



UNIVERSITÄT FÜR BODENKULTUR WIEN

Masterarbeit

Numerische Modellierung von hydraulischen Prozessen bei variierenden Rechenabständen mittels FLOW-3D zur Optimierung der Geschiebebewirtschaftung in Wildbächen

verfasst von

Dominik LINDSCHINGER, BSc

im Rahmen des Masterstudiums

Alpine Naturgefahren/Wildbach- und Lawinenverbauung

zur Erlangung des akademischen Grades

Diplom-Ingenieur

Wien, Mai 2022

Betreut von:

Univ.Prof. DI Dr. Johannes Hübl

Institut für Alpine Naturgefahren (IAN)

Department für Bautechnik und Naturgefahren der Universität für Bodenkultur Wien

Eidesstattliche Erklärung

Ich versichere an Eides statt, dass ich diese Masterarbeit selbstständig verfasst und keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel verwendet habe. Alle Gedanken, die im Wortlaut oder in grundlegenden Inhalten aus unveröffentlichten Texten oder aus veröffentlichter Literatur übernommen wurden, sind ordnungsgemäß gekennzeichnet, zitiert und mit genauer Quellenangabe versehen.

Die vorliegende Arbeit wurde bisher weder ganz noch teilweise in gleicher oder ähnlicher Form an einer Bildungseinrichtung als Voraussetzung für den Erwerb eines akademischen Grades eingereicht. Sie entspricht vollumfänglich den Leitlinien der Wissenschaftlichen Integrität und den Richtlinien der Guten Wissenschaftlichen Praxis.

Ort, Datum

Dominik LINDSCHINGER
(eigenhändig)

Gleichheitsgrundsatz

Aus Gründen der Lesbarkeit wurde in dieser Arbeit darauf verzichtet, geschlechterspezifische Formulierungen zu verwenden. Jedoch möchte ich ausdrücklich festhalten, dass die bei Personen verwendeten maskulinen Formen für beide Geschlechter zu verstehen sind.

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei allen bedanken, die mich im Laufe meines Studiums und besonders bei der Verfassung dieser Masterarbeit unterstützt haben.

Allen voran möchte ich mich bei Univ.Prof. DI Dr. Johannes Hübl und bei Assoz.-Prof. DI Dr. Bernhard Gems für die kompetente Betreuung, die konstruktiven Gespräche sowie für die zahlreichen Tipps im Umgang mit der Software FLOW-3D recht herzlich bedanken.

Ein großes Danke gebührt auch Herrn Friedrich Zott für die technische Unterstützung am Institut für Alpine Naturgefahren sowie Frau Monika Stanzer für die engagierte Hilfe bei organisatorischen Fragen während meines Studiums.

Weiters gilt auch all meinen Freunden und Studienkollegen vor allem für die gemeinsame Studienzeit sowie die ein oder andere fachliche Diskussion ein besonderer Dank. Ohne euch wäre meine Studienzeit bestimmt nur halb so lustig gewesen.

Meiner Freundin Birgit möchte ich in diesem Zuge auch für die großzügige Unterstützung während meiner Studienzeit und vor allem während dem Verfassen meiner Masterarbeit einen besonderen Dank aussprechen.

Zu guter Letzt möchte ich mich bei meiner Familie und besonders bei meinen Eltern für die Unterstützung und die Ermöglichung meines bisherigen Lebenswegs bedanken.

DANKESCHÖN!

Kurzfassung

Ein großer Teil des Dauersiedlungsraums in Österreich ist von Naturgefahren beeinflusst, weshalb schadbringende Wildbäche in der Vergangenheit mit Geschiebestausperren verbaut wurden. Diese haben jedoch nach heutigem Wissensstand nachweislich negative Einflüsse auf die Geschiebebewirtschaftung im Wildbacheinzugsgebiet und dessen Vorfluter. Dementsprechend wird bei Sanierungen solcher Bauwerke und insbesondere bei der Errichtung von neuen Filtersperren auf die Geschiebedurchgängigkeit beim Bauwerk geachtet. Um dabei eine optimale Balance zwischen Geschiebedurchgängigkeit und Geschieberückhalt zu erreichen, ist die Wahl eines günstigen Rechenabstands von außerordentlicher Bedeutung. Daher wurden in dieser Masterarbeit mit der numerischen Simulationssoftware FLOW-3D ausgewählte Filterkonstruktionen von Filtersperren mit variierenden Rechenabständen von $1,0 \times d_{90}$ bis $2,0 \times d_{90}$ bei unterschiedlichen Reinwasserabflüssen im Rechteckgerinne modelliert und die Einflüsse auf den Geschiebetransport analysiert. Dabei hat sich ergeben, dass sich die Filterkonstruktion „Schrägrechen mit Fußscheiben“ bei einem Rechenabstand von $1,4 \times d_{90}$ und Durchflüssen von $50 \text{ m}^3/\text{s}$ bis $150 \text{ m}^3/\text{s}$ in Bezug auf die Geschiebebewirtschaftung als besonders geeignet erweist. Bei der Filterkonstruktion „Mehrfach geknickter Rechen“ stellt ein Rechenabstand von $1,5 \times d_{90}$ in Kombination mit einer lichten Höhe von $2,0 \times d_{90}$ die günstigste Variante dar. Weiters wurden mit der Software FLOW-3D die strömungsdynamischen Auswirkungen einer geplanten Filtersperre am oberösterreichischen Rindbach untersucht und dabei die Ausbildung von Kehrwasserströmungen festgestellt sowie die hydraulische Ertüchtigung des Sperrenbauwerks beim Bemessungsabfluss nachgewiesen. Schlussendlich kann festgehalten werden, dass sich FLOW-3D gut für eine dreidimensionale detaillierte Ergebnisdarstellung eignet.

Abstract

A large part of the permanent settlement area is affected by natural hazards. Because of this fact, debris deposit dams have been built in damaging torrents in the past. However, according to the current state of knowledge, these have demonstrably negative effects on the bedload management at the catchment area and its outfalls. Accordingly, when old debris deposit dams are refurbished and especially when new filtering check dams are constructed, the attention is paid to the bedload continuity at the structure. In order to achieve an optimal balance between bedload continuity and bedload deposit, the selection of an optimal rake distance has a high significance. Therefore, in this master thesis selected filter constructions of filtering check dams with varying rake distances from $1,0 \times d_{90}$ to $2,0 \times d_{90}$ at different pure water discharges were modelled with the numerical simulation software FLOW-3D and the influences on bedload transport were analysed. It was found that the filter construction "Schrägrechen mit Fußscheiben" is particularly suitable for bedload management at a rake distance of $1,4 \times d_{90}$ and flows of $50 \text{ m}^3/\text{s}$ to $150 \text{ m}^3/\text{s}$. For the filter construction "Mehrfach geknickter Rechen" a rake distance of $1,5 \times d_{90}$ in combination with a clear height of $2,0 \times d_{90}$ is the best choice. In addition, the FLOW-3D software was used to investigate the flow dynamic effects of a planned filtering check dam at the Rindbach in Upper Austria. Thereby negative reverse currents were noted and the hydraulic capacity of the filtering check dam in case of the design discharge was proofed. Finally, FLOW-3D is well suited for a three-dimensional detailed presentation of results.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Problemstellung	1
1.2	Ziele der Arbeit	2
1.2.1	Forschungsfragen	3
1.3	Aufbau der Arbeit	4
2	Geschiebepbewirtschaftung	6
2.1	Geschiebetransportprozess	7
2.1.1	Verlagerungsarten	8
2.1.2	Geschiebetransportrate	12
2.2	Geschiebetransportbeginn	13
2.2.1	Schubspannung	15
2.2.2	Shields	17
2.2.2.1	Modifikationen des kritischen Shieldsparmeters	20
2.2.3	Meyer-Peter und Müller	21
2.2.4	Sonstige Ansätze	24
2.2.4.1	Kritische Geschwindigkeit	24
2.2.4.2	Grenzkorngröße	25
2.2.4.3	Zusammenfassung der Sohlstabilitätsansätze	26
3	Bauwerke nach Wirkungsbereichen	28
3.1	Entstehungsprozesse	29
3.1.1	Stabilisierung	30
3.1.2	Konsolidierung	30
3.2	Verlagerungsprozesse	32
3.2.1	Ablagerung	33
3.2.2	Dosierung	34
3.2.3	Filterung	35
4	Dimensionierung der lichten Weite von Filterkonstruktionen	36
4.1	Arten von Filterkonstruktionen	37
4.1.1	Balken	39
4.1.2	Rechen	40
4.1.3	Netz	42
4.2	Dimensionierungsansätze	44

4.2.1	Korngröße	44
4.2.2	Stabdimension	45
4.2.3	Absoluter Wert	45
4.2.4	Dimensionierungsansätze nach Sperrentypen.....	46
4.3	Rückstau	48
4.3.1	Ursachen.....	48
4.3.2	Direkte Auswirkungen	49
4.3.3	Indirekte Auswirkungen.....	50
5	Modellierung von hydraulischen Prozessen bei variierenden Rechenabständen ..	51
5.1	FLOW-3D	51
5.1.1	Anwendungsbereich	52
5.1.2	Numerik.....	53
5.2	Modellkalibrierung	58
5.2.1	Referenzmodell.....	59
5.2.2	Umsetzung in FLOW-3D.....	61
5.2.2.1	Digitale Rekonstruktion und Definition von Randbedingungen	63
5.2.3	Abweichungsanalyse	65
5.2.3.1	Laborversuch M 1:30 – Numerisches Modell M 1:30.....	66
5.2.3.2	Laborversuch M 1:1 – Numerisches Modell M 1:1.....	68
5.2.3.3	Numerisches Modell M 1:30 – Numerisches Modell M 1:1	70
5.3	Simulationen im Rechteckgerinne	71
5.3.1	Schrägrechen mit Fußscheiben	72
5.3.2	Mehrfach geknickter Rechen mit lichter Höhe.....	76
5.3.3	Mehrfach geknickter Rechen ohne lichte Höhe.....	79
6	Simulationen Rindbach	80
6.1	Beschreibung des Einzugsgebiets.....	80
6.2	Stand der Verbauung und geplante Maßnahmen.....	81
6.3	Umsetzung in FLOW-3D	83
6.3.1	Szenarien.....	86
6.3.1.1	Szenario 1: Stationärer Abfluss	86
6.3.1.2	Szenario 2: Teilweise instationärer Abfluss	87
6.3.1.3	Szenario 3: Teilverfüllung des Verlandungsraums bei stationärem Abfluss	88
7	Ergebnisse	89

