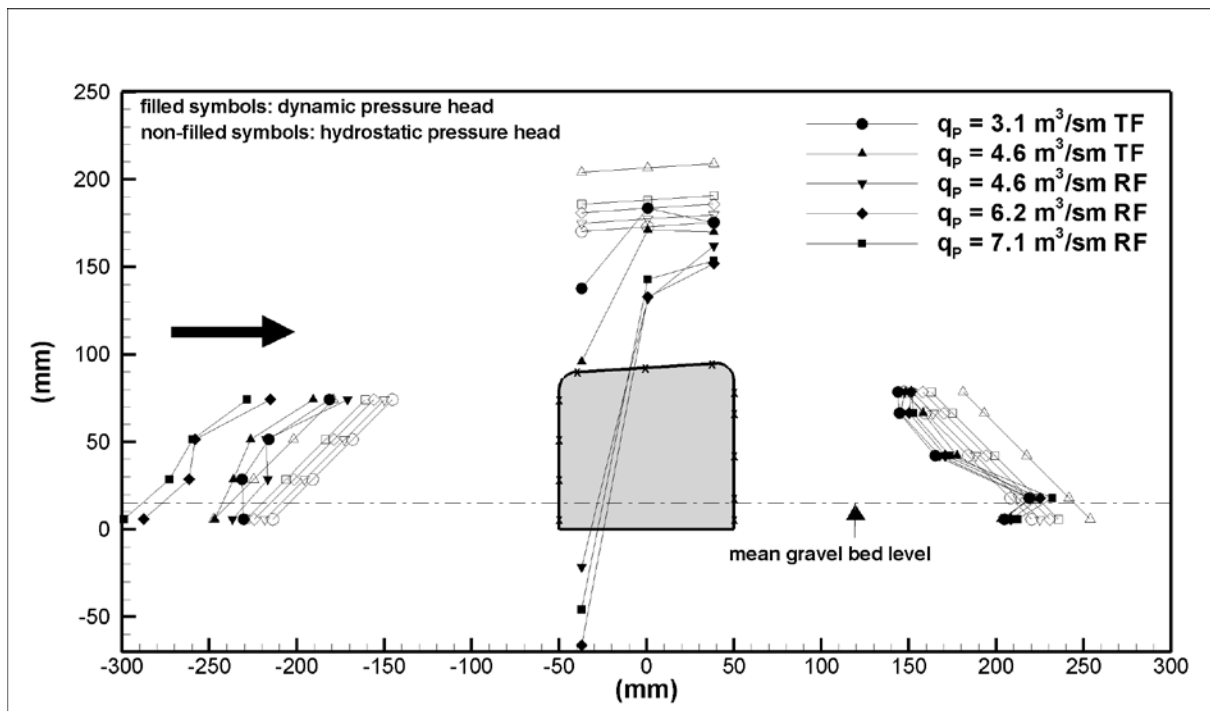


Abbildung 6.60 Mittlere totale Druckhöhe für alle getesteten Fließregime

Ein interessantes Ergebnis ist die Tatsache, dass die Druckverteilung der strömungsabgewandten Seite für alle 5 getesteten Fließregime nahezu ident ist (Abbildung 6.60). Dieser Trend gilt, wenn auch weniger ausgeprägt, für den dynamischen Druckanteil allein (Abbildung 6.61). Darüberhinaus ist die Druckverteilung der strömungsabgewandten Seite für alle Fließregime qualitativ gleich: Die einzige Position, an dem der totale Druck den hydrostatischen Anteil übersteigt liegt unmittelbar über der mittleren Sohlage.

Mit Ausnahme des Tumbling Flow Regimes beim Übergangsabfluss ( $q_p = 4.6 \text{ m}^3/\text{sm}$ ) ist die Druckverteilung der strömungsabgewandten Seite im Prinzip hydrostatisch mit einer Tendenz, kleiner zu sein als der hydrostatische Anteil, d.h. dass die Strömung einen Sog erzeugt. Für das Tumbling Flow Regime beim Übergangsabfluss liegt die totale Druckverteilung der strömungsabgewandten Seite deutlich unter dem hydrostatischen Druckanteil. Gleichzeitig ist auch der dynamische Druckanteil der strömungszugewandten Seite von allen Fließregimen am geringsten (Abbildung 6.61).

Wie aus Abbildung 6.61 ersichtlich, ist die dynamische Druckverteilung der strömungszugewandten Seite für beide getesteten Tumbling Flow Abflüsse qualitativ gleich. Dasselbe gilt für die Verteilungen der der Rapid Flow Varianten. Der dynamische Druckanteil der beiden Fließregime beim Übergangsabfluss ( $q_p = 4.6 \text{ m}^3/\text{sm}$ ) ist kleiner als beim niedrigen Tumbling Flow Abfluss  $q_p = 3.1 \text{ m}^3/\text{sm}$ . Ein Vergleich der dynamischen Druckverteilung der höchsten beiden gemessenen Rapid Flow Varianten zeigt, dass die dynamische Belastung dieser Varianten kaum unterscheidet. Der negative Druck der Top-Seite (Sensor 12) ist sogar für den niedrigeren Rapid Flow Abfluss  $q_p = 6.2 \text{ m}^3/\text{sm}$  (Abbildung 6.60) größer. Dies unterstützt die Hypothese, dass die Belastung auf den Riegel abnimmt, sobald sich die Strömung im stabilen Rapid Flow Regime befindet, da die Hauptströmung über die Riegeloberkanten schießt.

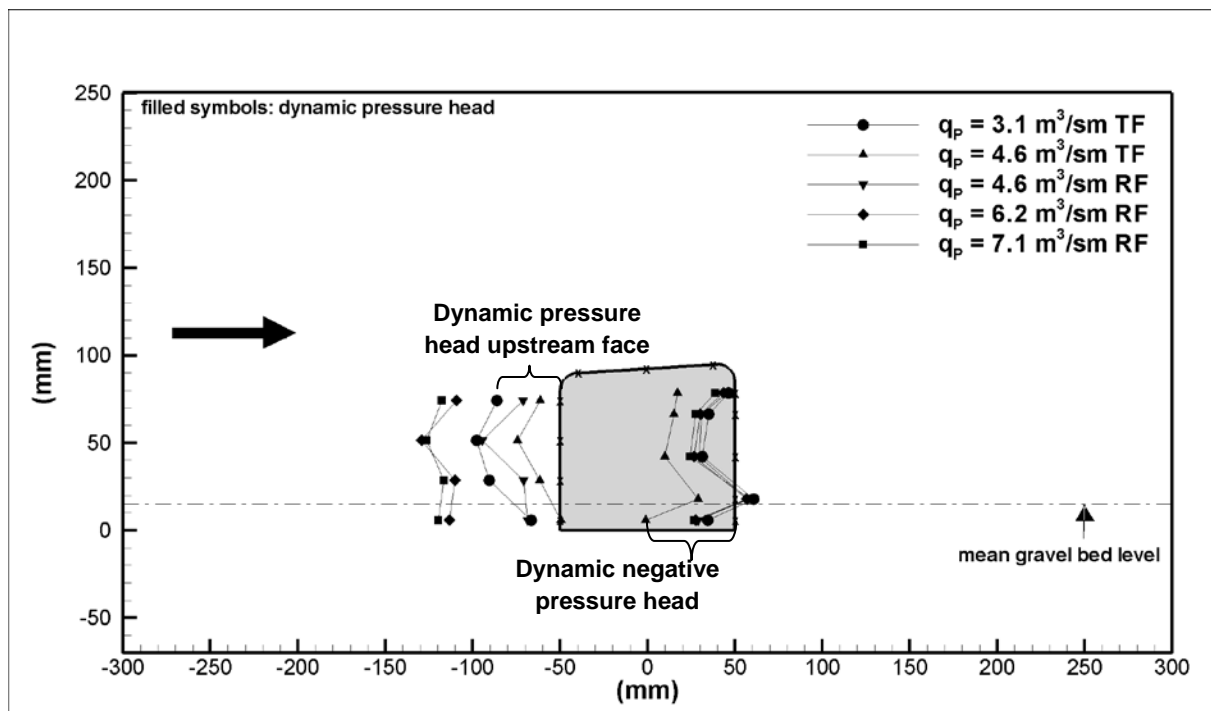


Abbildung 6.61 Mittlere dynamische Druckhöhe für alle getesteten Fließregime

### Kräfte und Widerstandsbeiwert

Die durchgeführten Druckmessungen erlauben die Berechnung der auftretenden Widerstands- und Liftkräfte auf das Riegelement samt ihren zugehörigen Widerstands- und Liftbeiwerten.

Es bezeichne  $c_D, c_L, v_a, A_D, A_L$  und  $V$  Widerstandsbeiwert (-), Liftbeiwert (-), Anströmgeschwindigkeit (m/s), Referenzfläche normal auf die jeweilige Krafrichtung (m<sup>2</sup>) and Volumen (m<sup>3</sup>) des Riegelements. Weiters seien  $\rho_W, \rho_S$  und  $\varphi$  die Dichte des Wassers (kg/m<sup>3</sup>), die Dichte des Riegelements (kg/m<sup>3</sup>) und der Ruhwinkel (Grad). Dann setzt man die Kräfte (N), die auf das Riegelement wirken, wie folgt an:

- Widerstandskraft:  $F_D = c_D \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v_a^2 \cdot A_D$
- Liftkraft:  $F_L = c_L \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v_a^2 \cdot A_L$
- Gewichtskraft:  $F_W = \rho_S \cdot g \cdot V$
- Auftrieb:  $F_B = \rho_W \cdot g \cdot V$
- Sohlereibung:  $F_R = (F_W - F_B - F_L) \cdot \tan \varphi$

Um die Lesbarkeit zu erhöhen, wird die in Gleichung 6-2 definierte mittlere totale Druckhöhe  $\overline{p_{i,r}}$  des Sensors  $i$  und des Fließregimes  $r$  für den Rest des Berichts mit  $p_i$  bezeichnet und wird in Pascal (Pa) angegeben.

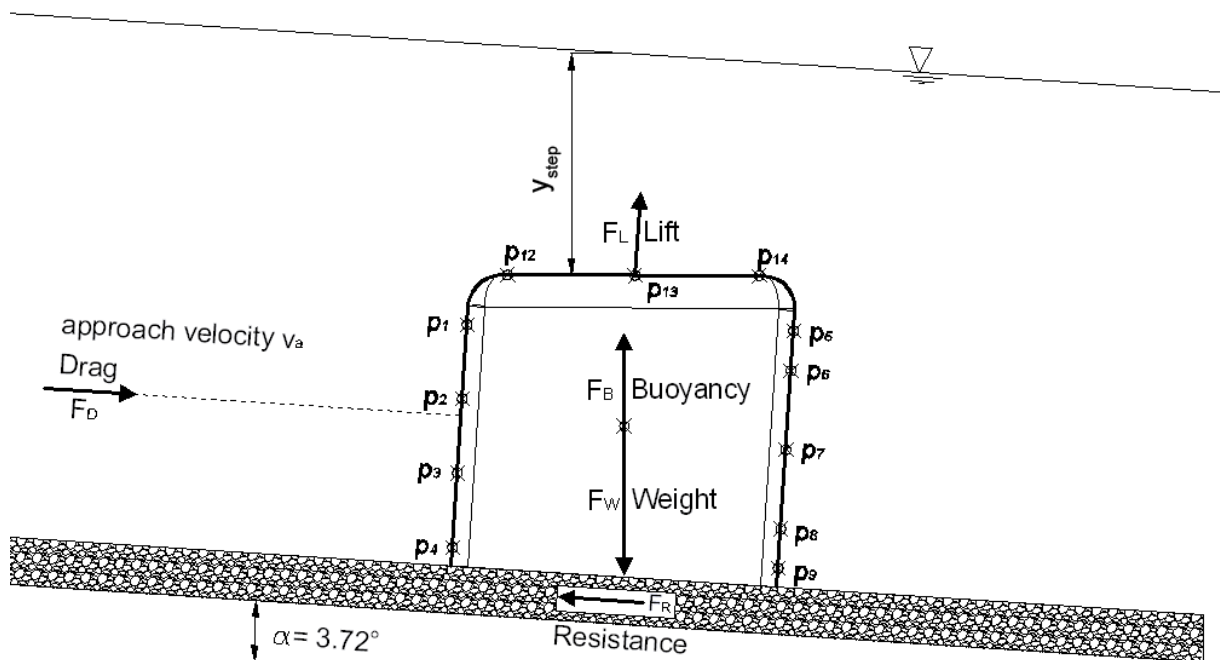


Abbildung 6.62 Kräfte, die auf das Riegelement wirken, gemessene Parameter  $p_1 - p_{14}, y_{step}$ , die sich auf den Seitenflächen befindlichen Drucksensoren 11 und 12 sind nicht eingezeichnet

Die Druckmessungen liefern für jedes getestete Fließregime an 14 Positionen mittlere Totaldrücke  $p_1 \dots p_{14}$  und die mittlere Wassertiefe über dem Riegel  $y_{step}$ . Die Referenzflächen  $A_D$  und  $A_L$  haben eine Flächeninhalt von  $K \cdot 0.1$  und  $0.1 \cdot 0.1$  m<sup>2</sup>.  $K = 0.095$  m bezeichnet die Höhe des Riegelements. Die

Breite des Riegelements beträgt 0.1 m. Aus den genannten Parametern können nun die Widerstandskraft und die Liftkraft für jedes Fließregime wie folgt berechnet werden:

$$\text{Widerstandskraft (N)} \quad F_D = \left[ \sum_{i=1}^4 w_i \cdot p_i / \sum_{i=1}^4 w_i - \sum_{i=5}^9 w_i \cdot p_i / \sum_{i=5}^9 w_i \right] \cdot A_D \quad 6-12$$

$$\text{Liftkraft (N)} \quad F_L = (p_{12} + p_{13} + p_{14} - \rho \cdot g \cdot y_{step}) \cdot A_L \quad 6-13$$

$$\text{Verhältnis von Lift- zu Widerstandskraft (-)} \quad F_L/F_D \quad 6-14$$

$w_i$  Gewicht (Wirkbereich) des i.-ten Sensors für die Integration des Drucks (Abbildung 6.63)

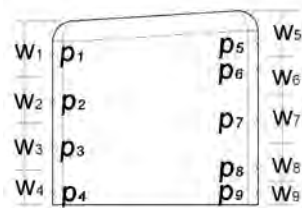


Abbildung 6.63 Gewichtete Integration des Drucks

Von den nach Gleichungen 6-12 und 6-13 berechneten Widerstands- und Liftkräften und der berechneten Anströmgeschwindigkeit  $v_a$  (Gleichung 6-15,  $q_M$  bezeichnet den spezifischen Abfluss im Modell in  $m^3/sm$ ) kann der dimensionlose Widerstandsbeiwert  $c_D$  mithilfe des Widerstandskraft-Ansatzes berechnet werden.

$$\text{Mittlere Anströmgeschwindigkeit (m/s)} \quad v_a = q_M / (K + y_{step}) \quad 6-15$$

$$\text{Widerstandsbeiwert (-)} \quad c_D = F_D \cdot \frac{2}{\rho \cdot v_a^2 \cdot A_D} \quad 6-16$$

Tabelle 6.7 fasst die für jedes Fließregime berechneten Parameter zusammen. Die grau markierten Zellen kennzeichnen das Fließregime beim Übergangsabfluss. Wie bereits beschrieben, konnte für den Übergangsabfluss  $Q_M = 110 l/s$  sowohl der Tumbling als auch der Rapid Flow durch Manipulation hergestellt werden. Das angegebene Regime (Tumbling oder Rapid) für den Übergangsabfluss bezieht sich auf das Regime im 6. Becken. Das in allen anderen Becken herrschende Regime war irrelevant, da es die Druckverteilung des Mess-Riegelements nicht beeinflusste.

Mit Ausnahme des niedrigen Tumbling Flow Regimes haben alle getesteten Regime ein Verhältnis  $F_L/F_D$ , das größer als 1 ist, was bedeutet, dass die Liftkraft größer als die von der Strömung erzeugte Widerstandskraft ist! Dieses Verhältnis ist für den Übergangsabfluss im Rapid Flow Regime besonders groß, nämlich  $F_L/F_D = 2.6$ . Darüberhinaus ändern sich Art und Intensität der Belastung zwischen Tumbling Flow und Rapid Flow beim Übergangsabfluss beträchtlich: Ein Umschlagen der

Strömung von Tumbling Flow auf Rapid Flow ist durch einen plötzlichen Anstieg der Liftkraft bei gleichzeitiger Abnahme der Widerstandskraft gekennzeichnet. Mit Ausnahme des Fließregimes  $Q_M = 110 \text{ l/s} - \text{RF}$  sinkt der Widerstandsbeiwert mit steigendem Abfluss. Für das Rapid Flow Fließregime wird das Verhältnis  $F_L/F_D$  mit steigendem Durchfluss kleiner.

Fließregime		TF	TF <sup>+</sup>	RF <sup>++</sup>	RF	RF
Modell-Abfluss (l/s)	$Q_M$	75	110		150	170
Spezifischer Natur-Abfluss (m <sup>3</sup> /sm)	$q_P$	3.1	4.6	4.6	6.2	7.1
Liftkraft (N)	$F_L$	0.7	6.0	8.5	10.9	10.3
Widerstandskraft (N)	$F_D$	3.8	4.1	3.3	7.1	7.7
Verhältnis Lift- zu Widerstandskraft (-)	$F_L/F_D$	0.2	1.5	2.6	1.5	1.3
Widerstandsbeiwert (-)	$c_D$	2.5	1.8	1.1	1.3	1.2
+ Übergangsabfluss, gerade noch Tumbling Flow im 6. Becken						
++ Übergangsabfluss, bereits Rapid Flow im 6. Becken						

Tabelle 6.7 Lift- und Widerstandskraft und deren Verhältnis, Widerstandsbeiwert berechnet aus den Druckmessungen für jedes der 5 getesteten Fließregime

Wie in Kapitel 2.2 (S.3 ff.) beschrieben, gibt Morris empirische Formel für den Widerstandsbeiwert  $c_D$  für zwei verschiedenen Riegelquerschnitte an: quadratischer Querschnitt und Rechteck mit aufgesetztem Dreieckselement (Abbildung 6.64). In Tabelle 6.8 sind die nach Morris' Formeln 2-7 und 2-8 berechneten Widerstandsbeiwerte den experimentell bestimmten Widerstandsbeiwerten der vorliegenden Studie gegenübergestellt. Sowohl im Experiment als auch bei Morris' Formeln nimmt der Widerstandsbeiwert mit steigendem Abfluss ab. Morris' berechnete Werte für das quadratische Riegelement liegen deutlich über den experimentell bestimmten Widerstandsbeiwerten. Die Unterschiede können teilweise durch unterschiedliche Kantenformen erklärt werden, die einmal (Morris) scharfkantig und einmal (aktuelle Studie) abgerundet sind. Letztere setzen der Strömung weniger Widerstand entgegen. Das Hauptproblem ist jedoch vermutlich die Tatsache, dass Morris nie so hohe Riegelemente ( $K = 95 \text{ mm}$ ) getestet hat, wie in der vorliegenden Studie. Die Formel 2-7 wird also außerhalb des experimentellen Bereichs angewendet, für den sie hergeleitet wurde.

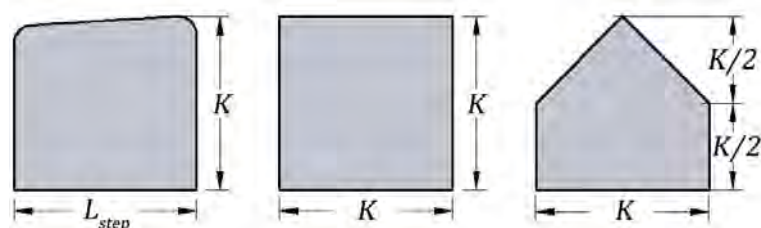


Abbildung 6.64 Querschnitt der Riegelemente: vorliegende Studie (links), Morris – quadratisch (Mitte), Morris – aufgesetztes Dreieck (rechts)

Die Formel 2-8 für die Querschnittsform mit dem aufgesetzten Dreieck stimmt mit den experimentell bestimmten Widerstandsbeiwerten wesentlich besser überein, auch wenn die Formel größere Beiwerte liefert. Wieder ist eine mögliche Erklärung, dass die einzige von Morris getestete Riegelhöhe zu Herleitung der Formel  $K = 2$  in betrug, was in etwa der halben Riegelhöhe der aktuellen Studie entsprach.

Fließregime		TF	TF <sup>+</sup>	RF <sup>++</sup>	RF	RF
Modell-Abfluss (l/s)	$Q_M$	75	110		150	170
Vorliegende Studie	$c_D$	2.5	1.8	1.1	1.3	1.2
Morris' Formel 2-7 – Quadrat	$c_D$	8.7	6.1	6.1	4.7	4.2
Morris' Formel 2-8 – aufgesetztes Dreieck	$c_D$	2.9	2.4	2.4	2.0	1.9
Morris' Formel 2-8 – aufgesetztes Dreieck, $I = 2.5\%$	$c_D$	2.1	1.7	1.7	1.5	1.4
+ Übergangsabfluss, gerade noch Tumbling Flow im 6. Becken						
++ Übergangsabfluss, bereits Rapid Flow im 6. Becken						

Tabelle 6.8 Vergleich der experimentell bestimmten Widerstandsbeiwerte der vorliegenden Studie mit jenen von Morris' Formeln 2-7 und 2-8

Da das Umschlagen von Tumbling Flow auf Rapid Flow spontan auftreten kann, muss dieser Fließübergang als sehr kritischer Lastfall betrachtet werden. Die Riegelemente waren in der vorliegenden Studie auf die Kunststoffplatten geschraubt, wodurch sie nicht weggespült werden konnten. Für die Natur-Pendelrampe entsprechen die Riegelemente großen Wasserbausteinen, die in die Sohle eingegraben sind. Die großen auftretenden Liftkräfte beim Fließübergang gefährden die Stabilität der Wasserbausteine.

### 6.13 Stabilität eines Riegels

Die experimentell bestimmten Wertepaare ( $c_D, F_L/F_D$ ) für die 5 verschiedenen Fließregime werden in diesem Kapitel dazu benutzt, um die erforderliche Steinmasse für eine Riegelrampe zu ermitteln. Ein Riegel besteht aus einem Hauptstein und zwei kleineren Kolksicherungssteinen ober- bzw. unterhalb des Hauptsteins. Dieser Riegelaufbau ergab sich im Modellversuch für eine Pendelrampe in der Großen Tulln (Sindelar 2009). Da kein Kolkkriterium für die Becken verfügbar ist, werden die Stabilitätsbetrachtungen für den Fall angestellt, dass die Becken komplett erodiert sind, und dass Steine eines Riegels vollständig der Strömung ausgesetzt sind.

Für die Stabilitätsbetrachtung wird als weitere Vereinfachung ein Riegel mit einem einzigen quaderförmigen Ersatzstein (anstatt einem Hauptstein und zwei Kolksicherungssteinen) modelliert. Er hat die Abmessungen  $l_{a,s} \times l_{b,s} \times l_{c,s}$  (horizontale Längs- x seitliche x vertikale Richtung). Weiters wird angenommen, dass das Becken zwischen zwei Riegeln komplett erodiert ist, sodass der Ersatzstein vollständig der Strömung ausgesetzt ist. Die Kräfte, die auf den Ersatzstein wirken, sind: Lift-, Widerstands-, Reibungs-, Gewicht- und Auftriebskräfte (Abbildung 6.65).

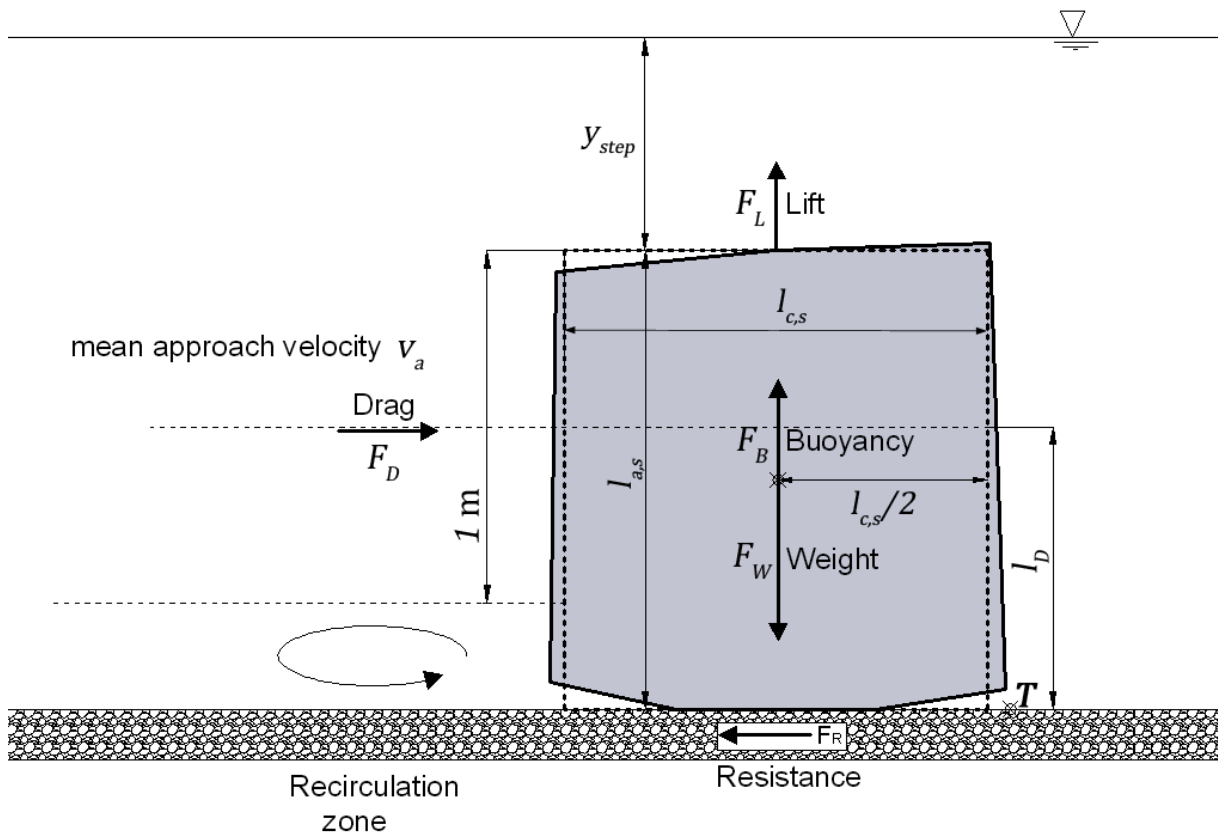


Abbildung 6.65 Kräfte die auf einen einzelnen Stein wirken, Längsschnitt

### Annahmen

- Aufgrund der geringen Rampenneigung  $\leq 3\%$  gilt:  $\cos \alpha \cong 1$
- Ruhewinkel der Sohle:  $\varphi = 30^\circ$
- Dichte des Wassers:  $\rho_W = 1000 \text{ kg/m}^3$
- Dichte des Wasserbausteins:  $\rho_S = 2650 \text{ kg/m}^3$
- Volumen des Wasserbausteins:  $V = l_{a,s} \cdot l_{b,s} \cdot l_{c,s} \text{ m}^3$
- Widerstandsbeiwert:  $c_D(-)$
- Liftbeiwert:  $c_L(-)$
- Referenzfläche ( $A_D \perp F_D$ ):  $A_D = l_{a,s} \cdot l_{b,s} \text{ m}^2$
- Referenzfläche ( $A_L \perp F_L$ ):  $A_L = l_{b,s} \cdot l_{c,s} \text{ m}^2$
- Mittlere Anströmgeschwindigkeit:  $v_a \text{ (m/s)}$

Dann sind die Kräfte (N), die auf den Einzelstein wirken wie folgt definiert:

- Widerstandskraft:  $F_D = \frac{1}{2} \cdot c_D \cdot \rho_W \cdot v_a^2 \cdot A_D$
- Liftkraft:  $F_L = \frac{1}{2} \cdot c_L \cdot \rho_W \cdot v_a^2 \cdot A_L$
- Gewichtskraft:  $F_W = \rho_S \cdot g \cdot V$
- Auftriebskraft:  $F_B = \rho_W \cdot g \cdot V$
- Reibungskraft:  $F_R = (F_W - F_B - F_L) \cdot \tan \varphi$

### **Annahmen basierend auf den Ergebnissen des Glasgerinneversuchs**

- Die Rezirkulationsströmung beginnt 1 m unterhalb der Steinoberkante, somit reduziert sich die Referenzfläche, die von der Hauptströmung beeinflusst ist:  $A_D = \min(l_{a,s}, 1) \cdot l_{b,s}$
- Die Widerstandskraft setzt 0.5 m unterhalb der Steinoberkante an, daher  $l_D = l_{a,s} - 0.5$  m (Abbildung 6.65)
- Im Tumbling Flow Regime beträgt die Froude-Zahl oberhalb des Stein:  $Fr_{step} = 1$
- Im Rapid Flow Regime beträgt die maximale Froude-Zahl oberhalb des Stein:  $Fr_{step} = 1.5$  (vgl. Abbildung 6.13)

Sind die mittlere Anströmgeschwindigkeit  $v_a$  und die Froude-Zahl über dem Stein  $Fr_{step}$  bekannt, kann man die Wassertiefe über dem Stein bestimmen:

**Wassertiefe  
über dem Stein**

$$y_{step} = v_a^2 \cdot \frac{Fr_{step}^2}{g} \quad 6-17$$

### **Theoretische Annahmen**

Für große Durchflüsse im Rapid Flow Regime und für tiefe Becken taucht die Hauptströmung nicht mehr bis zum Beckenboden ab. Stattdessen bildet sich am Beckenboden eine Walze mit horizontaler Achse in Querrichtung (Abbildung 6.65). Dieser Wirbel erzeugt eine Schubspannung an der Beckensohle, die jedoch nur indirekt mit dem Durchfluss zusammenhängt, da er von der Hauptströmung über die Riegeloberkanten getrennt ist. Volkart (1972) berichtet in seiner Arbeit über Querschwellen, dass der Beckenboden dem Wirbel für relativ hohe Abflüsse standhält, dann jedoch plötzlich versagt.

Die unten angegebenen Stabilitätskriterium werden unter folgender Annahme hergeleitet:

- Der Beckenboden erodiert nicht unterhalb der Riegelunterkanten (Abbildung 6.65)

Es ist kein Kriterium bekannt, um die Schubspannung, die der Beckenwirbel auf die Beckensohle ausübt, abschätzen zu können. Es ist weiters kein geeignetes Kolkkriterium verfügbar. Daher ist es nicht möglich, obige Annahme zu verifizieren. Um dieses Problem zu umgehen, wird gefordert, dass schon vor dem Übergangsabfluss ein Sedimenttransport von oberhalb der Rampe vorhanden ist.

### **Stabilitätskriterien**

Die Frage ist nun, wie man die Achsen bzw. die Masse des Einzelsteins bestimmen soll, um dessen Stabilität zu gewährleisten (Abbildung 6.65). Der Einzelstein kann an der Beckensohle abgleiten oder kippen. Um ihn am Abgleiten zu hindern, muss die maximale Reibungskraft der Sohle  $F_{R,max}$  größer sein als die von der Strömung verursachte Widerstandskraft  $F_D$  (Ungleichung 6-18). Es muss aber ebenso auf das Gleichgewicht der Momente geachtet werden. Das Moment um den Kippunkt T, das von den vertikalen Kräften, die auf den Einzelstein wirken, ausgeübt wird, muss das Produkt aus Widerstandskraft  $F_D$  und dem Normalabstand  $l_D$  vom Punkt T zur Wirkungslinie von  $F_D$  übersteigen (Ungleichung 6-19, Abbildung 6.65).



**Kräftegleichgewicht**  $F_D \leq (F_W - F_B - F_L) \cdot \tan \varphi$  6-18

**Momentengleichgewicht**  $F_D \cdot l_D \leq (F_W - F_B - F_L) \cdot l_{c,s}/2$  6-19

Wie im Kapitel 6.12 beschrieben, wurde die Druckverteilung um ein Riegeelement (entspricht einem Einzelstein) für 5 verschiedenen Fließregime (2 Tumbling Flow und 3 Rapid Flow Regime) bestimmt. Diese Messungen lieferten 5 Wertepaare  $(c_D, F_L/F_D)$ . Wählt man die Achsen des Einzelsteins  $l_{a,s}$ ,  $l_{b,s}$  und  $l_{c,s}$  und berücksichtigt man die Annahmen aus den vorigen Unterkapiteln, ist die Anströmgeschwindigkeit  $v_a$  die einzige Unbekannte in den Ungleichungen 6-18 und 6-19.

Es bezeichne  $v_{a,g}$  bzw.  $v_{a,t}$  die maximal zulässige Anströmgeschwindigkeit, um den Einzelstein am Abgleiten bzw. Kippen zu hindern.