7.1	Parameter und Annahmen für die Simulationen im Rechteckgerinne	89
7.2	Simulationsanalysen: Schrägrechen mit Fußscheiben	97
7.2.1	Schubspannungen und Energiehöhen	99
7.2.1.1	Messpunkt 60 m hinter der Sperre	99
7.2.1.2	Messpunkt 12 m hinter der Sperre	101
7.2.1.3	Messpunkt 1,2 m hinter der Sperre	103
7.2.2	Fließwechsel und hydraulischer Rückstau	106
7.2.3	Zusammenfassende Erkenntnisse in Bezug auf die Rechenabstände	111
7.3	Simulationsanalysen: Mehrfach geknickter Rechen	112
7.3.1	Schubspannungen und Energiehöhen	113
7.3.1.1	Messpunkt 100 m hinter der Sperre	113
7.3.1.2	Messpunkt 60 m hinter der Sperre	114
7.3.1.3	Messpunkt 12 m hinter der Sperre	117
7.3.2	Fließwechsel und hydraulischer Rückstau	119
7.3.3	Einfluss der veränderten Fluidichte	121
7.3.4	Zusammenfassende Erkenntnisse in Bezug auf Rechenabstände	123
7.4	Simulationsanalysen: Rindbach	124
7.4.1	Szenario 1: Stationärer Abfluss ohne Vorverfüllung des Verlandungsraums	124
7.4.2	Szenario 2: Teilweise instationärer Abfluss ohne Vorverfüllung des Verlandungsraums	127
7.4.3	Szenario 3: Stationärer Abfluss mit Teilverfüllungen des Verlandungsraums	128
7.4.3.1	1.600 m ³ Verlandungskubatur	128
7.4.3.2	2.400 m ³ Verlandungskubatur	130
7.4.3.3	5.000 m ³ Verlandungskubatur	131
8	Fazit	133
9	Verzeichnisse	137
9.1	Literaturverzeichnis	137
9.2	Abbildungsverzeichnis	144
9.3	Tabellenverzeichnis	148
9.4	Abkürzungsverzeichnis	149
10	Anhang	151
10.1	Bedienung und Anwendung der Software FLOW-3D	151
10.1.1	Simulation Manager	151

10.1.2	Model Setup.....	152
10.1.2.1	Global.....	152
10.1.2.2	Physics.....	154
10.1.2.3	Fluids.....	157
10.1.2.4	Geometry.....	158
10.1.2.5	Mesh.....	159
10.1.2.6	Boundary Conditions.....	161
10.1.2.7	Initial.....	163
10.1.2.8	Output.....	163
10.1.2.9	Numerics.....	164
10.1.2.10	Model Setup – FAVOR™.....	165
10.1.2.11	Simulate & FlowSight.....	166
10.1.2.12	History probes.....	167
10.1.2.13	Model Setup – Flux surfaces.....	168
10.1.3	Analyze.....	169
10.1.4	Display.....	170
10.2	Modellkalibrierung.....	171
10.2.1	Hydraulische Parameter der Modellkalibrierung.....	171
10.2.2	Abweichungsanalyse der Fließtiefe und Fließgeschwindigkeit Laborversuch – Numerisches Modell M 1:30.....	172
10.2.3	Visueller Vergleich Laborversuch – Numerisches Modell M 1:30.....	173
10.2.4	Steckbrief „D 20/20“ M 1:1.....	174
10.3	Kritische Schubspannungen je Korngröße $\tau_c d_i$ nach Meyer-Peter und Müller.....	175
10.4	Sohlschubspannungsmuster „Schrägrechen mit Fußscheiben“ 1,4 x d_{90}	176

1 EINLEITUNG

1.1 Problemstellung

Der Alpenraum ist seit jeher von Naturgefahren geprägt. Allein in Österreich sind 67 % der Staatsfläche Wildbach- und Lawineneinzugsgebiete, wobei in den vergangenen drei Jahren im Mittel eine Fläche von 42 km²/Jahr in Dauersiedlungsraum umgewandelt wurde. (BMLRT, 2020) (Umweltbundesamt GmbH, 2022) Aufgrund dieses steigenden Flächenbedarfs dehnt sich der Dauersiedlungsraum immer weiter in die Einzugsgebiete von Wildbächen aus, wodurch infolgedessen auch das Schutzbedürfnis der Bevölkerung ungemein steigt. Deshalb ist es umso wichtiger, den raumrelevanten Bereich vor Naturgefahren zu schützen und entsprechende Maßnahmen zu setzen.

Vor allem in der Vergangenheit waren die bautechnischen Aktivitäten zum Schutz vor schadbringenden Wildbächen sehr hoch. Häufig wurden diese deshalb mit Geschiebesperren, Konsolidierungssperren, etc. verbaut. Im Laufe der Zeit wurde dadurch allerdings der natürliche Geschiebetrieb im Einzugsgebiet unterbunden und der Sedimenthaushalt in Wildbächen sowie in dessen Vorflutern nachhaltig gestört. (ÖWAV, 2003) Deshalb begann in den letzten Jahrzehnten ein Umdenken, was zu einer Veränderung der Sperrenbauwerke in ihrer Gestalt und Funktion sowie einer Fokussierung auf die Geschiebebewirtschaftung im Wildbacheinzugsgebiet führte. Bereits unzählige Wissenschaftler wie Leys, Hampl und Zollinger haben sich mit dieser Thematik befasst und bis heute werden Sperrenbauwerke in Hinblick auf die Geschiebebewirtschaftung optimiert. Dabei werden neben Naturbeobachtungen vor allem physikalische Modellversuche durchgeführt, um die Durchgängigkeit des Geschiebes bis in den Vorfluter zu optimieren, aber dennoch das Schadenspotential im raumrelevanten Bereich zu minimieren.

Aktuell finden vor allem Dosier- und Filterbauwerke bei fluvialem Feststofftransport oder Murgang Anwendung, da sich großdolige oder kronenoffene Bauwerke zur Geschiebebewirtschaftung in der Praxis bewährt haben. (ONR 24800, 2009) Um jedoch die Sperrenöffnungen von Verklausungen durch Wildholz und große Geschiebekomponenten freizuhalten, werden Filterkonstruktionen wie Rechen, Balken oder Netze am Sperrenbauwerk angebracht. (Bergmeister & Suda, 2020) Durch diese bautechnischen Maßnahmen wird der Geschiebetransport direkt beeinflusst, weshalb es von immenser Bedeutung ist, einen entsprechenden Trade-off

zwischen Geschieberückhalt und Aufrechterhaltung des Geschiebetransportprozesses zu finden. Zur Dimensionierung von Filterkonstruktionen und deren lichten Weiten und Höhen gibt es dahingehend verschiedenste Ansätze, um diesen Trade-off zu optimieren. Da jedoch die Forschungen unter Zuhilfenahme von physikalischen Modellversuchen in diesem Zusammenhang mit einem hohen Zeit- und Kostenaufwand verbunden sind, können Modellumbauten und Parametervariationen wie bspw. Veränderungen der Rauigkeiten oder der Fluidichte nur bedingt umgesetzt werden. (ÖWAV, 2011) Für diese Probleme bietet die numerische Strömungsmechanik (CFD) eine praktikable Abhilfe. Dadurch können nämlich bspw. verschiedene Filterkonstruktionen mit variierenden lichten Weiten und Höhen bei unterschiedlichen Durchflüssen modelliert werden. Zudem ist es mittlerweile möglich, solche Modelle zum Beispiel mit der Simulationssoftware FLOW-3D im dreidimensionalen Raum zu berechnen und Auswirkungen auf die Strömungsdynamik zu evaluieren sowie die Filterkonstruktionen in Hinblick auf die Geschiebemanagement zu optimieren.

1.2 Ziele der Arbeit

Ein Ziel dieser Arbeit ist es, mit der numerischen Simulationssoftware FLOW-3D eine Modellierung von hydraulischen Prozessen zur Optimierung von Rechenabständen bei Filterkonstruktionen in Hinblick auf die Geschiebemanagement in Wildbacheinzugsgebieten durchzuführen. Außerdem wird darauf abgezielt, zu ermitteln, welche Auswirkungen variierende lichte Weiten und Höhen auf den Geschiebetransport haben sowie einen Trade-off zwischen Geschiebedurchgängigkeit und Geschieberückhalt zu finden. Dazu wird die Geschiebemanagement in Wildbacheinzugsgebieten näher beleuchtet, wobei der Fokus am Geschiebetransportbeginn liegt. Weiters soll eine Erhebung der verschiedenen Dimensionierungsansätze von Filterkonstruktionen erfolgen, worauf basierend ein Rahmen für die Auswahl an zu untersuchenden Filterkonstruktionen sowie lichten Weiten und Höhen geschaffen werden sollte. Die darauffolgenden dreidimensionalen Simulationen und weiterführenden Analysen sollten letztendlich einen möglichst günstigen Rechenabstand (für Rechteckgerinne bei Reinwasserabfluss) hervorbringen und als Grundlage für weitere Forschungen sowie die Praxis dienen. Ein weiteres eranntes Ziel dieser Arbeit ist, den Einfluss einer geplanten Filtersperre im oberösterreichischen Rindbach auf die Strömungsdynamik zu evaluieren und unter

der Annahme von möglichen Vorverfüllungen des Stauraums dieser Sperre das Abflussverhalten sowie eine mögliche Überlastung des Bauwerks zu untersuchen.

Aus all diesen erklärten Zielen ergeben sich die folgenden Forschungsfragen, welche im Zuge dieser Masterarbeit beantwortet werden.

1.2.1 Forschungsfragen

1. Wie kann Geschiebemanagement, besonders in Hinblick auf die Filterung von Geschiebe, in einem Wildbacheinzugsgebiet stattfinden?
2. Welche Rechenabstände sollten bei den Bautypen „Schrägrechen mit Fußscheiben“ sowie „Mehrfach geknickter Rechen“ gewählt werden, um den Geschiebetransport im Rechteckgerinne mit Hilfe der Simulationssoftware FLOW-3D zu optimieren?
 - a. Wie wirken sich variierende Rechenabstände einer Filterkonstruktion auf die Schubspannungen, den Geschiebetransport, die Strömungsdynamik und den hydraulischen Rückstau aus?
 - b. Inwiefern beeinflusst die lichte Höhe die Schubspannungen sowie die Strömungsdynamik hinter einer Filterkonstruktion?
3. Inwiefern verändert sich das Strömungsverhalten im Bereich der geplanten Filtersperre am Rindbach beim 150-jährlichen Bemessungsereignis mit stationärem bzw. teilweise instationärem Reinwasserabfluss sowie unterschiedlichen Vorverfüllungen des Verlandungsraums?