Für jedes Wertepaar  $(c_D, F_L/F_D)$  werden nun die maximal zulässigen Anströmgeschwindigkeiten  $v_{a,g}$  und  $v_{a,t}$  berechnet, indem Gleichheit in 6-18 und 6-19 angenommen wird.

$v_{a,g}$  kann nicht explizit aus Gleichung 6-18 berechnet werden. Es muss ein geeigneter Algorithmus angewendet werden, um die implizite Gleichung zu lösen.  $v_{a,t}$  kann explizit durch Formelumformung aus Gleichung 6-19 ermittelt werden:

**Maximal zulässige Anströmgeschwindigkeit um das Kippen des Einzelsteins zu verhindern**

$$v_{a,t} = \sqrt{\frac{2 \cdot g \cdot (\rho_S - \rho_W) \cdot l_{a,s} \cdot l_{c,s}^2}{c_D \cdot \rho_W \cdot (2 \cdot l_D + F_L/F_D \cdot l_{c,s})}}$$
 6-20

Die maximal zulässige Anströmgeschwindigkeit und der maximal zulässige Durchfluss werden mithilfe der obigen Geschwindigkeiten und von  $y_{step}$  berechnet (Gleichung 6-17):

**Maximal zulässige Anströmgeschwindigkeit** (m/s)  $v_a = \min(v_{a,g}, v_{a,t})$  6-21

**Maximal zulässiger Durchfluss** (m<sup>3</sup>/sm)  $q = v_a \cdot (\min(l_a, 1) + y_{step})$  6-22

Tabelle 6.10 listet die nach den Formeln 6-18 und 6-19 berechneten maximal zulässigen Abflüsse für jedes Wertepaar  $(c_D, F_L/F_D)$  und für Einzelsteinachsen wie in Tabelle 6.9 auf. Es ist bemerkenswert, dass die Liftkraft die von der Strömung erzeugte Widerstandskraft um den Faktor 2.6 übersteigt, wenn der Übergangsabfluss im Rapid Flow Regime herrscht. Der maximal zulässige Durchfluss ist für dieses Fließregime am kleinsten (Tabelle 6.10).

	$l_{a,s}$	$l_{b,s}$	$l_{c,s}$
Achsen des Einzelsteins (m)	2.0	1.0	1.7

Tabelle 6.9 Abmessungen des Einzelsteins

Widerstandsbeiwert (-)	$c_D$	2.5	1.8	1.1	1.3	1.2
Verhältnis Lift- zu Widerstandskraft (-)	$F_L/F_D$	0.2	1.5	2.6	1.5	1.3
Zulässige Widerstandskraft (kN)	$F_D$	28.7	17.3	12.7	16.9	17.9
Zulässige Anströmgeschwindigkeit (m/s)	$v_a$	4.7	4.4	4.9	5.0	5.5
Zulässiger Abfluss (m <sup>3</sup> /sm)	$q_P$	15.3	12.7	10.1	10.7	13.0

Tabelle 6.10 Maximal zulässige Widerstandskraft, Anströmgeschwindigkeit und spezifischer Abfluss für jedes Wertepaar ( $c_D$ ,  $F_L/F_D$ ), um Stabilität zu gewährleisten, grau markierte Zellen:  $c_D$  und  $F_L/F_D$  Werte beim Fließübergang

Die Masse des Einzelsteins beträgt  $l_{a,s} \cdot l_{b,s} \cdot l_{c,s} \cdot \rho_S = 9.0$  t. Daher muss die Summe der Massen der drei Steine (Hauptstein, 2 Kalksicherungssteine), die einen Riegel bilden, ebenfalls mindestens diese Masse haben.

### **Erforderliche**

### **Steinmasse pro**

### **Riegel-Breitenmeter**

$$M = (l_a \cdot l_c + l_{a,sc} \cdot l_{c,sc}) \cdot \rho_S \geq 9.0 \text{ t/m} \quad 6-23$$

Die Abmessungen des Hauptsteins und der zwei Kalksicherungssteine, die in Tabelle 6.11 angegeben sind, erfüllen das obige Massenkriterium. Sie entsprechen den empfohlenen Abmessungen aus Kapitel Riegelabmessungen & -aufbau, S.94 ff., Tabelle 9.4. Die Indizes a, b und c bezeichnen die horizontale Längs-, Quer- und Vertikalachse.

	Hauptstein			Kalksicherungsstein		
	$l_a$	$l_b$	$l_c$	$l_{a,sc}$	$l_{b,sc}$	$l_{c,sc}$
Stein-Achsen(m)	1.5	1.0	1.2	0.9	1.0	0.9

Tabelle 6.11 Abmessungen des Hauptsteins und der Kalksicherungssteine (vgl. Tabelle 9.3)

Eine Rampe mit Steingrößen wie in Tabelle 6.11 (und Tabelle 9.3) hält Abflüssen bis zu 10 m<sup>3</sup>/sm stand. Wenn eine Pendelrampe für Bemessungsabflüsse dimensioniert werden soll, die deutlich unter 10m<sup>3</sup>/sm liegen, kann Abbildung 6.66 benutzt werden, um die erforderliche Steinmasse M zu ermitteln. Wenn diese in der Größenordnung von 4 t/m liegt, soll der Riegelaufbau lediglich aus einem Einzelstein bestehen. Für Steinmassen zwischen 4 und 7 Tonnen je Riegelmeter kann der Kalksicherungsstein oberhalb des Hauptsteins zugunsten von größeren Massen der anderen beiden Steine weggelassen werden. In beiden Fällen sollen die Steine so in die Flusssohle eingebunden werden, dass sich im Längsprofil ein dreieckförmiger Riegelaufbau ergibt.

Abbildung 6.66 beinhaltet auch die erforderlichen Steinmassen für eine Rampenneigung von 6.5 %. Der Berechnung liegen folgende Annahmen zugrunde:

- Im Tumbling Flow Regime kann die Wassertiefe über dem Riegel  $y_{step}$  mithilfe von Gleichung 6-6 bestimmt werden, d.h.  $y_{step} = c(0.065) \cdot y_c = 0.83 \cdot y_c$ , daher:  $Fr_{step} = 1.32$
- Im Rapid Flow Regime beträgt die maximale Froude-Zahl über dem Riegel:  $Fr_{step} = 2.3$  (vgl. Abbildung 6.13)

Dennoch wird die maximal empfohlene Rampenneigung für die Pendelrampe mit 3 % beschränkt, da Informationen über das Kolkverhalten in den Becken bei steilen Neigungen bis 6.5 % fehlen. Weitere Modellversuche mit beweglicher Sohle sind vonnöten.

In Abbildung 6.66 ist auch die erforderliche Steinmasse eingezeichnet, die bei einem Riegelrampendesign nach Korecky (2007) nötig ist. Die geforderten Steinmassen für den Riegel sind deutlich geringer als bei der Pendelrampe. Wenn man allerdings die Massen der Beckensicherung dazurechnet, sind die erforderlichen Steinmassen bei der Pendelrampe und der Korecky-Riegelrampe vergleichbar. Die erforderliche Steinmasse der Beckensicherung für die Korecky-Rampe wurde wie folgt berechnet: Es wird ein Riegelabstand von 6 m, eine Neigung von 3 % und ein Toleranzparameter  $\Omega = 0.006$  postuliert. Letzterer wurde von Korecky selbst gewählt, um ihr Stabilitätskriterium mit einer existierenden Riegelrampe zu vergleichen. Nach Korecky soll der äquivalente Kugeldurchmesser der Beckensteine in etwa einem Fünftel der Riegelsteine entsprechen. Die erforderliche Masse wurde unter der Annahme einer 3 bzw. 4-lagigen Beckensicherung berechnet.

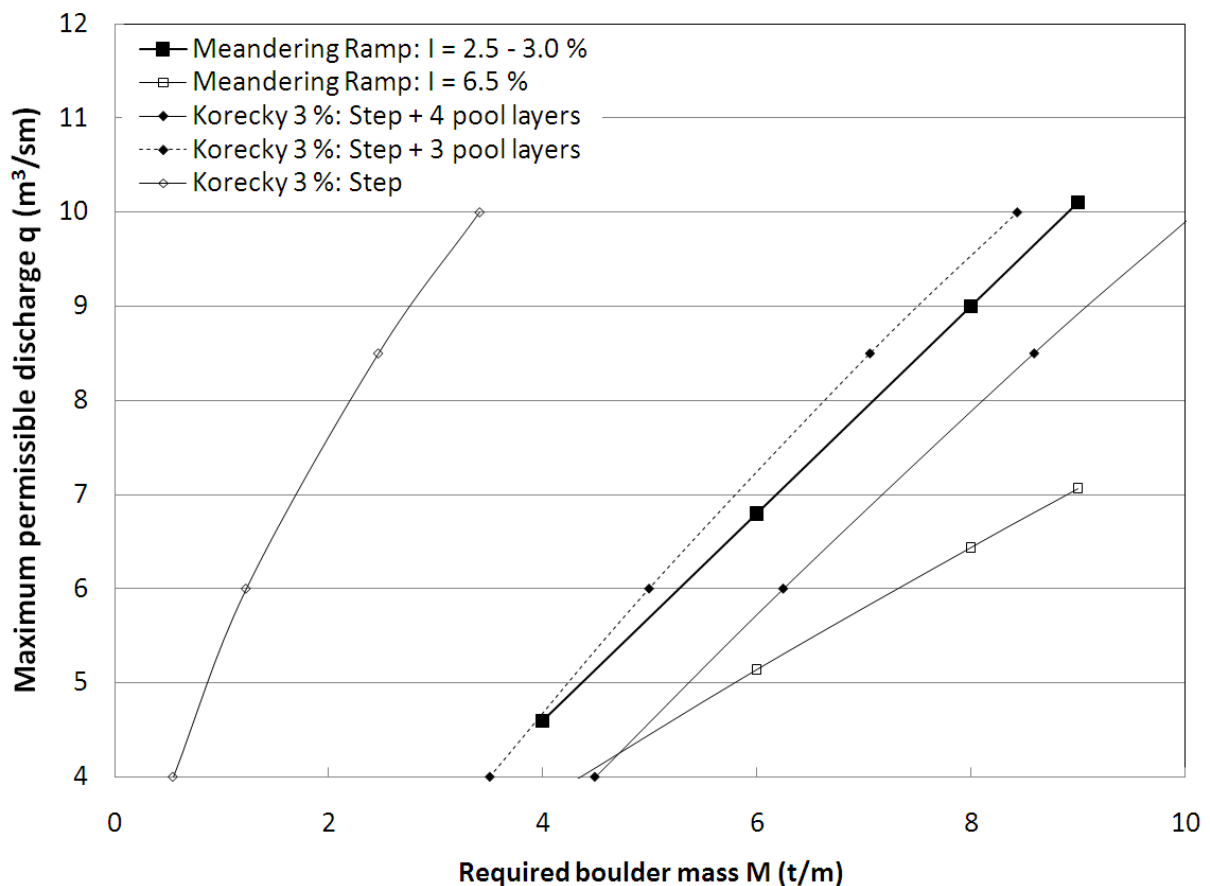


Abbildung 6.66 Erforderliche Steinmassen für niedrige spezifische Bemessungsabflüsse

Der große Vorteil der Pendelrampe gegenüber der Korecky-Riegelrampe ist, dass erstere Beckenerosionen zulässt. Abgesehen von den positiven ökologischen Auswirkungen dissipieren tiefere Becken mehr Energie und reduzieren die Restenergie, die in der Unterwasserstrecke umgewandelt werden muss.

Die für die Stabilitätsbetrachtungen verwendeten Widerstandsbeiwerte  $c_D$  wurden experimentell im skalierten Modell bestimmt. Sie überschätzen die Natur-Widerstandsbeiwerte  $c_D$  aus drei Gründen.

1. Je größer die Neigung desto größer die Widerstandskraft. Die Widerstandsbeiwerte  $c_D$  im Glasgerinne wurden für eine Rampenneigung von 6.5 % bestimmt.

2. Die experimentell bestimmten  $c_D$ -Werte wurden für einen quaderförmigen Einzelriegel bestimmt. Der Riegel einer Naturrampe besteht aber zusätzlich aus zwei Kalksicherungssteinen ober- und unterhalb des Hauptseins. Diese reduzieren die  $c_D$ -Werte, weil ihre dreieckige Form der Strömung weniger Widerstand entgegensetzt.
3. Im Modell wurde Froude-Ähnlichkeit hergestellt, was automatisch die Reynolds-Ähnlichkeit ausschließt (Längenmaßstab: 1:10). Die Natur-Reynoldszahlen sind um den Faktor  $10^{3/2}$  höher als jene im Modell. Bei den durchgeführten Versuchen bewegten sich die Modell-Reynoldszahlen in einem Bereich von  $1 - 2 \cdot 10^5$  bis  $3 - 4 \cdot 10^5$ , abhängig davon, ob als charakteristische Länge  $D$  entweder  $y_{step}$  oder  $y_{step} + K$  gewählt wird. Da die  $c_D$ -Werte typischerweise mit steigender Reynoldszahl fallen, überschätzen die im verkleinerten Modell berechneten Widerstandsbeiwerte eher die in der Natur auftretenden Beiwerte.

Unter diesen Gesichtspunkten sind Stabilitätsbetrachtungen auf der sicheren Seite.

## 7. Modellversuch - Schlussfolgerungen

Die Versuche geben Aufschluss über die komplexen Fließbilder bei Riegelrampen. Das Tumbling Flow Regime ist durch einen gewellten Wasserspiegel über die Riegel gekennzeichnet. Über den Riegeln beschleunigt die Strömung, wird aber vom nächstunteren Riegel wieder abgebremst. Es bildet sich ein kleiner Wechselsprung in der Mitte des Beckens. Das Tumbling Flow Regime kann als zyklischer Normalabfluss aufgefasst werden, da sich das Fließbild in jeder Riegel-Becken-Einheit wiederholt. Bei Neigungen bis maximal 3 % kann über den Riegeln die Grenztiefe erhalten werden, wenn gleichzeitig der relative Riegelabstand  $L/K$  maximal 10 beträgt. Für steilere Neigungen ist die Wassertiefe über den Riegeln kleiner als die Grenztiefe (schießender Abfluss). Typischerweise ist beim Tumbling Flow Regime der gewellte Wasserspiegel mit den Riegeln nicht phasengleich. Erst beim Übergangsabfluss von Tumbling Flow zu Rapid Flow stimmen die Phasen von Wasserspiegel und Riegel überein. Der kritische Übergangsabfluss von Tumbling Flow zu Rapid Flow hängt von den Parametern Riegelhöhe  $K$ , relativer Riegelabstand  $L/K$  und der Neigung  $I$  ab. Die Riegelhöhe  $K$  und die Neigung  $I$  allein reichen nicht aus, um den Übergangsabfluss zu bestimmen, der linear vom relativen Riegelabstand  $L/K$  abhängt. Obwohl der Übergangsabfluss mit dem relativen Riegelabstand steigt, wird letzterer mit maximal 10 beschränkt, da größere relative Riegelabstände unerwünschte Nebeneffekte haben, bspw.:

- Zu große Beschleunigung in den Becken
- Größere Störwellen im instabilen 3-dimensionalen Rapid Flow Regime
- Die Hauptströmung legt sich an den Beckenboden an und erzeugt größere Schubspannungen
- Schießender Abfluss über den Riegeloberkanten

Für Neigungen bis zu 3 % findet der Fließübergang in einem wohldefinierten kleine Abflussbereich ( $\pm 2.5 l/sm$ ) statt, während für größere Neigungen auch der Abflussbereich, in dem der Fließübergang stattfindet, größer wird ( $\pm 25 l/sm$ ). Nach dem Fließübergang zum Rapid Flow treten Störwellen an der strömungszugewandten Seite eines Riegels auf, die im Verlauf der Rampe an Höhe zunehmen. Vom Standpunkt der Energieumwandlung allein sind die Störwellen positiv, da jedoch ihre Amplitude im Verlauf der Rampe zunimmt, kann es zu Problemen mit dem Freibord (bspw. bei Brücken) kommen. Darüberhinaus können sich die Störwellen negativ auf die Stabilität eines Riegels auswirken.

Beim Fließübergang konnte ein Hystere-Effekt beobachtet werden: der Übergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow TF2RF findet bei höheren Abflüssen als der Übergang von Rapid Flow zu Tumbling Flow RF2TF statt. Innerhalb dieser beiden Abflüsse ist die Strömung sehr instabil. Das Fließregime (Tumbling Flow oder Rapid Flow) kann durch Manipulation verändert werden.

Mit der vorliegenden Studie wurden 4 Ziele verfolgt, die in Kapitel 3. S.6 ff. genannt werden:

## **7.1 Ziel 1 – finde eine Fließübergangs-Formel**

Es sollte ein funktionaler Zusammenhang für den Fließübergangs-Durchfluss  $q_{crit}$  in Abhängigkeit der Design-Parameter Riegelhöhe  $K$ , Rampenneigung  $I$  und Riegelabstand  $L$  gefunden werden:

$$q_{crit} = f(K, L, I)$$

Mithilfe eines semi-empirischen Kriteriums (Gleichungen 6-5, 6-6 und 6-7) kann der Übergangsabfluss für relative Riegelabstände  $L/K$  bis maximal 10 mit einer Genauigkeit von  $\pm 10\%$  bestimmt werden. Dieses Kriterium wurde durch theoretische Überlegungen (linearisierte Potentialtheorie, Gleichung 6-5) und empirische Beziehungen (Gleichungen 6-6 und 6-7) hergeleitet.

## **7.2 Ziel 2 – Morris' Formel anwendbar?**

Morris' Kriterium für den Fließübergang (siehe Gleichung 2-5) ist für die vorliegende Untersuchung ungeeignet. Folgende Gründe können die Diskrepanz erklären:

- Morris' Fokus lag bei steileren Neigungen, für die der Fließübergang nicht vom Riegelabstand abhängen dürfte. Auch in den vorliegenden Versuchen ist der Einfluss des Riegelabstands für die steile Neigung 6.5 % weniger groß als für die flache Neigung 2.5 %
- Morris' Formel stimmt nicht gut mit den bei seinen eigenen Experimenten bestimmten Fließübergang bei Neigungen  $< 10\%$  überein, der Fließübergang wird von der Formel überschätzt. Das kann wieder damit begründet werden, dass Morris' Fokus bei steileren Neigungen lag.

## **7.3 Ziel 3 – dissipieren quergeneigte Riegel mehr Energie?**

Die hier durchgeführten Versuche ohne bewegliche Sohle unterstützen die Hypothese, dass quergeneigte Riegel mehr Energie dissipieren als horizontale Riegel, nicht. Die Querneigung der Riegel erzeugt allerdings eine Sekundärströmung, die in den Vektorplots über den Riegeln sichtbar ist. Wie die Versuche mit beweglicher Sohle für eine Pendelrampe in der Großen Tulln gezeigt haben, spiegelt sich die Querneigung der Riegel in den Kolkbildern wider. Die Kolkbilder verstärken somit die Sekundärströmung. Zwei entgegengesetzte Erklärungen erscheinen plausibel:

- Das Auftreten einer seitlichen Geschwindigkeitskomponente erhöht die Energiedissipation aufgrund eines erhöhten seitlichen Massen- und Impulsaustausches.
- Die Sekundärströmung sorgt für einen stabilere, weniger turbulente Strömung, daher wird weniger Energie dissipiert.

## **7.4 Ziel 4 – größte Belastung auf Riegel beim Fließübergang?**

Für die Rampenvariante I65\_K8\_L622, raue Sohle, wurde die Druckverteilung um den mittleren Riegelstein des 7. Riegels für 5 verschiedene Fließregime bestimmt. Auf der strömungsabgewandten Seite erzeugt die Strömung einen kleinen Sog, d.h. dass der gemessene Totaldruck niedriger ist als sein hydrostatischer Druckanteil. Die hydrostatische Druckhöhe wurde mithilfe der gemessenen Wassertiefe bestimmt. Der Widerstandsbeiwert für das Riegelement nimmt mit steigendem Durchfluss ab, mit Ausnahme des Übergangsabflusses im Rapid Flow Regime. Für den Übergangsabfluss und für höhere Abflüsse dominiert die Liftkraft die von der Strömung ausgeübte Widerstandskraft. Für den Übergangsabfluss im Rapid Flow Regime beträgt der Verhältnis zwischen Lift- und Widerstandskraft 2.6. Der Fließübergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow ist der kritischste Lastfall für die Stabilität einer Riegelrampe.

## 8. Feldmessung Pendelrampe “Stübmingbach”

Die folgenden Ergebnisse wurden in Mende & Sindelar (2010) veröffentlicht. Der Stübmingbach (nahe Turnau, Steiermark) befindet sich in der Forellenregion mit Leitfischarten wie der Regenbogenforelle und der Bachforelle. Gemäß einer Informationstafel neben der Rampe hat der Stübmingbach eine mittlere Neigung von 2.5 % und einen Mittelwasserabfluss von 330 l/s. Der mittlere jährliche Niederschlag beträgt 1240 mm. Es gibt keine Pegel im Stübmingbach.

Im Jahr 2004 wurden zwei stark verklauete, vertikale Abstürze nahe Turnau durch eine Pendelrampe ersetzt. Sie wurde von der Baubezirksleitung Bruck an der Mur (BBL Bruck) errichtet. Die Pendelrampe (GPS: N 47°34'41", E 15°23'57", 859 m a.s.l.) besteht aus 8 Riegel-Becken-Einheiten und einem Sohlgurt am unteren Ende der Rampe (Abbildung 8.2). Die folgenden morphologischen Parameter beziehen sich auf eine Sohlvermessung im Dezember 2009: Die vermessene Unterwasserstrecke ist 6 m lang und weist eine Neigung von 3.9 % auf. Die Rampe ist 31 m lang (1.-8. Riegel) und 2.1 m hoch, was einer Neigung von 6.8 % entspricht. Der vertikale Abstand zwischen zwei benachbarten Riegeln variiert zwischen 24 und 30 cm, der Horizontalabstand beträgt 3.3–5.45 m. Die Riegel bestehen aus Wasserbausteinen mit einem Durchmesser von etwa 1.5 m, die so in das natürliche Sohlmaterial eingegraben wurden, dass die Oberkante der strömungszugewandten Seite auf Sohlniveau liegt. Unterhalb dieser Hauptsteine der Riegel verstärken kleinere Kolkischerungssteine (Durchmesser D~0.8 m) die Riegel. Die Becken sind nicht gesichert und bestehen aus dem natürlichen Bachsediment. Seit dem Bau der Rampe haben einige Hochwasserereignisse stattgefunden. Das maximale, bisher aufgetretene Hochwasser wird auf ein HQ20 geschätzt, die genaue Jährlichkeit der Ereignisse kann jedoch aufgrund fehlender Pegel nicht bestimmt werden. Bisher wurden von der TU Graz und der BBL Bruck zwei Sohlenvermessungen durchgeführt (Dezember 2007, Dezember 2009). Im Dezember 2009 konnte bei sehr geringer Wasserführung auch die Korngrößenverteilung des Sediments in den Becken dokumentiert werden.



Abbildung 8.1 Schmelzwasserabfluss am 25. März 2010, 18:27, MEZ (links), Sediment-Sortierung in der 4. Riegel-Becken-Einheit der Pendelrampe (rechts)

Die Ergebnisse der Monitorings können wie folgt zusammengefasst werden:



- Es haben sich Kolke unmittelbar unterhalb der Riegel gebildet; die Querneigung der Riegel spiegelt sich in den Kolkiefen wider, die in Querrichtung variieren. Die über die Breite gemittelten Kolkiefen liegen im Bereich von 37-73 cm. An ausgewählten Stellen kann die Kolktiefe lokal bis zu 91 cm betragen. Die Kolke befinden sich im oberen Drittel einer Riegel-Becken-Einheit. Im verbleibenden Becken steigt die Sohle stetig bis zum nächstunteren Riegel an (Abbildung 8.2, unten).
- Bei der klassischen Blocksteinrampe stellt die Kolkbildung unterhalb der Rampe häufig ein Problem dar. Bei der Pendelrampe treten keine Kolke am Rampenfuß auf (Abbildung 8.2, unten).
- In der Ober- bzw. Unterwasserstrecke der Rampe sind die Kornfraktionen des Bachsediments gut durchmischt. In den Becken der Rampe kommt es jedoch zu einer Sortierung des Sediments. Abbildung 8.4 (unten) zeigt eine Klassifizierung der Kornfraktionen durch optische Einschätzung. In Abbildung 8.1 (rechts) sind die sortierten Kornfraktionen der 4. Riegel-Becken-Einheit gut sichtbar.
- Obwohl die Rampe hauptsächlich der Sohlstabilität dient, verfügt sie über eine beträchtliche Fließ- und Tiefenvarianz. Diese Varianzen werden als Indikatoren für gute ökologische Qualität angesehen.

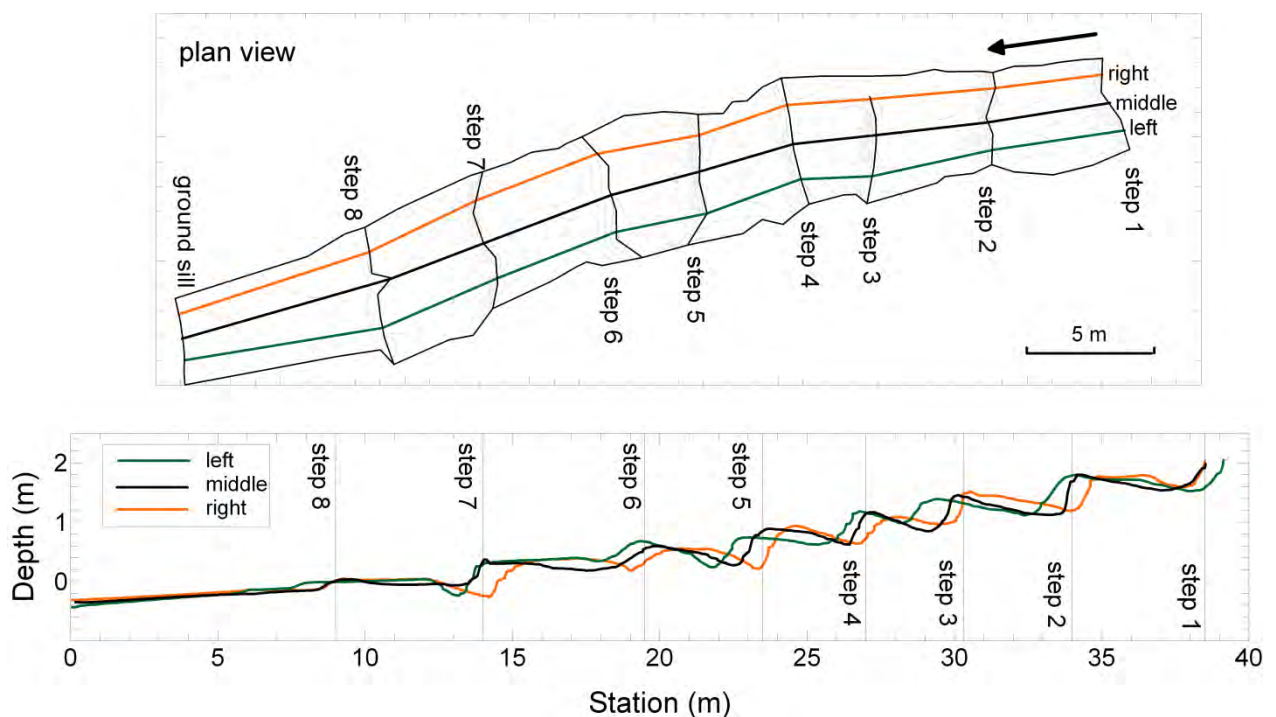


Abbildung 8.2 Pendelrampe Stübingbach, Sohlvermessung, Dezember 2009: Grundriss der Rampe (oben), Längenschnitte (unten, 2-fach überhöht)

In seinen Untersuchungen über Querschwellen berichtet Volkart (1972) von Sediment-Sortierungsprozessen. In seinen Versuchen lagerten sich unmittelbar unterhalb einer Schwelle die feinen Kornfraktionen ab, während nahe der maximalen Kolkentiefe die größten Körner zu finden waren (Volkart 1972).

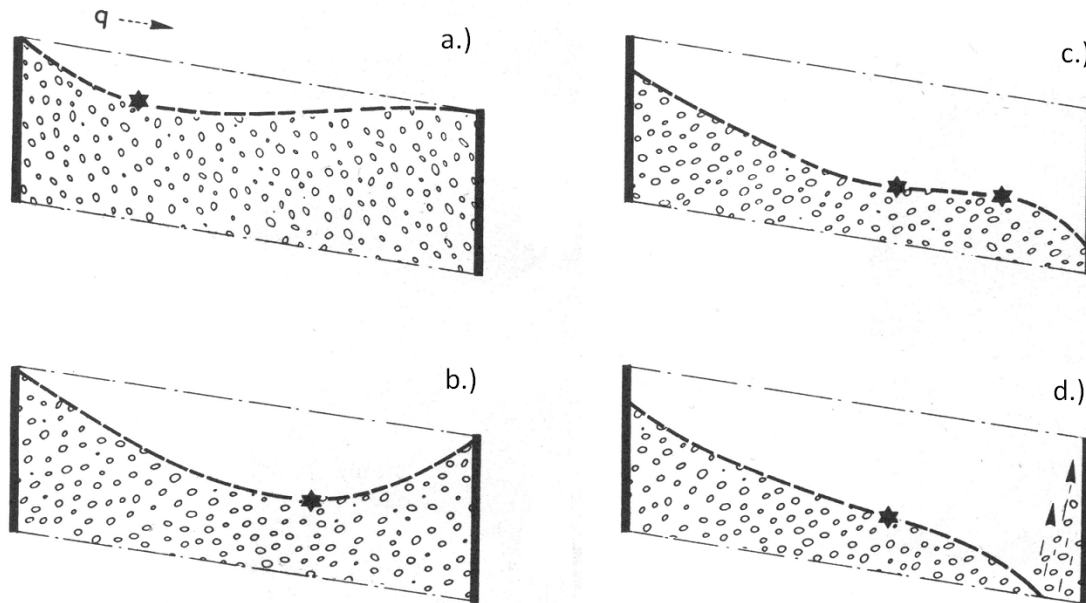


Abbildung 8.3 Kolkbilder nach Volkart (1972)

Gemäß Volkarts Kolk-Klassifizierung treten an der Stübmingbach-Rampe Kolkbilder wie in Abbildung 8.3 a.) auf. Über das Auftreten von sogenannten „Vorkolken“ (Abbildung 8.3 d.) in Laborversuchen wird u.a. in Volkart (1972), Whittaker (1987) und Sindelar & Knoblauch (2010) berichtet. Dieses Kolkbild tritt auf, wenn bei steigendem Tumbling Flow-Durchfluss der gewellte Wasserspiegel mit der Sohle in Phase geht und der Wechselsprung unmittelbar oberhalb des Riegels auftritt. Whittaker vermutet, dass Vorkolke in natürlichen Riegel-Becken-Sequenzen aufgrund von Abpflasterungsprozessen nicht auftauchen (Whittaker 1987). Diese Vermutung mag für steile Gebirgsbäche zutreffen, bei denen die Kornklassen des Bachsediments und die Bachneigung in einem dynamischen Gleichgewicht stehen. Für eine künstlich gebaute Rampe hingegen ist die Neigung typischerweise steiler als der Flussabschnitt, in dem sie errichtet wurde. Wenn die Becken einen Riegelrampe aus dem natürlichen Flusssediment bestehen, wie das bei der Pendelrampe der Fall ist, passen die Korngrößen des Sediments nicht zu der großen Steilheit der Rampe. Die Tatsache, dass sich in den Becken der Pendelrampe keine Vorkolke gebildet haben, deutet eher darauf hin, dass der kritische Übergangsabfluss von Tumbling Flow auf Rapid Flow noch nicht aufgetreten ist, als dass sie nahelegt, dass Abpflasterungsprozesse die Vorkolk-Bildung verhindert haben.

Um diese Frage näher zu untersuchen, wurde im März 2010 eine solar-betriebene Messstation bei der Pendelrampe im Stübmingbach aufgebaut. In 10-min Intervallen wird ein Foto der Rampe gemacht und die Temperatur gemessen. So können Hochwasserereignisse fotografisch dokumentiert werden und Aufschluss über die Interaktion von Wasserspiegellagen und Kolkbildung geben. Seit der Inbetriebnahme der Messstation wurde einmal ein leicht erhöhter Abfluss aufgrund der Schneeschmelze beobachtet. Abbildung 8.1 (links) zeigt dieses Ereignis. Der mäandrierende Stromstrich der Pendelrampe ist gut sichtbar. Ein größeres Hochwasserereignis hat bisher nicht stattgefunden (Stand: Dezember 2010).