1.3 Aufbau der Arbeit

Um die Forschungsfragen dieser Arbeit zu beantworten, wird im ersten Schritt eine Aufbereitung der vorhandenen Literatur durchgeführt. Dazu wird in Kapitel 2 die Geschiebepotential definiert, auf das Geschiebepotential in Wildbacheinzugsgebieten eingegangen sowie die Transportkapazität eines Wildbachs beschrieben. Darauffolgend werden mögliche Verlagerungsarten sowie der Geschiebetransportbeginn erklärt. Dieser wird dabei besonders ausführlich beschrieben, da er eine wesentliche Grundlage für die späteren Auswertungen und Analysen bildet.

Das dritte Kapitel befasst sich mit Bauwerken in den unterschiedlichen Wirkungsbereichen eines Wildbacheinzugsgebiets, die den Geschiebetransport beeinträchtigen. Genau genommen wird auf jene Bauwerke näher eingegangen, die den Entstehungs-, aber vor allem den Verlagerungsprozess in der Transportstrecke eines Wildbachs beeinflussen.

Mögliche Arten von Filterkonstruktionen für die verschiedenen Bauwerke werden im 4. Kapitel dargestellt und dazugehörige Begrifflichkeiten wie bspw. die lichte Weite und Höhe definiert. Weiters werden in diesem Kapitel die verschiedenen Dimensionierungsansätze für lichte Weiten und Höhen aufgelistet und im Detail beschrieben. Außerdem wird explizit auf den Rückstau im Stauraum einer Sperre eingegangen.

Im 5. Kapitel kommt es nach einer theoretischen Einführung zu FLOW-3D zum praktischen Teil dieser Arbeit. Die Kalibrierung des ausgewählten physikalischen Modellversuchs im Rechteckgerinne in FLOW-3D wird nämlich beschrieben. Zudem werden in diesem Kapitel die ausgewählten Filterkonstruktionsbautypen „Schrägrechen mit Fußscheiben“ und „Mehrfach geknickter Rechen“ im Detail vorgestellt und die gewählten Modelleinstellungen in der Simulationssoftware dargelegt.

Das Kapitel 6 behandelt ebenso einen praktischen Teil dieser Arbeit. Es umfasst die Einzugsgebietsbeschreibung des oberösterreichischen Rindbachs, den aktuellen Stand der dortigen Verbauungen sowie die dreidimensionale Durchbildung der geplanten Filtersperre. Zudem werden auch die unterschiedlichen simulierten Szenarien mit sowohl stationären als auch teilweise instationären Reinwasserabflüssen mit und ohne Vorverfüllung des Verlandungsraums in diesem Kapitel beschrieben.

Im 7. Kapitel dieser Arbeit werden die Simulationsergebnisse präsentiert. Dafür werden zu Beginn die analysierten Parameter aufgezeigt und getroffene Annahmen erläutert. Anschließend werden die Ergebnisse der Simulationen im Rechteckgerinne, welche sich nach Schubspannungen und Energiehöhen, Fließwechsel und hydraulischer Rückstau, sowie zusammenfassende Erkenntnisse in Bezug auf die Rechenabstände gliedern, analysiert. Zusätzlich werden die untersuchten Auswirkungen einer erhöhten Fluidichte beim Bautyp „Mehrfach geknickter Rechen“ mit lichter Höhe angeführt. Den Abschluss dieses Kapitels bilden die Analysen der Simulationen vom Rindbach.

Im letzten Kapitel werden die Erkenntnisse dieser Arbeit kurz zusammengefasst und ein Fazit gezogen.

2 GESCHIEBEMANAGEMENT

Die Geschiebemanagement in Wildbacheinzugsgebieten ist von besonderer Bedeutung, da sie sich mit Maßnahmen auseinandersetzt, welche den Feststofftransport in Wildbächen regulieren sollten. Dies ist notwendig, da sich die Erosion von Feststoffen und die Anlandung an einer anderen Stelle im Wildbach sowohl auf die gesamte Morphologie der Wildbäche als auch auf die nachfolgenden Unterlieger auswirkt. (Bergmeister & Suda, 2020) In gewässermorphologischer Hinsicht kann ein permanenter Geschieberückhalt nämlich den Sedimenthaushalt nachhaltig stören und zu erheblichen Folgen im Unterlauf sowie im Vorfluter führen. In Anbetracht der Vulnerabilität von Siedlungen im raumrelevanten Bereich kann wiederum durch einen mangelnden Geschieberückhalt Hab und Gut sowie unter bestimmten Umständen auch Menschenleben gefährdet werden. Um solche Risiken zu minimieren, ist eine interdisziplinäre Zusammenschau von technischen, ökologischen und sozioökonomischen Maßnahmen notwendig. (ÖWAV, 2003)

Bereits im Jahr 2000 wurde die Wasserrahmenrichtlinie (WRRL) (2000/60/EG) vom Europäischen Parlament und dem Rat der Europäischen Union erlassen. 2003 wurde die EU-Richtlinie im Zuge der Wasserrechtsgesetz-Novelle in Österreich umgesetzt. Sie sollte dem Schutz der Gewässer sowie der Erhaltung und Verbesserung des aquatischen Ökosystems dienen. Außerdem ging mit dem Erlass der WRRL ein Verschlechterungsverbot einher. (EP und RAT, 2000) In Hinblick auf die Geschiebemanagement ist die WRRL von besonderer Relevanz, da sie Maßnahmen festlegt, um beispielsweise die Sohleintiefung des Vorfluters aufgrund eines Geschiebedefizits, welches durch den permanenten Rückhalt im Wildbacheinzugsgebiet verursacht wurde, zu unterbinden. (Jungwirth, 2003)

Neben dem Erlass der WRRL wurden im Rahmen der Interpraevent 2004 verschiedene Konzepte zur Geschiebemanagement, die im Einklang mit dem Geschieberegime von Wildbächen stehen, vorgestellt. Dabei wurde unter anderem auf die Geschiebedosierung mittels kronenoffener Sperrn verwiesen, auf welche im Laufe dieser Arbeit noch näher eingegangen wird. (Rudolf-Miklau & Patek, 2004)

2.1 Geschiebetransportprozess

Seit jeher ist der alpine Raum von naturbedingten Veränderungen geprägt. Einen Teil davon haben Wildbäche durch mehr oder minder stark ausgeprägte Verlagerungsprozesse im Einzugsgebiet beigetragen. Diese Verlagerungsprozesse stellen die Vorgänge beim Feststofftransport dar. Dabei werden verschiedene Arten von Feststoffen (Schweb-, Schwimmstoffe und Geschiebe) mittels Wasserkraft (fluvial) bewegt. Schwebstoffe (Ton/Schlamm) sind jene Teilchen, die durch Turbulenzen im Fließprozess in Schwebelage und über längere Zeit in Suspension gehalten werden. Holz, Gras oder sonstige anthropogen eingebrachte Feststoffe sind Schwimmstoffe, welche sowohl auf der Wasseroberfläche als auch im Wasser transportiert werden können. Gesteinsteile, die durch die Schleppkraft des Wassers im Nahbereich der Gerinnesohle gleiten, springen oder rollen, werden als Geschiebe bezeichnet. Werden nun diese Feststoffe durch fluviale Prozesse oder Murgänge transportiert, wird dies als Feststoff- bzw. Geschiebetransport definiert. (ONR 24800, 2009) Der Feststofftransport per se ist jedoch an unterschiedliche Einflussfaktoren wie das Geschiebepotential, die Transportkapazität und den Widerstand des Materials gekoppelt.

Das theoretische Geschiebepotential kann je nach Beschaffenheit eines Wildbacheinzugsgebiets im Zuge der Evaluierung eines Bemessungsereignisses abgeschätzt werden. In solch einer Untersuchung fließen geologische Verhältnisse, vorhandene Hangprozesse sowie die Vegetationsbedeckung ein. Weiters wird die Dynamik der Verlagerungsprozesse, welche sich während dem Geschiebetransport verändern kann (Erosion, Transport, Ablagerung), mit einbezogen. (Rudolf-Miklau & Patek, 2004) Je nachdem, ob in einem Gerinneabschnitt ein Überschuss an erodierbarem Material vorhanden ist, wird zwischen einem transportlimitierten und einem feststofflimitierten Verlagerungsprozess unterschieden. Bei Ersterem ist ein Überschuss an erodierbarem Material vorhanden, jedoch begrenzt die Transportkapazität die Geschiebeverlagerung. Bei Zweiterem ist das Angebot an Feststoffen limitiert. (Bergmeister, et al., 2009)

Ein weiterer Aspekt, der in die Geschiebepotentialabschätzung eines Wildbachs einfließt, sind die multivariablen Prozesskombinationen. Bereits 1910 prägte Stiny den Begriff der Geschiebeherde und konstatierte, dass nicht alle Erosionsformen mit der gleichen Verlagerungsgeschwindigkeit und Intensität zu Spitzenabflüssen bei einem Ereignis in Wildbächen beitragen. Muschel- und Dammanbrüche können große

Kubaturen in kürzester Zeit bereitstellen, wohingegen Feil-, Keil- oder Uferanbrüche zwar ebenso enorme Feststoffmengen darbieten können, jedoch die Mobilisierungszeit wesentlich ausgedehnter ist. (Hübl, et al., 2007)

Für die Ermittlung der potentiellen Kubatur des Geschiebepotentials im Ereignisfall müssen alle bekannten Parameter wie Transportkapazität, Erosion und Ablagerung (Sedimentation), etc. berücksichtigt werden. Die Kubatur wird als Geschiebefracht bezeichnet und kann nach Erosion, Ablagerung und Transportstrecke (keine zusätzliche Erosion sowie keine Ablagerung) aufgeschlüsselt in einer Geschiebebilanz gelistet werden. Wird diese Bilanz über die Gerinnelaufänge aufgetragen, ergibt sich das Geschiebefrachtendiagramm, welches einen visuellen Überblick über den Geschiebetransport im Einzugsgebiet bietet. Außerdem können daraus Maßnahmen für ein Schutzkonzept abgeleitet werden. (Bergmeister & Suda, 2020)