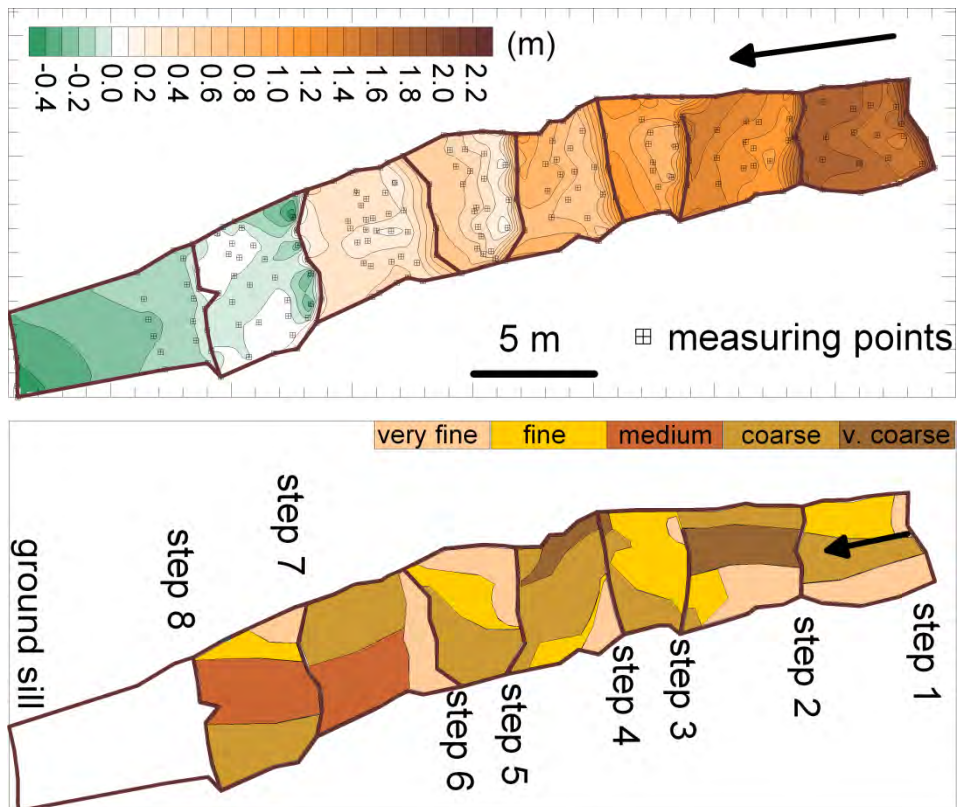


Abbildung 8.4 Pendelrampe Stübmingbach, Feldmessung, Dezember 2009, Grundriss: Sohl- und Wasserspiegel-Messpunkte (oben) und Sedimentgrößen-Klassifizierung (unten)

# 9. Dimensionierung von Pendelrampen

Dieses Kapitel beinhaltet praktische Dimensionierungsrichtlinien, die aus den vorangegangenen Kapiteln und dem Modellversuch über die Pendelrampe für die Große Tulln (Sindelar 2009) entwickelt wurden.

Überblick über dieses Kapitel:

- Kapitel 9.1 dient zur Überprüfung, ob ein Standort für die Errichtung einer Pendelrampe geeignet ist
- Kapitel 9.2 enthält die Dimensionierungsrichtlinien
- Kapitel 9.3 liefert Hintergrundinformationen über und Erklärungen zu der Herleitung der Richtlinien

Kapitel 9.2 und 9.3 sind voneinander getrennt, damit die Dimensionierungsrichtlinien klar und übersichtlich in Kapitel 9.2 zusammengefasst werden können.

## 9.1 Morphologische und hydrologische Voraussetzungen

Das Anwendungsgebiet der Pendelrampe umfasst kleine, kiesführende Flüsse mit moderaten Bemessungsabflüssen. Die Flussbreite soll maximal 10 m betragen, damit die quergeneigten Riegel nicht zu hoch aus der Flusssohle ragen.

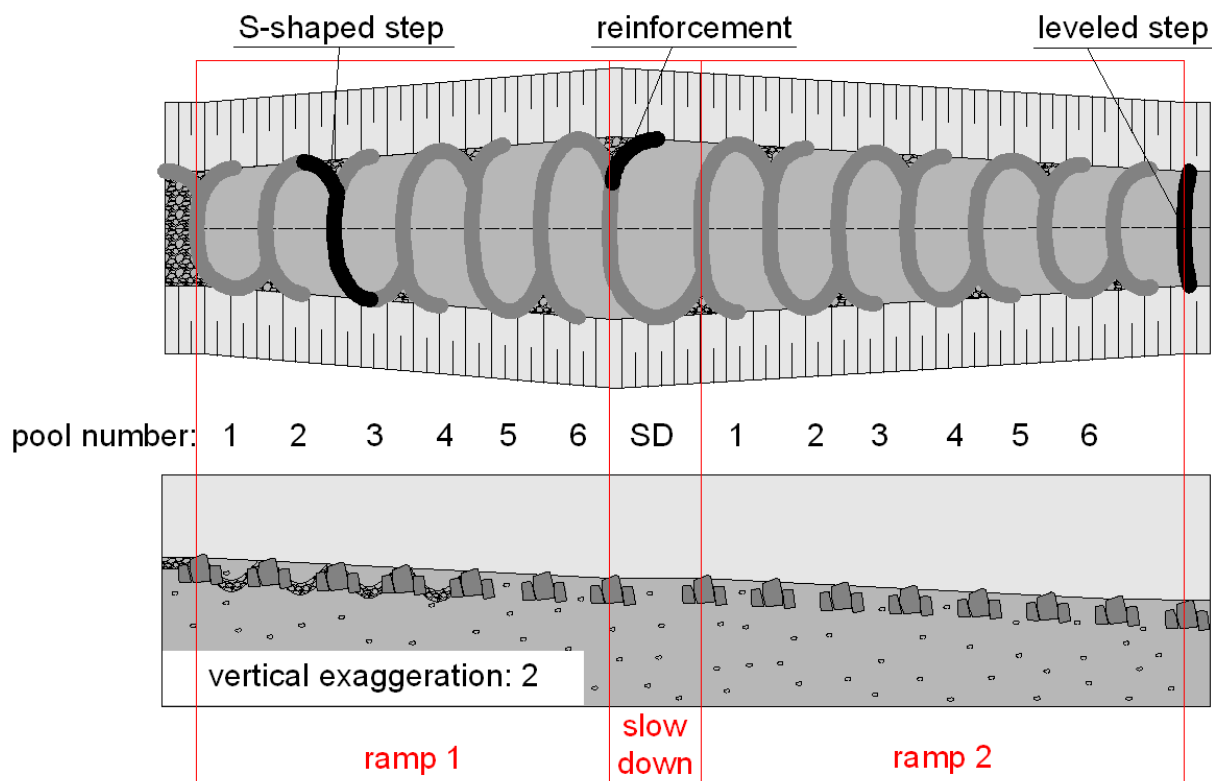


Abbildung 9.1 Pendelrampe, Grundriss (oben), Längenschnitt in Flussachse (unten), Querprofil siehe Abbildung 9.2

Es ist erforderlich, dass der natürliche Sedimenttransport nicht unterbrochen ist, um die Bildung von Vorkolken zu vermeiden. Die Dimensionierung der Rampe (Kapitel 9.2) ist dergestalt, dass der Fließübergang von Tumbling Flow auf Rapid Flow für Durchflussbereiche  $q = 3.5 - 6 \text{ m}^3/\text{sm}$  auftritt. Daher:

- Bestimme der Durchfluss  $q_{crit, sed}$  ( $\text{m}^3/\text{sm}$ ) für den Beginn des Sedimenttransports in der Oberwasserstrecke der Rampe
- Verwende eine geeignete Sedimenttransportformel (z.B. Meyer-Peter Müller)
- Verifiziere, dass  $q_{crit, sed} < 3.5 \text{ m}^3/\text{sm}$
- Beachte potentielle Geschieberückhalte-Faktoren oberhalb der Rampe (z.B. Geschiebefalle, Flusskraftwerke und deren Spülmanagement), die den natürlichen Sedimenttransport  $q_b$  ( $\text{kg}/\text{ms}$ ) unterbrechen. Als Faustregel soll verifiziert werden, dass die natürliche Sediment-Transportrate um nicht mehr als 50% reduziert wird. (Im Modelltest für die Pendelrampe and er Großen Tulln wurden lediglich 25 % der berechneten Geschiebemenge zugegeben, siehe Sindelar, 2009)

Eine weitere Voraussetzung ist, dass in der Ober- bzw. Unterwasserstrecke der Rampe bis zum Bemessungshochwasser  $q_{design}$  strömender Abfluss herrscht (Abbildung 9.4).

In Tabelle 9.1 sind die morphologischen und hydrologischen Voraussetzungen für den Bau einer Pendelrampe zusammengefasst.

	Optimal	Zulässiger Bereich
Bemessungshochwasser $q_{design}$ ( $\text{m}^3/\text{sm}$ )		$\leq 10$
Flussbreite $W$ (m)		$W \leq 10$
Charakteristischer Durchmesser des natürlichen Flusssediments $d_{90,b}$ (mm)	$\geq 140$ , see <sup>1</sup>	Weitere Forschung nötig
Charakteristischer Durchmesser $d_{m,b}$ (mm)	$\geq 60$ , see <sup>1</sup>	Weitere Forschung nötig
Durchmesser Beckensicherung $d_a$ (mm)	500 <sup>1</sup>	<sup>2</sup> Terzaghis Filter-Kriterium muss erfüllt sein
Kritischer Abfluss für den Beginn des Sedimenttransports $q_{crit, sed}$ ( $\text{m}^3/\text{sm}$ )		$< 3.5$
<sup>1</sup> übernommen aus dem Modelltest für die Pendelrampe an der Großen Tulln (Sindelar 2009)		
<sup>2</sup> Terzaghis Filter-Kriterium: $4 \cdot d_{15,b} < d_{15,a} < 4 \cdot d_{85,b}$ Die Indizes a bzw. b bezeichnen das Beckensicherungsmaterial bzw. das natürliche Flusssediment		

Tabelle 9.1 Morphologische und hydrologische Voraussetzungen

## 9.2 Dimensionierung der Rampe

Tabelle 9.2 fasst die wesentlichen Design-Parameter zusammen, die in Abbildung 9.2 und Abbildung 9.7 dargestellt sind.

	Optimal	Zulässiger Bereich
Neigung $I$ (%)	2.5	$\leq 3\%$
Riegelabstand $L$ (m)	6	$5 \leq L \leq 7$
Vertikaldistanz zwischen zwei Riegeln in Flussachse $\Delta h$ (m) $\alpha = \tan^{-1}(I/100)$	0.15	$\Delta h = \frac{I}{100} \cdot L \cdot \cos \alpha$
Querneigung der Riegel $I_{lat}$ (%)	3	
Herausragen des Riegels aus der Sohle in Flussachse $p_{axis}$ (m)	$0.5 \cdot W \cdot I_{lat}$	
Maximales Herausragen des Riegels aus der Sohle (m)	$W \cdot I_{lat}$	

Tabelle 9.2 Rampengeometrie

### 9.2.1 Riegelbau

- Die Riegel sind im Grundriss S-förmig (Abbildung 9.1)
- Der höher aus der Sohle herausragende Teil eines Riegels befindet sich abwechselnd am linken bzw. rechten Ufer und wird durch eine bogenförmig angeordnete Steinreihe verstärkt (Abbildung 9.1, Abbildung 9.2)
- Ein Riegel besteht aus einem Hauptstein und zwei kleineren Kolsicherungssteinen ober- und unterhalb des Hauptriegels (Abbildung 9.2, Querprofil A-A)
- Auf eine Kolsicherung der bogenförmigen Verstärkung kann verzichtet werden
- Die Wasserbausteine eines Riegels sind quaderförmig

Die Wasserbausteine sind durch die Achsenlängen definiert:

Achsen	Hauptstein	Kolsicherung
Vertikale Achse(m)	$l_a$	$l_{a,sc}$
Horizontale Achse in Querrichtung (m)	$l_b$	$l_{b,sc}$
Horizontale Achse in Fließrichtung (m)	$l_c$	$l_{c,sc}$

Tabelle 9.3 Achsen der quaderförmigen Wasserbausteine, Bezeichnungen

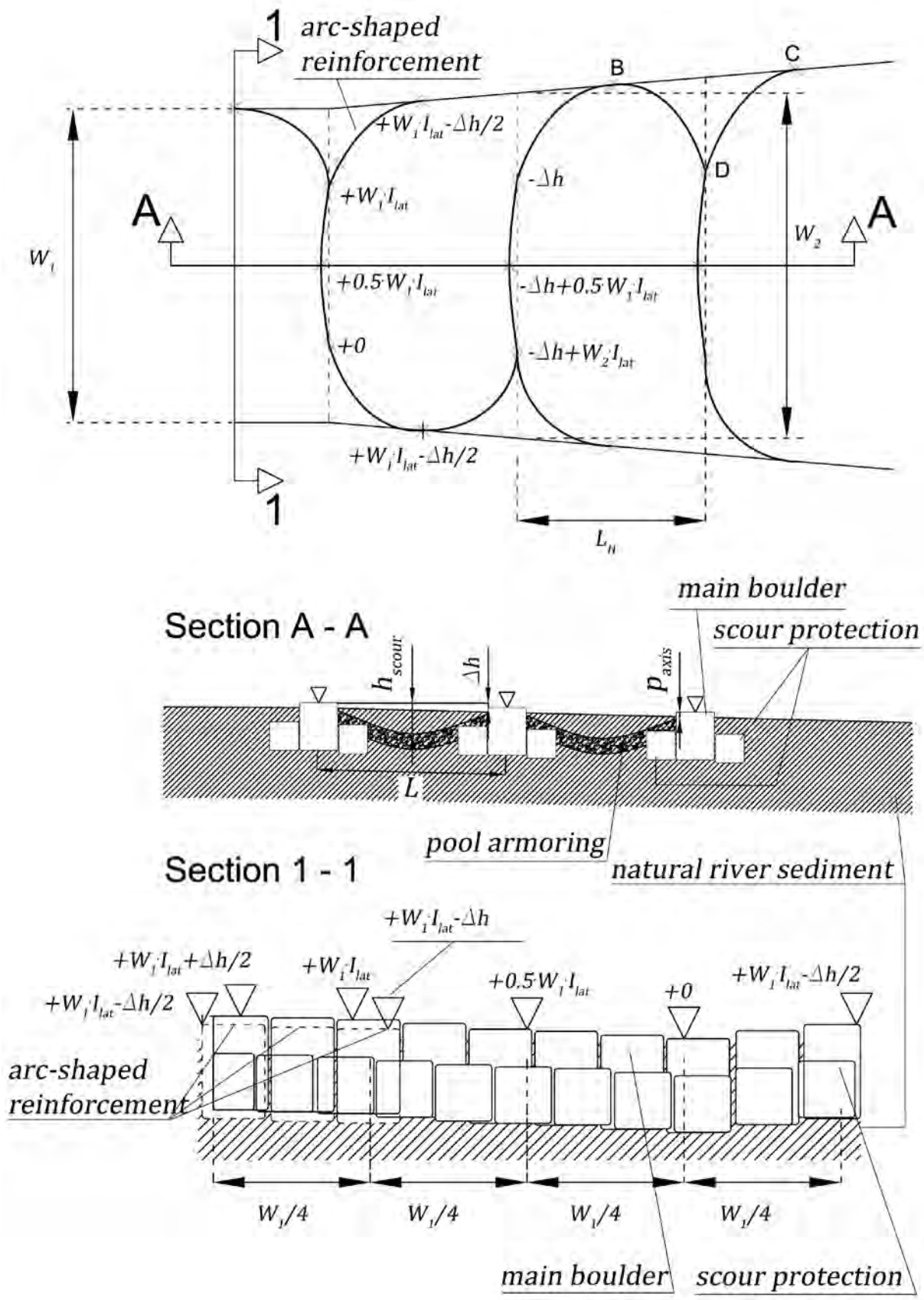


Abbildung 9.2 Rampengeometrie: Grundriss und Querprofile – relative Koten der Riegel

## 9.2.2 Riegelabmessungen & -aufbau

Bei Steinabmessungen wie in Tabelle 9.4 ist die Stabilität der Rampe für Durchflüsse bis maximal  $10 \text{ m}^3/\text{sm}$  gewährleistet, wenn die Dichte der Steine  $\rho_s = 2,65 \text{ t/m}^3$  beträgt (vgl. Kapitel 6.13, S.76 ff.).

Riegel – erforderliche Masse pro Breitenmeter (t/m)	$(l_a \cdot l_c + l_{a,sc} \cdot l_{c,sc}) \cdot \rho_s \geq 9$	
Riegelaufbau – Hauptstein	Optimal	Zulässiger Bereich
Vertikalachse $l_a$ (m)	1.5	$l_a \geq 1.5$
Horizontale Achse in Fließrichtung $l_c$ (m)	1.2	$l_c \geq 1.2$
Riegelaufbau – KOLKSicherung		
Vertikalachse $l_{a,sc}$ (m)	0,9	Hauptstein und KOLKSicherung müssen die obige Massenbedingung erfüllen
Horizontale Achse in Fließrichtung $l_{c,sc}$ (m)	0,9	
Beckensicherung (Kapitel 9.2.4 bzw. Tabelle 9.1)		
Durchmesser Beckensicherung $d_a$ (m)	0.5 <sup>1</sup>	Terzaghis Filterkriterium (Tabelle 9.1)
<sup>1</sup> übernommen aus dem Modelltest für die Pendelrampe an der Großen Tulln (Sindelar 2009)		

Tabelle 9.4 Steilabmessungen um die Stabilität für einen maximalen Durchfluss von  $10 \text{ m}^3/\text{sm}$  zu gewährleisten

Wenn die Pendelrampe für einen Bach oder Fluss gebaut werden soll, für den der Bemessungsabfluss deutlich unter  $10 \text{ m}^3/\text{sm}$  liegt, kann Abbildung 9.3 dazu verwendet werden, die erforderliche Steinmasse  $M$  zu ermitteln. Ist diese in der Größenordnung von  $4 \text{ t/m}$  liegt, soll der Riegelaufbau lediglich aus einem Einzelstein bestehen. Für Steinmassen zwischen  $4$  und  $7$  Tonnen je Riegelmeter kann der KOLKSicherungsstein oberhalb des Hauptsteins zugunsten von größeren Massen der anderen beiden Steine weggelassen werden. In beiden Fällen sollen die Steine so in die Flusssohle eingebunden werden, dass der Riegelaufbau im Längsprofil dreiecksförmig ist.

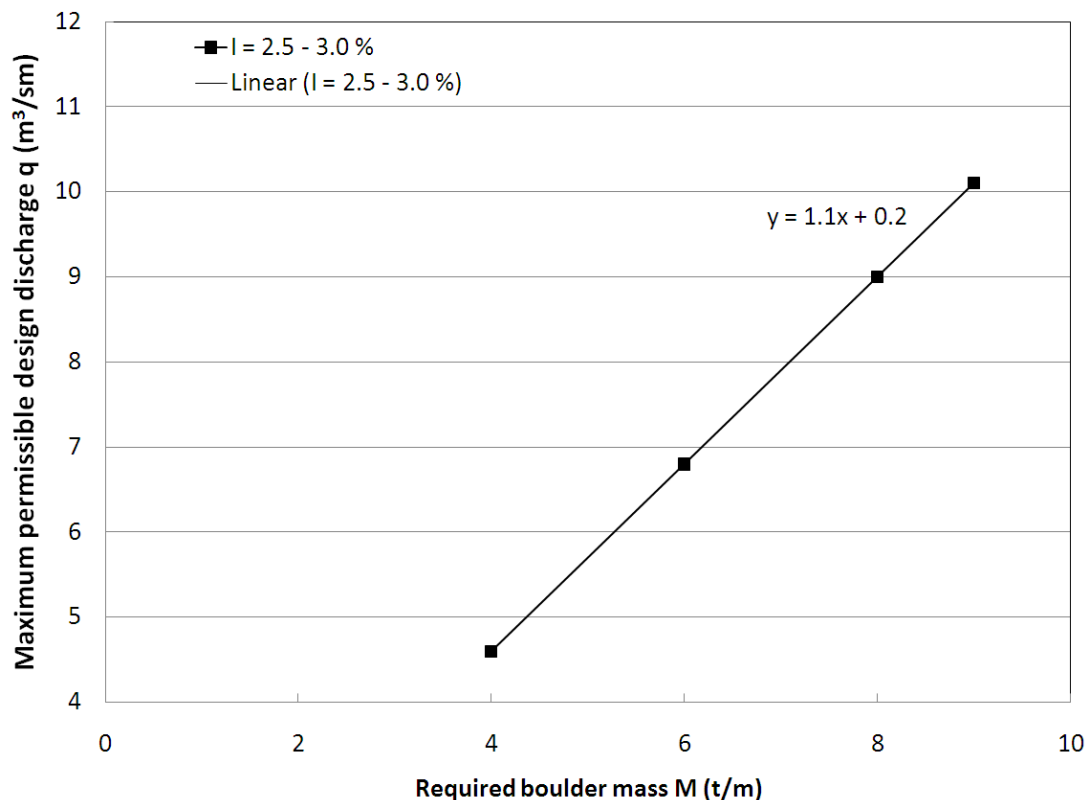


Abbildung 9.3 Erforderliche Steinmasse je Riegelmeter  $M$  (t/m) um Stabilität zu gewährleisten



### 9.2.3 Aufweitung - Beruhigungsbecken

- Platziere ein Beruhigungsbecken nach ca. 6 Riegel-Becken-Einheiten
  - $L \approx 8 \text{ m}$ ,  $\Delta h = 0 \text{ m}$
- Entlang der Rampe soll sich das Gerinne aufweiten und wieder verschmälern, und zwar so, dass
  - sich die größte Gerinnebreite  $W_{max}$  im Beruhigungsbecken befindet
  - Danach verschmälert sich die Breite bis zum Rampenfuß kontinuierlich auf die ursprüngliche Breite.
  - $W_{max} \approx 1.5 \cdot W$
  - Wenn möglich, soll die ursprüngliche Böschungsneigung beibehalten werden, sodass sich die Böschungsoberkanten mit dem Gerinne aufweiten bzw. verschmälern

Wie der Modellversuch für eine Pendelrampe in der Großen Tulln (Sindelar, 2009) gezeigt hat, erfüllt das Beruhigungsbecken sowohl einen hydraulischen als auch einen ökologischen Zweck.

### 9.2.4 Zusätzliche Sicherungen

- Sichere die ersten 4 Becken der Rampe mit einem Sediment mit Durchmesser  $d_a$  (Tabelle 9.1), die Beckensicherung ist muldenförmig mit dem tiefsten Punkt auf halber Strecke zwischen zwei Riegeln, die Mulde hat eine maximale Tiefe von 0.9 m gemessen jeweils von der Oberkante des oberen Riegels. Für kleine Riegelabstände ( $\sim 5 \text{ m}$ ) soll die maximale Kolkmuldentiefe 0.75 m betragen (Abbildung 9.7).
- Das Dreieck, gebildet aus Böschung – Riegel – bogenförmiger Verstärkung (definiert durch die Punkte BCD in Abbildung 9.2), wird mit Sedimenten mit Durchmesser  $d_a$  aufgefüllt.

Der Durchmesser der Beckensicherung soll 500 mm betragen. Das wurde im Modellversuch für eine Pendelrampe in der Großen Tulln (Sindelar, 2009) ermittelt. Dabei soll man jedoch beachten, dass Terzaghis Filter-Kriterium erfüllt ist (Tabelle 9.1).

### 9.2.5 Sohlgurt

Ein Sohlgurt in der Unterwasserstrecke schließt das Rampen-Bauwerk ab. Der Abstand zwischen dem letzten Riegel der Rampe und dem Sohlgurt entspricht dem Riegelabstand  $L$ . Der Sohlgurt ist U-förmig im Grundriss und ist in der Gerinneachse auf Sohlniveau. Der Sohlgurt schließt  $L/2$  Meter unterhalb an die Böschungen an, wo er um  $W \cdot I_{lat}$  Meter aus der Sohle herausragt.

### 9.2.6 Ober- und Unterswassersicherung notwendig?

#### **Oberwasser**

Nimmt man strömenden Abfluss in der Oberwasserstrecke für all Durchflüsse an, so tritt über der Rampenkronen die Grenztiefe auf. Die daraus resultierende Absenkkurve kann in der Oberwasserstrecke zu unerwünschten Erosionen führen. Daher gilt für den Bemessungsabfluss:

- Bestimme die Normalabflusstiefe  $y_{HW}$  in der Oberwasserstrecke (basierend auf Rauheits- und Neigungsannahmen)
- Bestimme die Grenztiefe  $y_c$

- Bestimme die Länge  $L_{dropdown}$  durch Energiehöhenvergleich der Rampenkrone und in einem Oberwasserprofil, in dem Normalabfluss herrscht
- Vergleiche das Energieliniengefälle  $I_f$  des Bereichs der Absenkkurve mit der Gerinneneigung  $I_b$  dieses Bereichs

Wenn  $I_f \gg I_b$  muss der Bereich der Absenkkurve entsprechend gesichert werden.

Es wird empfohlen, dass zumindest  $L_{dropdown} = 10$  m der Oberwasserstrecke mit Sedimenten des Durchmessers  $d_a$  gesichert werden, um eine rückschreitende Erosion zu verhindern.

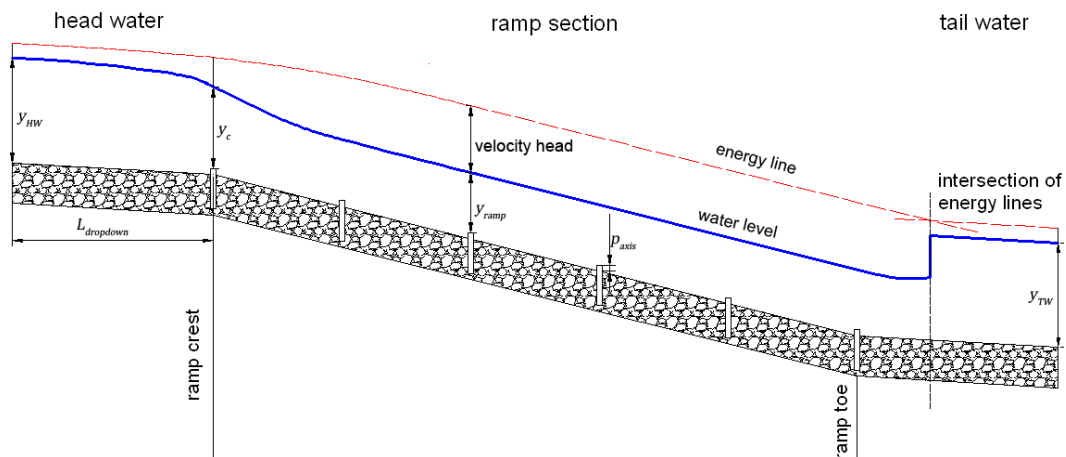


Abbildung 9.4 Vergleich der Energielinien

### Unterwasser

Für die klassische Blockrampe ist es üblich, ein Froude-Minimum am Rampenfuß zu fordern, damit sich ein Wechselsprung mit einer Deckwalze ausbildet. So fordert bspw. die deutsche Norm DIN 19661-2 ein Froude-Minimum von  $Fr \geq 1.7$ . Für Riegelrampen ist der Abfluss jedoch typischerweise im Tumbling Flow Regime, d.h. dass die Froude-Zahl am Rampenfuß 1 ist. Deshalb kann das obige Kriterium für Riegelrampen nicht angewendet werden. Daher wird die folgende Vorgehensweise empfohlen:

- Wähle folgende Durchflüsse aus:
  - $q = 3.5 \text{ m}^3/\text{sm}$ : erwartete Untergrenze für den Fließübergang,  $Fr_{step} = 1.0$
  - $q = 6 \text{ m}^3/\text{sm}$ : erwartete Obergrenze für den Fließübergang,  $Fr_{step} = 1.0$
  - $q = q_{design} \text{ m}^3/\text{sm}$ : Bemessungsabfluss,  $Fr_{step} = 1.5$   
 $Fr_{step}$  Schätzung: siehe Abbildung 6.13
- Für die ausgewählten Durchflüsse bestimme die Unterwasser-Normalabflusstiefe  $y_{TW}$  aufgrund von Neigungs- und Rauheitsannahmen.
- Für die ausgewählten Durchflüsse bestimme:  $y_{step} = \sqrt[3]{q^2 \cdot Fr_{step}^2 / g}$  und  $v_{step} = q / y_{step}$
- Für die ausgewählten Durchflüsse bestimme die Lage des Wechselsprungs unterhalb der Rampe mittels Energiehöhenvergleich
- Wenn der Wechselsprung sich in der Unterwasserstrecke befindet (wie dies bspw. in Abbildung 9.4 der Fall ist), muss diese entsprechend gesichert werden

### 9.2.7 Böschungssicherheit

- Um die Böschungen zu sichern, soll der Böschungsfuß durchgehend mit einem Ansatzstein gesichert sein, der dieselben Abmessungen wie der Hauptstein der Riegel haben soll (Tabelle 9.4)
- Binde die Riegel sorgfältig in die Böschungsfußsicherung ein
- Halte die Höhe der Böschungssicherung des Flussabschnitts auch entlang der Rampe ein
- Oberhalb der Böschungssicherung pflanze heimische Bäume (Beschattung!), sofern dies nicht den Hochwasserabfluss negativ beeinflusst.

## 9.3 Kommentare und Erklärungen

Der Fließübergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow ist der kritischste Lastfall für die Stabilität der Rampe. Einige Forscher (Whittaker 1987, Volkart 1972, Sindelar, Knoblauch 2010) berichten bei diesem Fließzustand von der Entstehung von Vorkolken unmittelbar oberhalb eines Riegels.

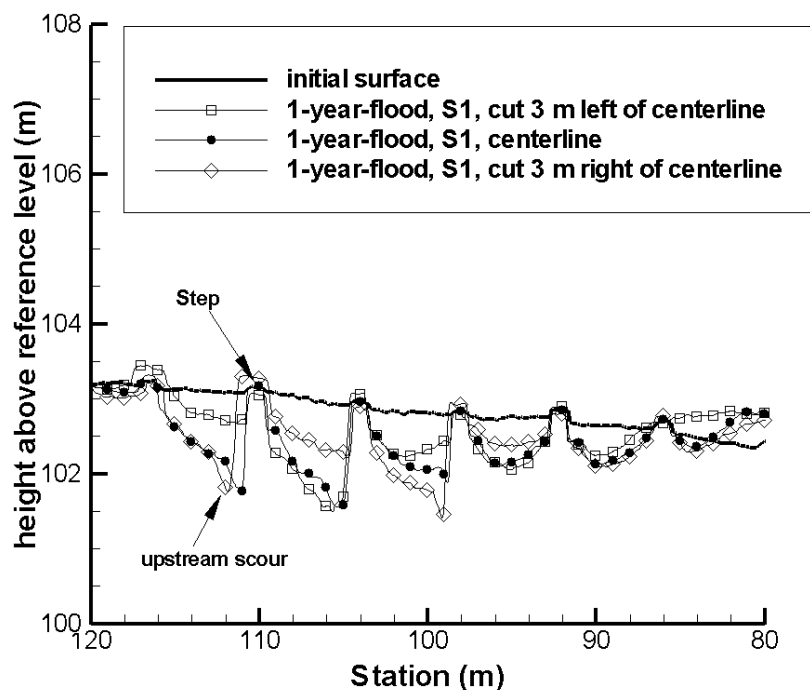


Abbildung 9.5 Vorkolk (upstream scour) im Modellversuch für die Pendelrampe Große Tulln, Längenschnitt, Riegelaufbau nur mit Hauptstein, aber ohne Kolksicherung, runder Kies, (Sindelar & Knoblauch 2010)

Während Nieder- und Mittelwasserabflüssen, die typischerweise mehr als 300 Tage im Jahr auftreten, wird sich bei der Pendelrampe unmittelbar unterhalb eines Riegels ein Kolk bilden, da die Riegel wie ein kleine Wehrüberfälle wirken. Die Strömung erreicht über dem Riegel die Grenztiefe und trifft auf dem Beckenboden auf (Abbildung 8.2). Bei sehr hohen Durchflüssen verlagert sich der Ort des Wechselsprungs in Richtung flussab, bis der Wechselsprung schließlich über den nächstunteren Riegel gespült wird (Abbildung 9.6). Dieser Prozess kennzeichnet den Fließübergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow. Vorkolke können entstehen (Abbildung 9.5).