Neben dem Geschiebepotential wirkt sich auch die Transportkapazität auf den Geschiebetransport aus. Ein Geschiebetransportprozess setzt sich nämlich immer aus einem zu bewegendem Medium und einer treibenden Kraft zusammen. Ein bewegtes Medium ist ein Gemisch aus Wasser und Feststoffen. Die treibende Kraft ergibt sich aus mehreren Komponenten wie Fließgeschwindigkeit, Rauigkeit, etc., und wird im Zuge des Geschiebetransportbeginns näher beschrieben. (Fäh, 1997) Insgesamt bedarf es also einer bestimmten Strömungskraft des Wassers (Transportkapazität) und erodierbarem Material (Sedimentverfügbarkeit oder Geschiebedargebot). Die Transportkapazität kann mit zunehmendem Längsgefälle eines Gerinneabschnitts steigen, jedoch wirken einerseits morphologische Gegebenheiten im und um den Bachlauf sowie andererseits prozessspezifische Abläufe wie z. B. die Dichte der Wasser-Feststoffkonzentration, die Rauigkeiten der Bachsohle, der Ufer sowie des benetzten Umlands entgegen. Die Rauigkeiten der Bachsohle stellen dabei eine Form des Widerstands dar, worauf im Kapitel 2.2 Geschiebetransportbeginn detaillierter eingegangen wird. (Gems, et al., 2020)

2.1.1 Verlagerungsarten

Verlagerungsprozesse können anhand der Bewegungsart, der Korngröße der Feststoffe sowie des Wasseranteils des bewegten Mediums unterschieden werden. In der folgenden Abbildung 1 wird eine Klassifikation verschiedener Verlagerungsprozesse und deren fließende Prozessübergänge aufgezeigt. (Hübl, 2006) & (Phillips & Davies, 1991)

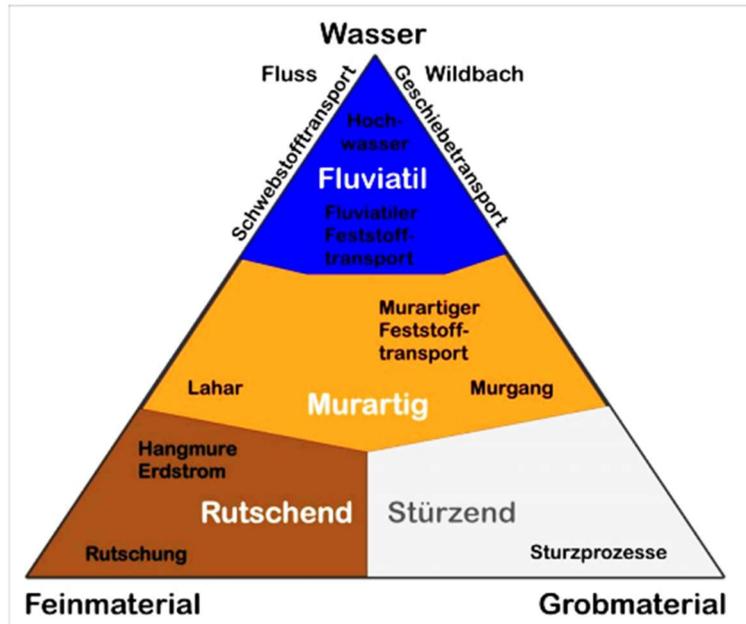


Abbildung 1: Verlagerungsprozesse (Phillips & Davies, 1991) modifiziert nach (Hübl, 2006)

Abbildung 1 veranschaulicht unter anderem den Einfluss des Wassergehalts innerhalb der Prozesse. An der Spitze des Dreiecks ist der Wasseranteil nahezu 100 % und verringert sich kontinuierlich nach unten hin. Mit zunehmendem Geschiebeanteil, sprich einer volumetrischen Feststoffkonzentration $c_v \left(\frac{\text{Volumen Feststoff}}{\text{Volumen Wasser} + \text{Volumen Feststoff}} \right)$ zwischen 0 % und 40 % kann sich der Verlagerungsprozess vom Hochwasser bis hin zum Murgang entwickeln. (Hübl, 2006) Je nach Prozessart kann dieser feststoff- oder flüssigkeitsgesteuert sein. Spielt das Wasser als Transportmedium eine untergeordnete Rolle, findet ein granularer Abfluss in Form eines Murgangs statt. Ist das Medium aber von Wasser dominiert, wird von Hochwasser, fluviatilem- oder murartigem Feststofftransport gesprochen. (ÖWAV, 2003) Jedoch kann sich an einem Punkt des Gerinnes die Prozessart im Verlauf eines Ereignisses durchaus ändern, sodass entlang der Gewässerachse unterschiedliche Prozesse zum gleichen Zeitpunkt stattfinden. (Hübl, et al., 2007) Ein Übergang von fluviatilen Geschiebe- auf murartigen Feststofftransport kann beispielsweise bei ausreichendem Geschiebedargebot und einer Sohlneigung von $\geq 10\%$ stattfinden, da die Interaktionen zwischen den Gesteinsteilen über die gesamte Abflusstiefe ansteigen. (Fäh, 1997)

Typische Verlagerungsprozesse in einem Wildbacheinzugsgebiet werden nach ONR 24800 wie folgt klassifiziert:

Hochwasser

Hochwasser definiert sich über eine außerordentlich hohe Wasserführung, bei dem vorwiegend Schwebstoffe und sohlnah Geschiebe transportiert werden. Maßgeblich für die transportierten Korngrößen ist dabei die Schleppkraft des Wassers, welche in Kapitel 2.2 näher ausgeführt wird. Die volumetrische Feststoffkonzentration ist im Promillebereich angesiedelt, da es quasi Reinwasser ist und die eingetragenen Schwebstoffe sich über den Abflussquerschnitt homogen verteilen. Das Fließverhalten des Fluids ist newtonisch und die spezifische Dichte kann mit 1.000 kg/m^3 angenommen werden. (ONR 24800, 2009)

Fluviatiler Feststofftransport

Das Fließverhalten ist ebenfalls newtonisch, jedoch ist beim fluviatilen Feststofftransport bereits ein höherer Anteil an Schwebstoffen und Geschiebe im Transportmedium ($\leq 20 \%$). Die Kornfraktionen können, je nach Verfügbarkeit und hydraulischer Strömungskraft, eine Größe bis in den Dezimeterbereich erreichen und vom Wasser mitgeführt werden. Der Geschiebetransport findet hauptsächlich in Sohlhöhe statt und zeichnet sich durch Hüpfen, Gleiten und Springen einzelner Feststoffkomponenten aus. Die spezifische Dichte des Fluids kann bis zu 1.300 kg/m^3 betragen. (ONR 24800, 2009)

Murartiger Feststofftransport

Im alpinen Raum tritt der murartige Feststofftransport sehr häufig auf und wird in facheinschlägiger Literatur auch als stark geschiebeführendes Hochwasser beschrieben. (Hübl, 2006) Prozesstypisch ist eine Verteilung aller transportierten Korngrößen über den Fließquerschnitt, eine volumetrische Feststoffkonzentration c_v im Bereich von 20% - 40 % und ein noch annähernd newtonsches Fließverhalten. Die spezifische Dichte kann zwischen 1.300 und 1.700 kg/m^3 variieren. Zudem liegt das Strömungsregime im turbulenten Bereich, sodass sich Feststoffe und Fluid annähernd mit der gleichen Fließgeschwindigkeit bewegen. (ONR 24800, 2009)

Murgang

Charakteristisch für einen Murgang sind ein hoher Geschiebeanteil, eine breiartige Masse und oftmals pulsierende Murschübe während dem Ereignis. Dabei können

Feststoffkomponenten im Meterbereich sowie Wildholz unsortiert transportiert und abgelagert werden. Die volumetrische Feststoffkonzentration c_v liegt jedenfalls über 40 % mit einer Dichte von $\geq 1.700 \text{ kg/m}^3$. Das Fließverhalten ist nicht newtonisch und nähert sich jenem eines Bingham-Fluids an. (Hübl, 2006) Ein Murgang lässt sich nach der Ablagerung in eine steinige Murfront, einen durchmischten Murkörper und einen viskosen Murschwanz unterteilen. In dieser Reihenfolge nehmen auch die vorkommenden Korngrößen ab. (ÖWAV, 2003)

Nachstehend wird in der Tabelle 1 eine schematische Auflistung der einzelnen Prozesse und dessen wichtigsten Unterscheidungskriterien angeführt.

Tabelle 1: Übersicht der charakteristischen Verlagerungsprozesse in Wildbächen (ONR 24800, 2009)

Verlagerungstyp	Hochwasser		Mure	
Verlagerungsart	fluviatil		murartig	
Bezeichnung	<i>Hochwasser</i>	<i>Fluviatiler Feststofftransport</i>	<i>Murartiger Feststofftransport</i>	<i>Murgang</i>
Prozesstyp	<i>Reinwasserabfluss</i>	<i>Schwacher Feststofftransport</i>	<i>Starker Feststofftransport</i>	<i>Murgang</i>
Fließverhalten	<i>newtonisch</i>	<i>newtonisch</i>	<i>annähernd newtonisch</i>	<i>nicht newtonisch</i>
Vol. Feststoffkonzentration	<i>% – Bereich</i>	$\leq 20 \%$	$20 - 40 \%$	$\geq 40 \%$
Größtkorn	<i>mm – cm</i>	<i>– dm</i>	<i>– m</i>	<i>– m</i>
Dichte [kg/m^3]	<i>1.000</i>	≤ 1.300	$1.300 - 1.700$	≥ 1.700
Reinwasserabflussbestimmung möglich	<i>Ja</i>	<i>Eingeschränkt</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>
Scherfestigkeit	<i>Keine</i>	<i>Keine</i>	<i>Keine</i>	<i>Vorhanden</i>
Maßgeblich wirkende Kräfte	<i>Turbulenz, Schleppspannung</i>	<i>Turbulenz, Schleppspannung</i>	<i>Auftrieb, Turbulenz, Schleppspannung, dispersiver Druck</i>	<i>Auftrieb, dispersiver Druck, viskose & friktionale Kräfte</i>
Fest- und Schwebstoffverteilung im Querschnitt	<i>Feststoffe sohnah, Schweb verteilt im Querschnitt</i>	<i>Feststoffe sohnah, Schweb verteilt im Querschnitt</i>	<i>Feststoffe und Schweb im Querschnitt verteilt</i>	<i>Feststoffe über gesamten Querschnitt verteilt</i>
Sortierung der abgelagerten Feststoffe	<i>vorhanden</i>	<i>vorhanden</i>	<i>kaum vorhanden</i>	<i>nicht vorhanden</i>