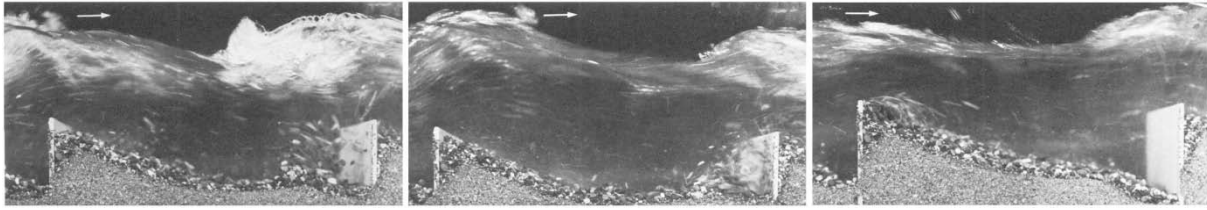


Abbildung 9.6 Vorkolkbildung beim Fließwechsel Tumbling Flow zu Rapid Flow (Volkart, 1972)

Auch wenn die Stabilitätsbetrachtungen für Rampenneigungen bis 6.5 % angewandt werden können (Kapitel 6.13), wird der empfohlenen Rampenneigung mit 3 % beschränkt. Der Grund dafür ist, dass keine Versuche mit beweglicher Sohle für diese steile Rampenneigung existieren und somit keine Informationen über das Kolkverhalten bei diesen Neigungen vorliegt.

Die vorliegende Studie unterstützt Morris' Empfehlungen (Gleichung 2-4) für den relativen Riegelabstand  $L/K$ , der im Bereich von 8.5-10 liegen soll. Abbildung 9.7 zeigt, wie die maximale Kolktiefe  $h_{scour}$  eines muldenförmigen Kolks in eine äquivalente Riegelhöhe  $K$  umgewandelt werden kann. Dazu wird Flächengleichheit zwischen dem muldenförmigen Kolk (strichlierter Bereich) und der grau markierten Zonen eines äquivalenten ebenen Beckens gefordert. Postuliert man eine maximale Kolkentiefe von 0.75-0.9 m (Kapitel 9.2.4) und eine Kolkmulde von parabolischer Gestalt, bewegt sich der relative Riegelabstand  $L/K$  innerhalb bzw. nahe von Morris' empfohlenem Bereich für Riegelabstände  $L = 5-7$  m (Tabelle 9.5).

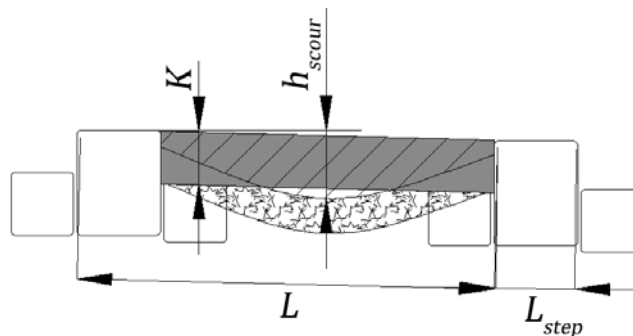


Abbildung 9.7 Maximale Kolkentiefe  $h_{scour}$  – äquivalente Riegelhöhe  $K$

$L$ (m)	$h_{scour}$ (m)	$K$ (m)	$L/K$	$q_{crit}$ for $I = 2.5 \%$	$q_{crit}$ for $I = 3.0 \%$
5	0.75	0.59	8.5	3.5	3.3
6	0.9	0.70	8.5	4.8	4.5
7	0.9	0.69	10.1	6.0	5.6

Tabelle 9.5 Relativer Riegelabstand  $L/K$  für  $L_{step} = 1.5$  m und für verschiedenen Riegelabständen, Übergangsabfluss  $q_{crit}$  gemäß Gleichung 6-5

# 10. Schlussfolgerungen und Aussicht

Es werden Dimensionierungsrichtlinien für Pendelrampen auf Basis eines physikalischen Modellversuchs für eine Pendelrampe in der Großen Tulln (Sindelar 2009), des weiterführenden Grundlagenversuchs der vorliegenden Studie und auf Basis von Naturmessungen bei einer Pendelrampe im Stübmingbach bereitgestellt.

Die Pendelrampe ist eine spezielle Riegel-Becken-Rampe. Die Riegel der Pendelrampe sind abwechselnd zum linken und rechten Ufer geneigt, wodurch sich bei niedrigen und mittleren Abflüssen ein mäandrierenden Stromstrich ergibt. Auf eine zusätzliche Beckensicherung kann in der Regel verzichtet werden. Die Querneigung der Riegel spiegelt sich auch in den Beckenkolken wider, die tendenziell die maximale Tiefe einmal links, einmal rechts der Gerinneachse haben. Auf diese Art erzeugt die Pendelrampe eine beträchtliche Fließ- und Tiefenvarianz, die wiederum für Sediment-Sortierungsprozesse in den Becken verantwortlich sind. All diese Eigenschaften werden als Indikatoren für gute ökologische Qualität angesehen.

Auf der anderen Seite bietet die Pendelrampe auch hydraulische Vorteile. Das typische Fließregime der Pendelrampe ist das sogenannte „Tumbling Flow“ Regime. Es ist gekennzeichnet durch eine zyklische Abfolge von strömenden und schießenden Bedingungen, wobei über den Riegeln die Grenztiefe auftritt. Es bilden sich kleine Wechselsprünge in den Becken, die für die ausgezeichnete Energieumwandlung der Rampe sorgen. Solange das Tumbling Flow Regime erhalten werden kann, tritt auch am untersten Riegel am Rampenfuß die Grenztiefe auf. Das ist die niedrigste, theoretisch mögliche spezifische Energiehöhe. Als Konsequenz kann die Kolksicherung unterhalb des Rampenfußes in der Unterwasserstrecke reduziert werden. Im Gegensatz dazu ist die vorhandene Restenergie bei der klassischen Blockrampe um einiges höher, was oft massive und teure Kolksicherungsmaßnahmen in der Unterwasserstrecke erfordert.

Wie aus den Untersuchungen über künstliche Riegelelemente (Kapitel 2.2 und Kapitel 6) folgt, ist die Energieumwandlung über Riegel-Becken-Sequenzen umso größer, je größer die Riegelhöhe ist, d.h. je tiefer die Becken sind. In der ansteigenden Hochwasserwelle werden die Beckenkolke durch Erosion tiefer, wodurch sich das Tumbling Flow Regime verlängert. Lässt der Durchfluss wieder nach, setzen sich die vom Hochwasser transportierten Sedimente ab und füllen die Becken wieder auf.

Die Nutzbarmachung des Tumbling Flow Regimes birgt aber auch Nachteile: Bei sehr hohen Durchflüssen finden ein Fließübergang von Tumbling Flow zum sogenannten Rapid Flow statt. Im Rapid Flow Regime schießt die Strömung über die Riegeloberkanten, in dem Becken bilden sich Walzen mit horizontaler Achse in Querrichtung. Die Energieumwandlung nimmt im Rapid Flow Regime ab. Der springende Punkt ist jedoch der Prozess des Fließüberganges selbst. Wie in den Versuchen mit beweglicher Sohle für die Pendelrampe in der Großen Tulln (Sindelar, 2009) beobachtet werden konnte, können beim Fließübergang Vorkolke entstehen, die die Stabilität des Riegels gefährden. Diese Bildung von Vorkolken kann reduziert oder gar vermieden werden, wenn der Riegelaufbau aus einem Hauptstein und zwei kleineren Kolksicherungssteinen ober- und unterhalb des Hauptsteins besteht, die zusammen im Längenschnitt eine dreieckige Form bilden.

Druckmessungen (Kapitel 6.12) um ein einzelnes Riegelement haben gezeigt, dass der Fließübergang von Tumbling Flow zu Rapid Flow den kritischsten Lastfall für die Stabilität eines Riegels darstellt. Bei diesem Übergangsabfluss ist die Liftkraft, die auf den Einzelstein wirkt, um das 2.6-fache höher als die Widerstandskraft, die von der Strömung auf den Stein ausgeübt wird. Die Gefahr, dass der Einzelstein in diesem Fall ausgespült wird, ist beträchtlich. Deshalb ist es wichtig zu wissen, bei welchem Durchfluss dieser Fließübergang stattfindet. Dank der Versuche der vorliegenden Studie ist es möglich, den Übergangsabfluss in Abhängigkeit der Design-Parameter Riegelhöhe  $K$ , Riegelabstand  $L$  und Rampenneigung  $I$  anhand eines semi-empirischen Kriteriums basierend auf der linearisierten Potentialtheorie zu berechnen (Gleichungen 6-5, 6-6 und 6-7).

Die Dimensionierungsrichtlinien, die in Kapitel 9 gegeben werden sind dergestalt, dass der Übergangsabfluss bei spezifischen Durchflüssen von  $3.5-6 \text{ m}^3/\text{sm}$  stattfindet. Das Vorhandensein eines natürlichen Sedimenttransports trägt zum Schutz der Riegel bei, da ein Teil der kinetischen Energie zum Transport der vom Fluss mitgeführten Sedimente verbraucht wird. Es muss daher gefordert werden, dass der natürliche Sedimenttransport beim Fließübergang nicht durch Geschieberückhaltende Maßnahmen (Geschiebefalle, Wasserkraftwerke und deren Spülmanagement) im Oberwasser der Rampe unterbrochen wird. Die Flusssedimente müssen mindestens dieselben charakteristischen Korndurchmesser haben wie in den Versuchen mit der beweglichen Sohle für die Pendelrampe in der Großen Tulln (Sindelar, 2009).

Es sind weiterführende Forschungsarbeiten notwendig um die maximal auftretende Kolktiefe  $h_{scour}$  in Abhängigkeit der Parameter Abfluss, Riegelabstand, Kornverteilung in den Becken, Rampenneigung und Vorhandensein eines Geschiebetriebs bestimmen zu können.

- $h_{scour} = f(q, I, L, d_{90}, d_m, \text{TF/RF, mit/ohne Geschiebetrieb})$

Sind die maximalen Kolkiefen bekannt, können unter Umständen die erforderlichen Steinmassen reduziert werden. Modellversuche mit beweglicher Sohle für steilere Rampenneigungen sollten durchgeführt werden, um gegebenenfalls steilere Rampenneigungen zulassen zu können.

Die Böschungstabilität sollte in Versuchen mit beweglicher Böschung näher untersucht werden.

# 11. Danksagung

An der Durchführung der Versuche waren mehrere Personen beteiligt: Ing. Christian Kraker (Messtechniker, † März 2010) programmierte die Steuerung für das Positioniersystem. Ing. Wolfgang Rois (Messtechniker) war für die Auswahl und Kalibrierung der Messgeräte zuständig. Dietmar Schönauer (Schlosser) half bei der Planung des modularen Rampensystems mit und baute die unterschiedlichen Rampenkonfigurationen ein. Andreas Wagner (Feinmechaniker) hat die Kiesplatten gefertigt. Dipl.-Ing. Thomas Gomerski war maßgeblich an der Versuchsvorbereitung beteiligt und führte den Großteil der Versuche mit der flachen Neigung durch. Dabei entstand auch seine Diplomarbeit „Energieumwandlung an Riegelrampen“. Shkelzen Kryeziu (Studienassistent) führte den Großteil der Versuche für die steile Rampenneigung durch. Im Rahmen eines Masterprojekts erledigte Herbert Geiger (Masterstudent) die Druckmessungen mit großer Sorgfalt und fundiertem Fachwissen. Allen Beteiligten sei ein Dank für die engagierte Mitarbeit ausgesprochen.

# Literaturverzeichnis

- ABERLE, J., 2000. Untersuchung der Rauheitsstruktur zur Bestimmung des Fließwiderstandes in Gebirgsbächen unter Klarwassereinfluss. *Mitteilungen des Instituts für Wasserwirtschaft und Kulturtechnik, Universität Karlsruhe*, 207.
- ABERLE, J., DITTRICH, A. and NESTMANN, F., 1999. Estimation of gravel-bed river flow resistance - Discussion. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 125(12), pp. 1315-1317.
- ABRAHAMSON, A.D., LI, G. and ATKINSON, J.F., 1995. Step-Pool Streams - Adjustment to Maximum Flow Resistance. *Water Resources Research*, 31(10), pp. 2593-2602.
- AFZALIMEHR, H. and ANCTIL, F., 1998. Estimation of gravel-bed river flow resistance. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 124(10), pp. 1054-1058.
- BARKDOLL, B.D., ETTEMA, R. and ODGAARD, A.J., 1999. Sediment control at lateral diversions: Limits and enhancements to vane use. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 125(8), pp. 862-870.
- BATHURST, J.C., 1978. Flow Resistance of Large-Scale Roughness. *Journal of the Hydraulics Division-Asce*, 104(12), pp. 1587-1603.
- BATHURST, J.C., LI, R.M. and SIMONS, D.B., 1981. Resistance Equation for Large-Scale Roughness. *Journal of the Hydraulics Division-Asce*, 107(12), pp. 1593-1613.
- BILLI, P., D'AGOSTINO, V., LENZI, M.A. and MARCHI, L., 1998. Bedload, Slope and Channel Processes in a High-Altitude Alpine Torrent. In: P.C. KLINGELMANN, R.L. BESCHTA, P.D. KOMAR and J.B. BRADLEY, eds, *Gravel-Bed Rivers in the Environment*. Highlands Ranch, CO: Water Resources Publications, pp. 15-38.
- BLAISDELL, F.,W and DONNELLY, C.,A., 1955. The box inlet drop spillway and its outlet. *Journal of the Hydraulics Division*, 81(841), pp. 1-2.
- BLAISDELL, F.,W and DONNELLY, C.,A., 1954. The box inlet drop spillway and its outlet. *Journal of the Hydraulics Division*, 80(534), pp. 1-41.
- BLEINES, W., 1951. Hydraulisch wirksame Absturzbauwerke. *Die Wasserwirtschaft*, 42(1), pp. 11-16.
- CHARTRAND, S.M. and WHITING, P.J., 2000. Alluvial Architecture in Headwater Streams With Special Emphasis on Step-Pool Topography. *Earth Surface Processes and Landforms*, 25, pp. 583-600.
- CHIN, A., 2002. The periodic nature of step-pool mountain streams. *American Journal of Science*, 302(2), pp. 144-167.
- CHIN, A., 1999. The morphologic structure of step-pools in mountain streams. *Geomorphology*, 27(3-4), pp. 191-204.
- CHIN, A. and WOHL, E., 2005. Toward a theory for step pools in stream channels. *Progress in Physical Geography*, 29(3), pp. 275-296.



- COMITI, F., ANDREOLI, A. and LENZI, M.A., 2005. Morphological effects of local scouring in step-pool streams. *Earth Surface Processes and Landforms*, 30(12), pp. 1567-1581.
- DIN 19661-2 - *Sohlenbauwerke*. 2000. German standard.
- DONNELLY, C.,A. and BLAISDELL, F.,W, 1966. Straight drop spillway stilling basin - Closure. *Journal of the Hydraulics Division*, 92(HY4), pp. 140-145.
- DONNELLY, C.,A. and BLAISDELL, F.,W, 1965. Straight drop spillway stilling basin. *Journal of the Hydraulics Division*, 91(HY3), pp. 101-131.
- DROBIR, H. and SIMMLER, H., 1970. *Modellversuch Gefällstufe der Feistritz in Ratten*. Graz: Institut für Konstruktiven Wasserbau der Technischen Hochschule Graz.
- FANNIN, J., 2008. Karl Terzaghi: From theory to practice in geotechnical filter design. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 134(3), pp. 267-276.
- FENTON, J.D. and ABBOTT, J.E., 1977. Initial Movement of Gravels on a Stream Bed. *Proceeding Royal Society, London*, , pp. 523-537.
- FEUERHAKE, F., 1957. Sohlenabstürze - Absturzbauwerke. *Wasser und Boden*, 9(10), pp. 400-408.
- FRANKE, P.-., 1970. *Abfluß über Wehre und Überfälle (Abriß der Hydraulik Band 4)*. Wiesbaden und Berlin: Bauverlag.
- GARBRECHT, G., 1957. Seitenkolke an Wehren, Abstürzen und Grundswellen. *Die Wasserwirtschaft*, 47(9), pp. 230-235.
- GEBLER, R., 2009. Bau von Sohlengleiten. *DWA-Naturnahe Sohlengleiten*, January, pp. 109-123.
- GEBLER, R., 2007. Hydraulische und konstruktive Anforderungen an Blockrampen zur Herstellung der biologischen Durchgängigkeit. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie, Glaziologie, ETH Zürich*, 201, pp. 37-48.
- GEBLER, R., 1991. *Sohlrampen und Fischaufstiege*. 1 edn. Walzbachtal: Eigenverlag.
- GEIGER, H., 2010. *Druckmessung, Grundlagenversuch an einer Riegelrampe (Masterprojekt)*, Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft, TU Graz.
- GOMERSKI, T., 2010. *Energieumwandlung an Riegelrampen (Diplomarbeit)*, Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft, TU Graz.
- GORING, D.G. and NIKORA, V.I., 2002. Despiking acoustic Doppler velocimeter data. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 128(1), pp. 117-126.
- GUNZELMANN, F., 1966. "Blocksteinrampen" und "Blocksteinsohlabstürze". *Wasser und Boden*, 18(1), pp. 7-9.
- HACKL, R., 2008. *Glasgerinne-Grundlagenversuch über die Funktionsweise von Bühnen*, Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft, TU Graz.
- HAGER W,H. 1993. Absturzbauwerke. *Schweizer Ingenieur u. Architekt*, Sonderdruck aus Heft 4:50-6.
- HARTUNG, F., 1973. Stützwellenkraftwerke. *Die Wasserwirtschaft*, 11-12.

- HARTUNG, F. and SCHEUERLEIN, H., 1970. Design of Overflow Rockfill dams, *10th International Congress on Large Dams (ICOLD)*, Montreal 1970, pp. 587.
- HASSINGER, R., 1991. Beitrag zur Hydraulik und Bemessung von Blocksteinrampen in flexibler Bauweise. *Institut für Wasserbau der Universität Stuttgart*, 74.
- HENGL, M., AUFLEGER, M., NIEDERMAYR, A. and SPANNRING, M., 2008. Sanierung Untere Salzach - Aufgelöste Sohlrampe als Mehrzweckbauwerk. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie, Glaziologie, ETH Zürich*, 208, pp. 751-761.
- HENGL, M., KORGER, H. and KROUZECKY, N., 2007. *Step-Pool Ramps For Epipotamal Rivers - Example Saalach*, , XXXII IAHR-Congress, Venice, 1-6 July 2007 2007, pp. 481-488.
- HENGL, M. and STEPHAN, U., 2007. Aufgelöste Blockrampen zur Stabilisierung von Fließgewässersohlen unter Berücksichtigung der Fischdurchgängigkeit. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie, Glaziologie, ETH Zürich*, 201, pp. 83-93.
- HESKE, F. and SHEPARD, W.M.F., 1937. Die neuen Triftanlagen in den Mürzforsten in der Nordsteiermark. *Zeitschrift für Weltforstwirtschaft - Review of World's Forestry*, Band V(Heft 2, November), pp. 1-103.
- HÖSS, R., 1968. Sohlabstanz mit eingeeengtem Überfallquerschnitt und dreidimensional erweitertem Tosbecken. *Wasser und Boden*, 20(1), pp. 15-18.
- JUDD, H.E. and PETERSON, D.F., 1969. Hydraulics of large bed element channels. *Utah Water Research Laboratory, Logan*, Report PRWG17-6.
- KENNEDY, J.F., 1961. *Stationary Waves and Antidunes in Alluvial Channels*. KH-R-2. California Institute of Technology.
- KEUTNER, C., 1937a. Die Ausbildung der Gefällbrechpunkte geregelter kleinerer Wasserläufe. *Bautechnik*, 15(40/41), pp. 518-533.
- KEUTNER, C., 1937b. Die Regelung kleiner Wasserläufe durch Errichtung von Gefällestufen. *Bautechnik*, 15(13/14), pp. 173-188.
- KNAUSS, J., 1979. Flachgeneigte Abstürze, glatte und rauhe Sohlrampen. *Mitteilung der Versuchsanstalt für Wasserbau der Technischen Universität München*, 41.
- KNAUSS, J., 1976. Gestaltung und Auswirkung von Sohlstufen, *Fortbildungslehrgang "Gewässerausbau"*, March 1976 1976, DVWK, pp. 1-41.
- KNIGHT, D.W. and MACDONALD, J.A., 1979. Hydraulic Resistance of Artificial Strip Roughness. *Journal of the Hydraulics Division-Asce*, 105(6), pp. 675-690.
- KOBUS H, editor. *Wasserbauliches Versuchswesen*. 2., revidierte Auflage ed. Hamburg und Berlin: Paul Parey; 1984.
- KORECKY N. Flach geneigte Riegelrampen, Bauwerksbemessung sowie konstruktive Ausführung des Ufer- und Nachbettschutzes. Schriftenreihe Bundesamt für Wasserwirtschaft, Österreich. 2007;28.
- LANE, S.N., CHANDLER, J.H. and PORFIRI, K., 2001. Monitoring River Channel and Flume Surfaces with Digital Photogrammetry. *J.Hydr.Engng.*, 127(10), pp. 871-877.
- Leistungsbeschreibung für den Flussbau. Wien: BMLFUW / Sektion VII/5; 2003. Report No.: V02.

- MAXWELL, A.R., PAPANICOLAOU, A.N., HOTCHKISS, R.H., BARBER, M.E. and SCHAFER, J., 2001. Step-pool morphology in high-gradient countersunk culverts. *Hydrology, Hydraulics, and Water Quality; Roadside Safety Features - Highway and Facility Design*, (1743), pp. 49-56.
- MENDE, M. and GASSMANN, E., 2009. Pendelrampen – Funktionsweise und Erfahrungen. *Ingenieurbiologie*, Heft 3, pp. 29-36.
- MENDE, M. and SINDELAR, C., 2010. Instream River Training: Lenkbuhnen und Pendelrampen, P. RUTSCHMANN, ed. In: *Wasserbau in Bewegung - Von der Statik zur Dynamik*, July 1-3 2010 2010, Institut für Wasserbau, TU München, pp. 36-44.
- MEYER-PETER, E. and MÜLLER, R., 1948. Formulas For Bed-Load Transport, 1948.
- MONTES, J.S. and CHANSON, H., 1998. Characteristics of undular hydraulic jumps: Experiments and analysis. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 124(2), pp. 192-205.
- MORRIS, H.M., 1969. Design of Roughness Elements for Energy Dissipation in Highway Drainage Chutes. *Highway Research Record*, 261, pp. 25-37.
- MORRIS, H.M., 1968. Hydraulics of Energy Dissipation in Steep, Rough Channels. *Virginia Polytechnic Institute, Research Division*, Bulletin 19.
- MORRIS, B.T. and JOHNSON, D.C., 1943. Hydraulic design of drop structures. *Transactions American Society of Civil Engineers*, 108, pp. 887-940.
- MORRIS, H.M., 1955. Flow in Rough Conduits. *Transactions American Society of Civil Engineers*, 120, pp. 373-410.
- NICKOLOTSKY, A. and PAVLOWSKY, R.T., 2007. Morphology of step-pools in a wilderness headwater stream: The importance of standardizing geomorphic measurements. *Geomorphology*, 83(3-4), pp. 294-306.
- NIEL, A., 1960. Über die Vernichtung kinetischer Energie durch niedere Gefällstufen. *Österr. Wasserwirtschaft*, 12(4/5),.
- NÚÑEZ-GONZÁLEZ, F. and MARTÍN-VIDE, J.P., 2010. Downstream-migrating antidunes in sand, gravel and sand-gravel mixtures, A. DITTRICH, K. KOLL, J. ABERLE and P. GEISENHAINER, eds. In: *Riverflow 2010*, Sept 8-10 2010 2010, Bundesanstalt für Wasserbau, pp. 393-400.
- ODGAARD, A.J., 2009. *River Training and Sediment Management with Submerged Vanes*. Reston, Va: ASCE.
- ODGAARD, A.J., 2005. Submerged Vanes - an Inexpensive Sediment Management Strategy. *Proceedings of the 2nd International Yellow River Forum on Keeping Healthy Life of the River, Vol Iv*, , pp. 31-35.
- ODGAARD, A.J. and WANG, Y., 1991a. Sediment Management with Submerged Vanes .1. Theory. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 117(3), pp. 267-283.
- ODGAARD, A.J. and WANG, Y., 1991b. Sediment Management with Submerged Vanes .2. Applications. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 117(3), pp. 284-302.
- PAGLIARA, S., 2007. Influence of sediment gradation on scour downstream of block ramps. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 133, pp. 1241-1248.

- PAGLIARA, S. and CHIAVACCINI, P., 2006a. Energy dissipation on block ramps. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 132(1), pp. 41-48.
- PAGLIARA, S. and CHIAVACCINI, P., 2006b. Energy dissipation on reinforced block ramps. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering-Asce*, 132(3), pp. 293-297.
- PAGLIARA, S., DAS, R. and PALERMO, M., 2008. Energy dissipation on submerged block ramps. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering-Asce*, 134(4), pp. 527-532.
- PAGLIARA, S. and PALERMO, M., 2008a. Scour control and surface sediment distribution downstream of block ramps. *Journal of Hydraulic Research*, 46(3), pp. 334-343.
- PAGLIARA, S. and PALERMO, M., 2008b. Scour control downstream of block ramps. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 134(9), pp. 1376-1382.
- PAGLIARA, S., PALERMO, M. and CARNACINA, I., 2009. Scour and hydraulic jump downstream of block ramps in expanding stilling basins. *Journal of Hydraulic Research*, 47(4), pp. 503-511.
- PETERKA, A.,J., 1964. *Hydraulic Design of Stilling Basins and Energy Dissipators*. No. 25 edn. Bureau of Reclamation, U.S. Department of the Interior.
- PETERSON, D.F. and MOHANTY, P.K., 1960. Flume Studies of Flow in Steep, Rough Channels. *Journal of the Hydraulics Division*, 86(HY9), pp. 55-76.
- PLATZER, G., 2000. Dimensionierung muldenförmiger Blocksteinrampen. *Schriftenreihe Bundesamt für Wasserwirtschaft, Österreich*, 9.
- PLATZER, G., 1983. Die Hydraulik der breiten Blocksteinrampe. *Schriftenreihe Bundesamt für Wasserwirtschaft, Österreich*, Sonderheft.
- RAND, W., 1965. Straight drop spillway stilling basin- Discussion. *Journal of the Hydraulics Division*, 92(HY1), pp. 102-107.
- RAND, W., 1956a. Flow Geometry at straight drop spillways. *Journal of the Hydraulics Division*, 82(HY1), pp. 57-62.
- RAND, W., 1956b. Flow Geometry at straight drop spillways. *Journal of the Hydraulics Division*, 82(HY3), pp. 7-9.
- RAND, W., 1955. Flow Geometry at straight drop spillways. *Journal of the Hydraulics Division*, 81(HY5), pp. 1-13.
- RAUDKIVI, A.J. and ETTEMA, R., 1982. Stability of Armour Layers in Rivers. *Journal of the Hydraulics Division*, 108(HY9),.
- RENNIE, C.D. and MILLAR, R.G., 1999. Estimation of gravel-bed river flow resistance - Discussion. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 125(12), pp. 1317-1319.
- ROSIER, B., BOILLAT, J.-. and SCHLEISS, A.J., 2004. Mapping of bed morphology for lateral overflow using digital photogrammetry Proceedings, , 14 to 17 November 2004 2004.
- ROSPORT, M., 1998. Fließwiderstand und Sohlstabilität steiler Fließgewässer unter Berücksichtigung gebirgsbachtypischer Sohlstrukturen. *Mitteilungen des Instituts für Wasserwirtschaft und Kulturtechnik, Universität Karlsruhe*, 196.

- SCHÄLCHLI, U., 1991. Morphologie und Strömungsverhältnisse in Gebirgsbächen: ein Verfahren zur Festlegung von Restwasserabflüssen. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie, Glaziologie, ETH Zürich*, 113.
- SCHAUBERGER, J., 2006. Viktor Schauburger, Das Wesen des Wassers. Baden und München: AT Verlag.
- SCHAUBERGER, V., 1930. Temperatur und Wasserbewegung - Grundlagen der Flußregulierung bei Berücksichtigung der Temperaturverhältnisse. *Die Wasserwirtschaft*, (24),.
- SCHAUBERGER, W., 1975. Die räumliche Krümmung von Gefällsstufen und Sturzbettenschwellen. *Wasser und Boden*, 27(10), pp. 265-268.
- SCHAUBERGER, W., 1973. Die räumliche Krümmung von Gefällsstufen und Sturzbettenschwellen. *Österr. Wasserwirtschaft*, 25(5/6), pp. 120-124.
- SCHAUBERGER, W., 1957. Naturgemäßer Wasserbau an geschiebeführenden Flüssen. *Wasser und Boden*, 9(11), pp. 434-437.
- SCHEUERLEIN, H., 1968. Der Rauherinneabfluß. *Mitteilung der Versuchsanstalt für Wasserbau der Technischen Universität München*, 14.
- SINDELAR, C., 2009. Modellbericht Pendelrampe Neulengbach - Dimensionierung und Stabilität. Graz: Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft, TU Graz.
- SINDELAR, C. and KNOBLAUCH, H., 2010. Design of a Meandering Ramp located at the River "Große Tulln", A. DITTRICH, K. KOLL, J. ABERLE and P. GEISENHAINER, eds. In: *Riverflow 2010*, Sept 8-10 2010 2010, Bundesanstalt für Wasserbau, pp. 1239-1246.
- SINDELAR, C. and KNOBLAUCH, H., 2008. Modellversuch zur Aktivierung des Sedimenttransports unterhalb von Flusskraftwerken, H.-. MINOR, ed. In: *Neue Anforderungen an den Wasserbau*, Sept 11-12 2008 2008, VAW, ETH Zürich, pp. 859-868.
- SINDELAR, C., KNOBLAUCH, H., BADURA, H. and GROBER, O., 2007. Monitoring of a Bent Training Structure at the River Mur, E.A. COWEN and D. HILL, eds. In: *Hydraulic Measurements and Experimental Methods, Book of Extended Abstracts*, Sept 10-11 2007 2007, ASCE/IAHR, pp. 118-123.
- SINDELAR, C. and MENDE, M., 2009. Lenkbuhnen zur Strukturierung und Stabilisierung von Fließgewässern. *Wasserwirtschaft*, Heft 1-2, pp. 70-75.
- SINGER, G., BESEMER, K., SCHMITT-KOPPLIN, P., HODL, I. and BATTIN, T.J., 2010. Physical Heterogeneity Increases Biofilm Resource Use and Its Molecular Diversity in Stream Mesocosms. *Plos One*, 5(3),.
- THOMPSON, P.,L. and KILGORE, R.,T., 2006. *Hydraulic Engineering Circular of National Highway Institute*, Third Edition(14),.
- VALLE, B.L. and PASTERNAK, G.B., 2006. Submerged and unsubmerged natural hydraulic jumps in a bedrock step-pool mountain channel. *Geomorphology*, 82(1-2), pp. 146-159.
- VOGEL, S., 2003. Ansätze zur Bemessung rauer Rampen in aufgelöster Bauweise. *Mitteilungen des Instituts für Wasserwesen, Universität der Bundeswehr München*, 88.
- VOLKART, P., 1972. Die Stabilisierung von Flussläufen mittels einer Folge von Querschwellen. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie, Glaziologie, ETH Zürich*, 6.

- WANG, Y.L. and ODGAARD, A.J., 1993. Flow-Control with Vorticity. *Journal of Hydraulic Research*, 31(4), pp. 549-562.
- WANG, Y.L., ODGAARD, A.J., MELVILLE, B.W. and JAIN, S.C., 1996. Sediment control at water intakes. *Journal of Hydraulic Engineering-Asce*, 122(6), pp. 353-356.
- WEICHERT, R.B., BEZZOLA, G.R. and MINOR, H., 2008. Bed morphology and generation of step-pool channels. *Earth Surface Processes and Landforms*, 33(11), pp. 1678-1692.
- WFD, 2000. *Water Framework Directive 2000/60/EC of the European Parliament and The Council Of The European Union*. Official Journal of the European Communities: L327.
- WHITTAKER, J.G., 1987. Sediment Transport in Step-pool Streams. In: C.R. THORNE, J.C. BATHURST and R.D. HEY, eds, *Sediment Transport in Gravel-Bed Rivers*. New York: John Wiley & Sons, pp. 545-579.
- WHITTAKER, J.G. and JÄGGI, M., 1986. Blockschwellen. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie, Glaziologie, ETH Zürich*, 91.
- WHITTAKER, J.G. and JÄGGI, M., 1982. Origin of step-pool systems in mountain streams. *Journal of the Hydraulics Division*, 108(HY6), pp. 758-773.
- WOHL, E.E. and THOMPSON, D.M., 2000. Velocity characteristics along a small step-pool channel. *Earth Surface Processes and Landforms*, 25(4), pp. 353-367.
- WOOLDRIDGE, C.L. and HICKIN, E.J., 2002. Step-pool and cascade morphology, Mosquito Creek, British Columbia: a test of four analytical techniques. *Canadian Journal of Earth Sciences*, 39(4), pp. 493-503.
- ZIMMERMANN, A. and CHURCH, M., 2001. Channel morphology, gradient profiles and bed stresses during flood in a step-pool channel. *Geomorphology*, 40(3-4), pp. 311-327.