Damit eine übersichtliche Darstellung der Prozesse innerhalb eines Einzugsgebiets erstellt werden kann, wird das Prozess-Routing angewendet. Dazu werden sämtliche hydraulische und geomorphologische Gerinneabschnitte, die denselben Prozess aufweisen, untergliedert und mit dazugehörigen Symbolen versehen. Durch die Aneinanderreihung der einzelnen Gerinnesystemelemente (GSE) ergibt sich ein sogenanntes „abstrahiertes Gerinnesystem“ (AGS), welches in Abbildung 2 mit den einzelnen GSE dargestellt wird. Dies dient vorwiegend der Veranschaulichung, dem Prozessverständnis und der Gefahrenpotentialabschätzung, sodass darauffolgend eine Analyse und Bewertung der auftretenden Transportprozesse abgeleitet werden kann. In Kombination mit einem Geschiebefrachtdiagramm kann eine prozessorientierte, nachvollziehbare und transparente Maßnahmenplanung erstellt werden. (Mayer, et al., 2003)

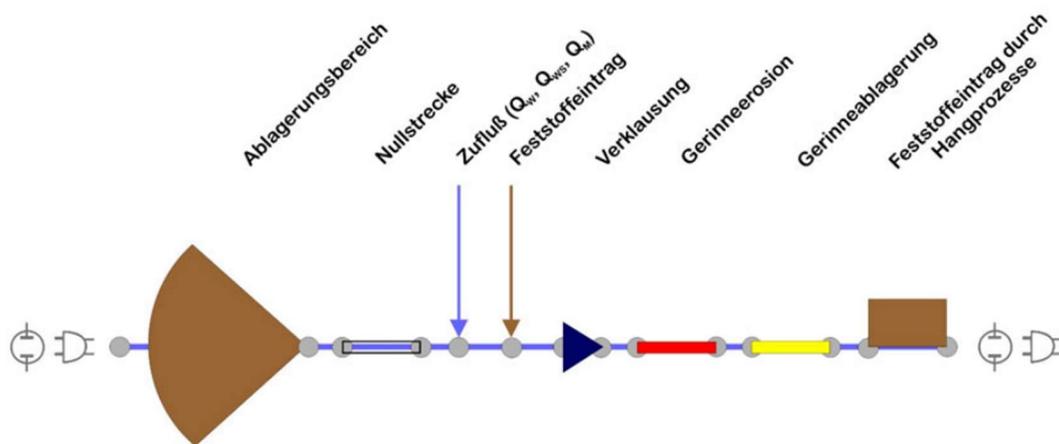


Abbildung 2: Darstellung eines AGS (Mayer, et al., 2003)

2.1.2 Geschiebetransportrate

Die Geschiebetransportrate q_B dient zur Abschätzung der Transportkapazität eines Bachs. Diese Kennzahl wird von vielen Wissenschaftlern auf eine Durchflussmenge je Breitenmeter [m^3/sm] bezogen. Bathurst, Jäggi, Meyer-Peter & Müller, Rickenmann und Whittaker sind hier nur stellvertretend als jene Autoren zu nennen, die sich mit dieser Thematik eingehend beschäftigt haben. Zur Definition des Mobilisierungsbegins haben die Wissenschaftler einen Ansatz für den kritischen Einheitsabfluss entwickelt. Außerdem kann die Transportrate in dimensionsloser Form über die sogenannte Einsteinzahl Φ ausgedrückt werden. (Rickenmann, 2014) Die Geschiebetransportrate wird hier allerdings nicht näher beleuchtet, da der Fokus auf dem Geschiebetransportbeginn liegt.

2.2 Geschiebetransportbeginn

Der Transportbeginn ist vor allem anfangs ein eher zufälliger Prozess, bei dem im Bereich der Sohle Turbulenzen sowie Schubspannungsspitzen entstehen, wodurch einzelne Körner aus dem Sohlverband gerissen und verlagert werden. (Rickenmann, 2014)

In alpinen Einzugsgebieten herrschen im Gerinne meist steile Sohlneigungen vor, sodass sich aufgrund der Sohldynamik keine Deckschicht ausbilden kann. Bei Gebirgsflüssen ist der Vorgang einer Deckschichtbildung häufiger zu beobachten. Deckschichten bilden sich durch Abflussprozesse, bei denen Geschiebe unterschiedlicher Korngrößen durch die vorherrschende Wasserkraft einregelt wird. Bei diesem Vorgang lagern sich kleinere Körner im Strömungsschatten von Größeren ab und bilden eine stabile Sohlform. Dieser Prozess wird in der Literatur als „Hiding-Effekt“ bezeichnet. Bricht jedoch die Deckschicht aufgrund hoher Strömungskräfte auf, wird binnen kürzester Zeit eine sehr große Geschiebemenge durch rückschreitende Erosion mobilisiert. (Rickenmann, 2014)

In Wildbächen wird somit ein jedes Korn direkt durch die auftretenden Fließkräfte der Wasserströmung beaufschlagt. Je nach Korngröße, -masse und -form ergeben sich für das Sohlmaterial unterschiedliche Widerstände. Eine Form des Widerstands beschreibt z. B. die Rauigkeit. Bei dieser wird zwischen zwei grundlegenden Arten differenziert: Die Kornrauheit, welche die allgemein vorherrschende Rauigkeit des Bettmaterial widerspiegelt, ist für den Sohlwiderstand von Bedeutung, wenn keine ausgeprägte Sohlform vorhanden ist. Typische Sohlformen für Wildbäche sind beispielsweise eine Aufeinanderfolge von Stufen und Becken (engl. Step-Pool-System), Korncluster oder Längswälle in Außenbögen der Sohle. Je nach geomorphologischen Verhältnissen können während der auf- und absteigenden Hochwasserganglinie diese Längs- und Querausformungen mehr oder minder stark ausgeprägt sein. Ist nun eine solche Sohlausbildung im Gerinne vorhanden, wird in der Literatur von Formrauigkeit gesprochen, da zusätzliche Verluste aufgrund der variierenden Strukturen auftreten. Es ist dabei jedoch zu erwähnen, dass je nach Morphologie des Gerinnes eine Kombination beider Arten maßgeblich ist. (ÖWAV, 2003)

Neben den Reibungskräften in Folge der Rauigkeiten wirken auch Auftriebskräfte auf das Sedimentkorn ein. Zu den Widerstandskräften des Sohlmaterials zählt unter anderem die Gewichtskraft, sodass ein einfaches Gleichungssystem für den

Bewegungsbeginn des Geschiebetransports aufgestellt werden kann. Das Prinzip dahinter veranschaulicht die Abbildung 3.

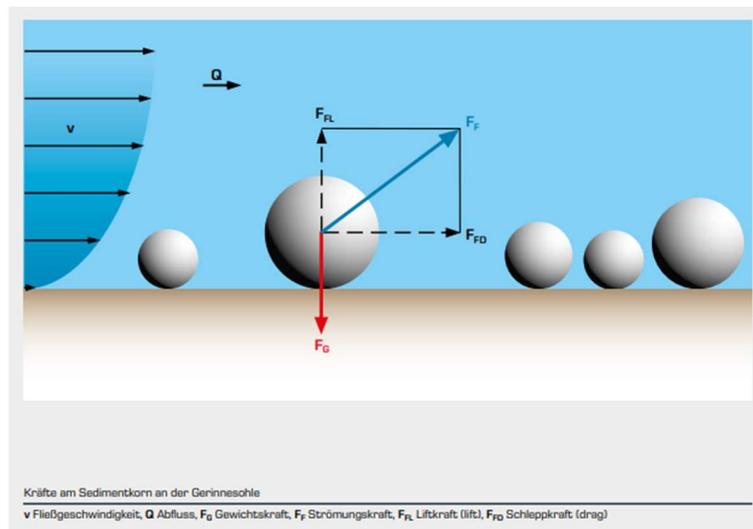


Abbildung 3: Kräfte am Sedimentkorn an der Gerinnesohle (G.U.N.T. Gerätebau GmbH, 2021)

Wird das Kräftesystem in Abb. 3 betrachtet, ergibt sich vereinfacht im eindimensionalen Raum die resultierende Strömungskraft (F_F) aus Auftriebskraft (engl. lift force) F_L und Schleppkraft (engl. drag force) F_D . (G.U.N.T. Gerätebau GmbH, 2021) Ist die resultierende Kraft F_F größer als die Summe der Widerstandskräfte, dann beginnt sich das betrachtete Korn zu bewegen. In der mehrdimensionalen Betrachtung des Sedimenttransports wird ein Flächenbezug hergestellt und infolgedessen wird nicht mehr von der Schleppkraft, sondern von der Schleppspannung, auch Schubspannung bezeichnet, gesprochen. (Bezzola, 2002)

Erreicht die Schubspannung einen gewissen Schwellenwert, beginnen sich einzelne Körner zu bewegen. Je nach Kornform können dabei unterschiedliche Bewegungsmuster, wie Kippen/Abrollen oder Abgleiten, auftreten. Beim Kippen/Abrollen induziert der Strömungsangriff ein maßgebliches Moment, sodass eine Rotationsbewegung erfolgt. Wird durch die Strömungskraft der Reibungswiderstand zwischen Korn und Auflagefläche überwunden, beginnt das Abgleiten. Beide Formen wurden in theoretischen Modellen zur Beschreibung des Transportbeginns angewendet. Shields hat beispielsweise in seinen Untersuchungen die Bewegungsform des Abgleitens genutzt. (Bezzola, 2002)

Das wohl am häufigsten genutzte Konzept zur Beschreibung des Geschiebetransportbeginns ist jenes der kritischen Sohlschubspannung. Es wurde

nicht nur von vielen Wissenschaftlern angewandt, sondern auch laufend adaptiert. Daneben gibt es auch noch die Möglichkeit der Charakterisierung des Bewegungsbeginns über die kritische Geschwindigkeit, die Grenzkorngröße und einige mehr. (Bechteler, 2006)

2.2.1 Schubspannung

Das vom Wasser benetzte Sohlmaterial eines Wildbachs wird durch verschiedenste Kräfte, wie beispielsweise von den Reibungskräften, beansprucht. Dabei bauen sich Kräfte pro Flächeneinheit auf, die je nach Sohlmorphologie und Abflussverhalten stark variieren können. (ÖWAV, 2011) Diese werden als tatsächliche oder aktuelle Sohlschubspannungen bezeichnet und bewirken beim Überschreiten eines Grenzwerts, der kritischen Sohlschubspannung, den Geschiebetransportbeginn. Dabei befinden sich kleine Partikel aufgrund von Turbulenzen in Schwebelage und größere Gesteinsteile werden durch die Wasserkraft bewegt. (ÖWAV, 2003) Die aktuelle Schubspannung τ wird bei Normalabflussverhältnissen, sprich ohne zeitliche und örtliche Veränderungen, wie folgt berechnet. (Patt & Gonsowski, 2011)

$$\tau * U * dI = \rho * g * A * \sin\beta \quad (1)$$

Wird nun die Gleichung (Gl.) 1 umgeformt, ergibt sich daraus die aktuelle Schubspannung:

$$\tau = \rho * g * r_{hy} * I \quad (2)$$

mit:

$$r_{hy} = \frac{A}{U} \quad (3)$$

τ	aktuelle Schubspannung	[N/m ²]
U	benetzter Umfang	[m]
ρ	Dichte des Wassers	[kg/m ³]
g	Erdbeschleunigung	[m/s ²]
A	Fließquerschnitt	[m ²]
r_{hy}	hydraulischer Radius	[m]
I	$\sin \beta \sim \tan \beta =$ Sohlgefälle	[-]

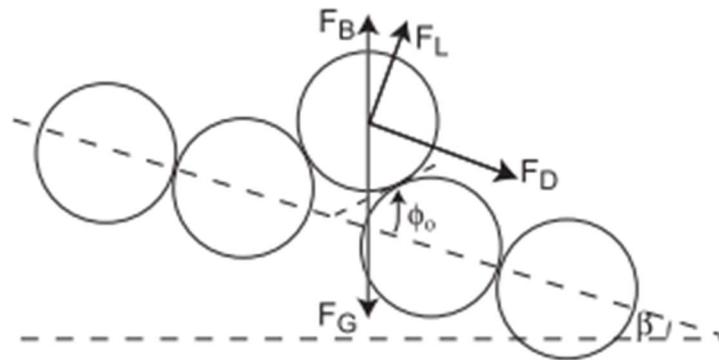


Abbildung 4: Kräftegleichgewicht eines Korns auf geneigter Sohle (Lamb, et al., 2008)

Abbildung 3 zeigte das Kräftesystem im ebenen Fall. Da jedoch der Sedimenttransport vorwiegend auf geneigten Sohlagen untersucht wird, muss das Sohlgefälle I (vgl. Abb. 4 Winkel β) bei den Gleichungssystemen (Gl. 1 und 2) berücksichtigt werden. Formel 2 beschreibt allgemein die aktuelle Schubspannung, wobei bei breiten Gerinnen ($b > 30 \cdot r_{hy}$) der hydraulische Radius durch die Wassertiefe h ersetzt werden kann. (Bollrich, 2000)

Die Schubspannung ist in der Natur und besonders im Ereignisfall keine fixe, gleichbleibende Größe und kann sich somit über den zeitlichen Verlauf hinweg ändern. Außerdem hat die Sohlneigung einen Einfluss auf die Schubspannung und den Transportbeginn. (Klar, 2016) Um dennoch die Geschiebetransportvorgänge in Sohlhöhe abzubilden, gab es in der Vergangenheit eine Vielzahl an Wissenschaftlern, die diese Prozesse im Rahmen von Laborversuchen und Studien analysierten. Dabei wurde zwischen dem Ein- und Mehrkornmodell unterschieden. Shields untersuchte beispielsweise auf einer ebenen Sohle den Transportbeginn, der auf dem Ansatz der Einheitskorngröße basiert. Einkornmodelle dienen vor allem der Dimensionierung eines Gerinnes, oder der Abschätzung der Geschiebefracht in einem Wildbacheinzugsgebiet. Weiterführende Studien erfolgten aufbauend auf den Ergebnissen von Shields durch Meyer-Peter und Müller. Dabei wurde der gleiche physikalische Ansatz verwendet, jedoch wurden die Untersuchungen mit unterschiedlichen Korngrößen ausgeführt. Mit solchen Mehrkornmodellen besteht im Vergleich zu Einkornmodellen auch die Möglichkeit, eine sich durch den Strömungsprozess ausbildende Deckschicht zu untersuchen. Grundsätzlich wird bei

allen Untersuchungen immer von einem stationären, sprich gleichbleibenden Zustand, bei dem sich die gesamte Sohle in Bewegung befindet, ausgegangen. (Klar, 2016)

Mit dem Schubspannungsansatz kann folglich eine Relation zwischen der aktuell vorherrschenden Schubspannung und der kritischen Schubspannung einer Korngröße, bei der sich ein Korn in Bewegung zu setzen beginnt, gebildet werden. Dazu hat beispielsweise Shields 1936 eine dimensionslose Zahl, welche Shieldszahl oder Shieldsparameter genannt, entwickelt. Jene basiert auf dem bereits erwähnten Ansatz der kritischen Schubspannung und wurde später von weiteren Autoren wie Meyer-Peter und Müller modifiziert. (Bezzola, 2002) In den nachfolgenden zwei Unterkapiteln wird konkret auf diese Ansätze näher eingegangen.

2.2.2 Shields

Eine der bekanntesten Beziehungen zwischen der Widerstandskraft des Korns und der angreifenden Strömungskraft stellte Shields 1936 auf. (Rickenmann, et al., 2012) Dabei untersuchte er den Bewegungsbeginn einer einheitlichen Sohle und basierend auf den Gleichgewichtsbedingungen entstand das Konzept des Shields-Faktors θ_c . Dieser ist eine dimensionslose Zahl, die sowohl für den hydraulisch glatten als auch den rauen Bereich angewendet werden kann. (ÖWAV, 2011)

$$\theta_c = \frac{\tau_c}{g * (\rho_s - \rho) * d} \text{ bzw. } \theta = \frac{\tau}{g * (\rho_s - \rho) * d} = \frac{u_*^2}{g * \left[\frac{(\rho_s - \rho)}{\rho} \right] * d} \quad (4)$$

mit

τ	aktuelle Schubspannung	[N/m ²]
τ_c	kritische Schubspannung	[N/m ²]
ρ	Dichte des Wassers	[kg/m ³]
ρ_s	Dichte des Feststoffs	[kg/m ³]
u_*	Schubspannungsgeschwindigkeit	[m/s]
d	Korndurchmesser	[m]
g	Erdbeschleunigung	[m/s ²]
θ_c	dimensionsloser kritischer Shieldsfaktor	[-]
θ	dimensionsloser Shieldsfaktor	[-]

Der Shields-Faktor θ ist eine Funktion der Korn-Reynoldszahl Re^* (5), die sich aus dem Quotienten des Differentials der Schubspannungsgeschwindigkeit u_* und der kinematischen Viskosität ν des Fluids ergibt. Mit dieser Gleichung 5 wird also das

Verhältnis zwischen der viskosen Unterschicht in Sohlhöhe und der Korngröße beschrieben. Die Schubspannungsgeschwindigkeit u_* kann mit Gl. 6 berechnet werden. (ÖWAV, 2011)

$$Re^* = \frac{du_*}{\nu} \quad (5)$$

$$u_* = \sqrt{\frac{\tau}{\rho}} \quad (6)$$

Ebenso ist es möglich, den dimensionslosen Shieldsfaktor θ als eine Korn-Froudezahl Fr^* anzugeben. (Zanke, 2013) Dabei ist Fr^* eine Funktion von Re^* :

$$Fr^* = f(Re^*) \text{ bzw. } \frac{0,1}{Re^*} \quad (7)$$

Basierend auf diesen Erkenntnissen erstellte Shields das bekannte Shields-Diagramm. Zanke erweiterte dieses noch um einen weiteren dimensionslosen Parameter, den sedimentologischen Korndurchmesser D^* (Gl. 8) (Zanke, 1990).

$$D^* = \left[\left(\frac{\rho_s}{\rho} - 1 \right) * \frac{g}{\nu^2} \right]^{1/3} * d \quad (8)$$

In seinem Diagramm bildete Shields einen Bereich ab, in dem der Transportbeginn stattfinden wird (vgl. Abb. 5), da der Mobilisierungsbeginn von Sohlmaterial keine klare Abgrenzung zwischen Ruhe und Bewegung hat. Grund dafür sind auftretende turbulenzbedingte Schwankungen der wirksamen Schubspannung und die Lagerung des einzelnen Kornes im Sohlverband. (Zanke, 2013) Zanke hat genau für dieses Problem unterschiedliche Wahrscheinlichkeiten berechnet, sodass der Geschiebetransportbeginn mit 10%-iger Sicherheit vorhergesagt werden kann. (Zanke, 1990)

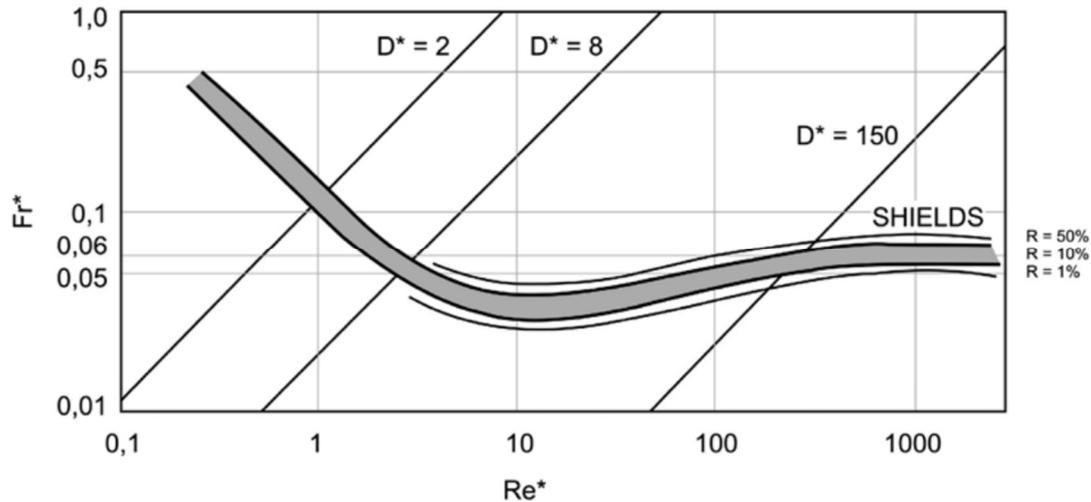


Abbildung 5: Shieldsdiagramm mit Bewegungsbeginn für unterschiedliche sedimentologische Korndurchmesser D^* modifiziert nach Zanke (Nachtnebel, 2008)

Wie in Abbildung 5 ersichtlich, hat Fr^* im hydraulisch rauen Bereich (bis $Re^* \approx 10$) keinen Zusammenhang mit der Korn-Reynoldszahl Re^* , sodass die Turbulenz in Sohlhöhe voll ausgebildet ist. Diese Phase wird neben Shields auch von Wissenschaftlern wie Meyer-Peter & Müller (MPM) als Nulltransportbedingung bezeichnet, bei der Fr^* nach Shields mit 0,06 und nach MPM mit 0,047 angenommen wird. (Koll, 2002)

Mit diesem Ansatz wird der Geschiebetransportbeginn infolge der Strömungskräfte auf einfache Art abgeleitet. Damit gehen jedoch etliche Vereinfachungen in den Annahmen und Versuchen einher. Shields hat eine nahezu ebene Sohle und eine sehr enge Sieblinie (0,1-5mm) gewählt, sodass sich theoretisch kleinere Korngrößen entlang der Strömung hinter den größeren Körnern ablagern könnten (Hiding-Effekt). Dieser Prozess der Deckschichtbildung wurde von Shields nicht weiter beachtet und stattdessen wurde von einem Einkornmodell ausgegangen. (Koll, 2013) Verglichen mit den Abbildungen 3 und 4 wurde die Auftriebskraft F_L des Kornes nicht berücksichtigt. Zudem muss angemerkt werden, dass die Ergebnisse von Shields auf Mittelwerten basieren. (Gessler, 1965)

Der Einfluss der Kornform auf die Schubspannung wurde von Shields zwar untersucht, dabei wurden aber nur ungenaue, nicht aussagekräftige Rückschlüsse gezogen: Sehr scharfkantiges Geschiebe hat beispielsweise eine höhere kritische Schubspannung als plattes, kantiges oder gerundetes Material. Beim Abgleiten von kantigen Kornformen nimmt die dimensionslose Schubspannung laut Bezzola um bis zu 40 % zu. (Bezzola, 2002) Dittrich et al. hat die Kornform in Kiesbettflüssen untersucht und

kam dabei zum Ergebnis, dass nur sehr geringe Abweichungen der Shieldszahl vorhanden sind. Vielmehr ist der Zusammenhang zwischen Kornform und Deckschichtbildung an der Sohle sehr bedeutend. (Dittrich, et al., 1992)

Um den Ansatz von Shields auch auf geneigten Gerinnestrecken anzuwenden, entwickelte Van Rijn eine Neigungskorrektur, mit jener der kritische Shieldsparameter je nach Neigungsverhältnissen vergrößert oder verkleinert wird. (Rijn, 1993)

$$\theta_{c; \text{ korr}} = k_{\beta} * k_{\gamma} * \theta_c \quad (9)$$

Die Faktoren k_{β} und k_{γ} in Gl. 9 spiegeln mit β den Sohlneigungswinkel und mit γ den Neigungswinkel der Sohle orthogonal auf die Gerinneachse wider. Findet der Geschiebetransport hangabwärts statt, wird der kritische Shieldsparameter durch k_{β} verringert und vice versa. Für hangabwärts gerichtete Strömungen wird mit Gleichung 10 die Neigungskorrektur in Längsrichtung berechnet. Der Winkel φ gibt den inneren Reibungswinkel (ca. 30°) des Sohl- bzw. Böschungsmaterials an. Sollte die Neigungskorrektur für bachaufwärts gerichtete Strömungen angewendet werden, ist lediglich die Summe von φ und β , anstatt der Differenz, zu bilden. (Rijn, 1993)

$$k_{\beta} = \frac{\sin(\varphi - \beta)}{\sin\varphi} \quad (10)$$

2.2.2.1 Modifikationen des kritischen Shieldsparameters

Wie bereits erwähnt basiert der kritische Shieldsparameter θ_c auf dem Einkornmodell und ist deshalb für eine Korngröße konstant. Neben dem Einfluss der Kornform und der Neigung haben Lamb et al. 2008 und Recking 2009 die kritische Shieldszahl einerseits nur über die Sohlneigung und andererseits über die Sohlneigung und eine spezifische Korngröße abgemindert. Dies wird dadurch begründet, dass sohlnahe, Schubspannungsverteilungen eher ein turbulenzbedingter Zufallsparameter seien. Einzelne Körner werden dementsprechend von momentan auftretenden Spannungsspitzen maßgeblich beeinflusst. Die Beanspruchung der Sohle wird dahingegen häufig über Mittelwerte, wie tiefengemittelte Geschwindigkeiten oder Schubspannungen, beschrieben. (Bezzola, 2002)

2008 stellte unter anderem Lamb fest, dass die kritische Shieldszahl mit der Sohlneigung korreliert. Dazu wurden sowohl Labor- als auch Felddaten untersucht und

darauf basierend Gleichung 11 entwickelt. Weder Korngröße, -form, Reibungswinkel des Materials noch Sohlmorphologie werden dabei näher berücksichtigt. (Lamb, et al., 2008)

$$\theta_c = 0,15 * S^{0,25} \quad \text{mit} \quad S = I = \tan \beta \quad (11)$$

Recking stellte im Vergleich zu Gl. 11 eine weitaus komplexere Formel auf, um bei einem natürlichen Gerinne mit breiter Kornverteilung einen fraktionsweisen Geschiebetransport (verschiedene Korngrößen fangen sich zu unterschiedlichen Zeitpunkten an zu bewegen) errechnen zu können. In Gl. 12 beachtet Recking nicht nur die Korngrößenverteilung, sondern auch den Einfluss der Sohlneigung S . Der Exponent γ liegt im Bereich von 0 und -1. Null bedeutet, dass die kritische Schubspannung linear von der Korngröße abhängt. Wenn $\gamma = -1$ werden alle Korngrößen bei gleicher Sohlschubspannung mobilisiert. Weiters erhielt er in seinen Untersuchungen mit $\gamma = -0,93$ die zuverlässigsten Ergebnisse. D_i entspricht dem jeweilig gewählten Perzentil einer Korngrößenverteilung und die Werte 1,32 sowie 0,037 sind als konstant anzusehen. (Recking, 2009)

$$\theta_{c_i} = (1,32 * S + 0,037) * \left(\frac{D_i}{D_{50}} \right)^\gamma \quad (12)$$

2.2.3 Meyer-Peter und Müller

Meyer-Peter und Müller (MPM) haben 1948 sowohl Versuche im Labor als auch Naturbeobachtungen durchgeführt und darauf basierend den Berechnungsansatz von Shields 1936 erweitert. Ihre Arbeit berücksichtigt, im Gegensatz zu Einkornmodellen, auch eine Korngrößenmischung. Weiters findet der Modellansatz nicht nur auf fast ebenen Sohlen, sondern bis zu einem Längsgefälle von 2,3 % seine Anwendung. Vor allem bei Berechnungen für Gebirgsflüsse wird dieser Ansatz häufig verwendet. (Gems, et al., 2020)

Basierend auf dem Konzept der kritischen Sohlschubspannung τ_c definierten MPM die maßgebliche Schubspannung τ_G . Jene ergibt sich aus der Differenz von einwirkender Schubspannung τ_w und kritischer Schubspannung τ_c (Gl. 13). Mitunter wollten Meyer-Peter und Müller 1948 die einwirkende Schubspannung reduzieren, um

einen auf die Sohle effektiv wirksamen Gerinnequerschnitt mit dem Faktor Q_s/Q zu ermitteln. Dieses Verhältnis ergibt sich aus Gl. 17. Um auch die Formrauheit der Sohle zu berücksichtigen, wird der Faktor $(k_{St}/k_r)^{3/2}$ einbezogen. (Gems, 2012)

$$\tau_G = \tau_W - \tau_C \quad (13)$$

$$\tau_C = A'' * (\rho_s - \rho) * g * d_m \quad (14)$$

$$\tau_W = \left(\frac{k_{St}}{k_r}\right)^{3/2} * \frac{Q_s}{Q} * \rho * R * I \quad (15)$$

$$k_r = \frac{26}{\sqrt[6]{d_{90}}} \quad (16)$$

$$\frac{Q_s}{Q} = \frac{r_{hy}}{h_m} \text{ bzw. } \left(\frac{v_m}{k_{St} * I^{1/2}}\right)^{3/2} \quad (17)$$

Bei der kritischen Schubspannung τ_C (Gl. 14) wird A'' als konstanter Modellparameter nach MPM festgesetzt und beträgt 0,047. (Gems, 2012) Bei der Berechnung der einwirkenden Schubspannung τ_W (Gl. 15) werden die beiden Werte k_{St} und k_r , welche beide Strickler-k-Werte sind, einbezogen. Den Gesamtwiderstand der Sohle stellt k_{St} dar, wohingegen k_r den Kornreibungswiderstand definiert. Nach MPM ist k_r (Gl. 16) von der Kornverteilung abhängig (d_{90} = 90%-Fraktil, bei dem 90 % der Korndurchmesser kleiner sind). Den Quotienten aus k_{St} und k_r in Gl. 15 gibt Patt & Gonsowski 2011 mit 1,0 bei einer ebenen Sohle und mit 0,5 bei hohen Sohlwellen, wie z. B. Dünen, an. Q_s gibt in Gl. 15 und 17 den auf die Sohle wirksamen Teil des Abflusses und Q den Gesamtabfluss wieder. Mit dem Quotienten aus mittlerer Geschwindigkeit v_m und dem Produkt aus Stricklerbeiwert k_{St} und Sohlgefälle I ergibt sich ebenso ein Faktor für die Abminderung bzw. Berücksichtigung des abflusswirksamen Querschnitts. (Hunziker, 1995)

Um abschließend den Bezug zur kritischen, dimensionslosen Schubspannung herzustellen, haben Meyer-Peter und Müller den Wert θ_c mit 0,047 als konstant angenommen. Dieser Wert ergibt sich aus der Zuordnung eines θ -Bereichs zu den jeweiligen Zustandsformen der Bachsohle (vgl. Tab. 2). (Patt & Gonsowski, 2011)

Tabelle 2: Shieldszahlen und deren Zustandsformen nach MPM 1949 (Patt & Gonsowski, 2011)

Shieldszahl θ	Zustandsform
0 – 0,03	Ruhe – kein Transport
0,03 – 0,047	vereinzelt Bewegung
>0,047	Geschiebetransport

Wird nun die einwirkende dimensionslose Schubspannung θ' auf den charakteristischen Korndurchmesser D bezogen, ergibt sich folgende Gleichung. (Klar, 2016)

$$\theta' = \frac{r_{hy} * I'}{\left(\frac{\rho_s}{\rho} - 1\right) * D} = \frac{h * I'}{(s - 1) * D} \quad \text{mit} \quad r_{hy} = \frac{Q_s}{Q} * h \cong h \quad (18)$$

In Gl. 18 wird der hydraulische Radius r_{hy} , ähnlich wie in Gl. 17, mit dem tatsächlichen abflusswirksamen Querschnitt dargestellt und berechnet. In mehrdimensionalen Strömungsberechnungen, welche in dieser Arbeit in weiterer Folge vorliegen, kann r_{hy} mit der Fließtiefe h substituiert werden. I' beschreibt das Kornreibungsgefälle, da für den Geschiebetransport nur der reibungsbedingte Anteil verwendet wird. Wie aus der Gl. 19 ersichtlich, kann I' durch die Reduktion des Energieliniengefälles I_E mit einem Riffel-Faktors μ (Gl. 20), der die Formverluste aufgrund der Sohlform ausdrückt, berechnet werden. Bei einer stationären Strömung entspricht I_E der Sohlneigung I . (Klar, 2016)

$$I' = \mu * I_E \quad \text{mit} \quad I_E = I \quad (19)$$

$$\mu = \left(\frac{k_{St}}{k_r}\right)^{3/2} \quad (20)$$

2.2.4 Sonstige Ansätze

2.2.4.1 Kritische Geschwindigkeit

Bereits 1935 beschäftigte sich Hjulström mit dem Zusammenhang des Geschiebetransportbeginns und der Fließgeschwindigkeit, die notwendig ist, um einzelne Körner zu bewegen. Er entwickelte folglich ein Diagramm (vgl. Abb. 6) für Quarzsand, in dem eine kritische mittlere Geschwindigkeit u_m , bei der sich der Sedimenttransport einstellt, einem Korndurchmesser gegenübergestellt wird. (Hjulström, 1935) Dabei wird grundlegend zwischen Ruhe und Bewegung differenziert. Hjulström leitet den Bewegungsbeginn auf einer nahezu ebenen Sohle ab und berücksichtigt dabei weder die Rauigkeit, die Wassertiefe noch die Viskosität. Daher ist zwar eine erste Annäherung und Abschätzung des Bewegungsbeginns möglich, in der Hydrodynamik wird aber das Konzept der kritischen Sohlschubspannung (siehe Kap. 2.2.1) präferiert. (ÖWAV, 2011)

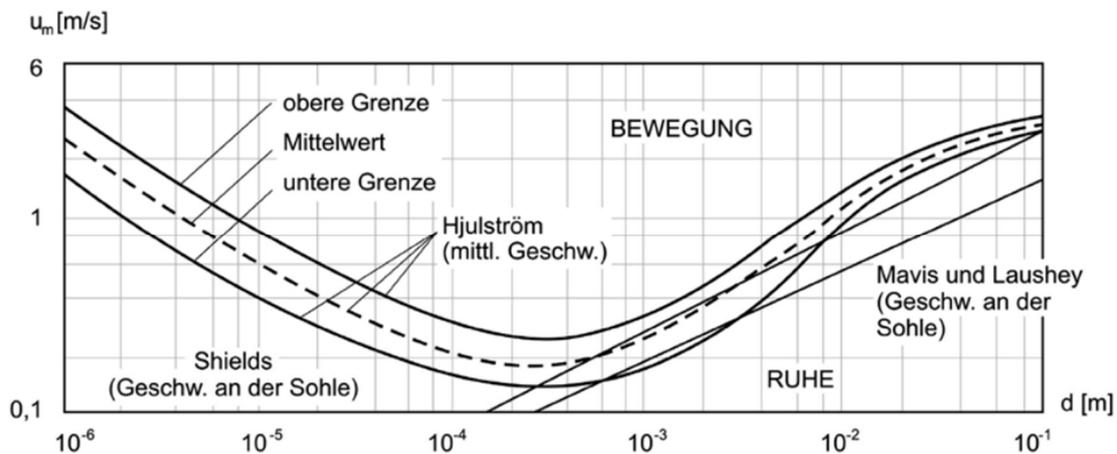


Abbildung 6: Bewegungsbeginn nach Hjulström 1935 (ÖWAV, 2011)

Für die kritische Geschwindigkeit leitete Zanke eine sehr ähnliche empirische Beziehung von Hjulström ab. Dabei werden die relative Feststoffdichte ρ' , der Korndurchmesser d , die kinematische Viskosität ν sowie die Kohäsion c und ein konstanter Wert von 5,25 einbezogen. Zudem ist α in Gl. 21 ein Faktor, der mit 1,5 die untere Grenze und mit 2,8 die obere Grenze im Hjulströmdiagramm (vgl. Abb. 6) abbilden soll. Die Gleichung von Zanke kann lediglich bei einer Wassertiefe von 0,7 – 2,0 m (Mittel 1,4 m) angewendet werden. Bei größeren Wassertiefen muss diese mit Gl. 22 multipliziert werden, wodurch auch die kritische Geschwindigkeit erhöht wird. (Bechteler, 2006)

$$u_c = \alpha * \left(\sqrt{\rho' * g * d} + 5,25 * \frac{v}{d} * c \right) \quad (21)$$

$$\left(\frac{h_{vorh.}}{1,4} \right)^{1/6} \quad \text{und} \quad \rho' = \frac{\rho_s - \rho}{\rho} \quad (22)$$

mit $h_{vorh.}$ in [m]

2.2.4.2 Grenzkorngröße

Der Geschiebetransportbeginn basiert in vereinfachter Form auf einer Strömungskraft, die auftreten muss, um ein Korn in Bewegung zu setzen. Das Korn selbst wirkt mit haltenden Kräften, die durch Eigengewicht, Reibungswinkel und den Sohlverband bestimmt werden, der Strömung entgegen. Kresser hat einen Zusammenhang zwischen der mittleren Fließgeschwindigkeit u_m und der Erdbeschleunigung aufgestellt, wodurch der kritische Korndurchmesser d_c [mm] berechnet werden kann (Gl. 23). (Kresser, 1964)

$$d_c = \frac{u_m}{360 * g} \quad (23)$$

Gehrig untersuchte wiederum den Geschiebetransport basierend auf dem Rheingeschiebe und stellte neben den Berechnungen der kritischen Sohlschubspannung auch eine einfache Regel für den Grenzkorndurchmesser d_c (Gl. 24) auf. Hierfür bezieht er lediglich die mittlere Abflusstiefe h_m und die Sohlneigung I in seinen Ansatz ein. (Gehrig, 1981)

$$d_c = 11 * h_m * I \quad (24)$$

Auffallend bei den Gleichungen 23 und 24 ist, dass nur ein Minimum an Parametern verwendet wird und aufgrund dessen die Ergebnisse nur ansatzweise die vorherrschenden Prozesse abbilden können. Dementsprechend wird der Ansatz des Geschiebetransportbeginns über die Grenzkorngröße nur der Vollständigkeit halber angeführt und in den anschließenden Vergleichen in dieser Arbeit nicht herangezogen.

2.2.4.3 Zusammenfassung der Sohlstabilitätsansätze

Die nachfolgende Tabelle 3 stellt eine Zusammenfassung der unterschiedlichsten Ansätze zur Ermittlung der Sohlstabilität dar. Diese werden nach dem Gefälle und dem Vorkommen einer Deckschicht differenziert. Bis auf die Berechnungsmethode von Shields haben alle Autoren in ihren Untersuchungen eine Kornmischung, sprich Körner unterschiedlicher Größe, als Sohlmaterial verwendet. Sofern sich eine Deckschicht ausbildet, können vor allem die Ansätze der Kategorie „Deckschicht im stabilen Zwischenzustand“ angewendet werden. Die Kalkulationen bei der „Deckschicht im Zustand maximaler Stabilität“ überschätzen laut Koll die Sohl Schubspannungen. Weder Wilcock et al. 1996, Meyer-Peter & Müller 1949 noch Shields 1936 haben die Deckschichtbildung in ihren Untersuchungen genauer betrachtet. (Koll, 2002)

Am Ende dieses Kapitels ist zu erwähnen, dass es auch bei murartigem Transportverhalten Ansätze zur Berechnung der Schubspannungen gibt. Dabei ist vor allem das Fließverhalten, dass dem eines Bingham-Fluids ähnelt, von Bedeutung. (Kaitna, et al., 2016) In diesem Kapitel wurde ausschließlich der Geschiebetransportbeginn bei fluviatilen Feststofftransportprozessen beschrieben.

2 Geschiebewardirtschaftung

Tabelle 3: Klassifizierung der Sohlstabilität mit Hilfe der Sohlschubspannung (Koll, 2013); (Bechteler, 2006); (Rickenmann, et al., 2012)

Sohlstabilität	Gefälle		Ansatz	Autor	Jahr
Keine Deckschicht	Geringes Gefälle	≤ 0,04 %	$\tau_c = 0,06 * (\rho_s - \rho) * g * d_{50}$	Shields	1936
		0,04 - 2,3 %	$\tau_c = 0,047 * (\rho_s - \rho) * g * d_m$	Meyer-Peter & Müller	1949
		-	$\tau_c = 0,035 * (\rho_s - \rho) * g * d_{50}$	Wilcock et al.	1996
Deckschicht im stabilen Zwischenzustand		-	$\tau_c = 0,047 * (\rho_s - \rho) * g * d_{mD}$	Gessler	1965
		-	$\tau_c = \left(\frac{d_{mZ} - d_m}{d_{mD} - d_m}\right)^{2/3} * \tau_{cmax}$	Schöberl	1992
		-	$\tau_c = 0,035 * (\rho_s - \rho) * g * d_{50Z}$	Parker & Klingeman	1982
Deckschicht im Grenzzustand	0,14 - 0,55 %	$\tau_c = \lambda_G * (\rho_s - \rho) * g * d_{max}$ mit $\lambda_G = \left(\frac{d_{mD}}{d_{max}}\right)^{0,64} * \left(\frac{d_{mA}}{d_{max}}\right)^{0,33}$	Günter	1971	
Deckschicht im Zustand maximaler Stabilität	Steiles Gefälle	2 - 20 %	$\tau_c = 0,042 * 10^{(2,2*I)} * g * (\rho_s - \rho) * d_{50}$	Graf & Suszka	1987
		-	$\tau_{cmax} = Fr_{*c} * (\rho_s - \rho) * g * d_{mD}$ mit $Fr_{*c} = \frac{0,6^2}{a_s * Fr_g^2}$ $a_s = \left(\frac{d_{90}}{d_{50}}\right)^{1/3} * \left(\frac{d_m}{d_{50}}\right)^{1/2}$ $Fr_g^2 = \frac{v_m^2}{(\frac{\rho_s}{\rho} - 1) * g * d_{mD}}$	Schöberl	1979
		-	$\tau_c = 0,045 * (\rho_s - \rho) * g * d_{90}$	Meyer-Peter & Müller	1949
		-	$\tau_c = Fr_{*c} * (\rho_s - \rho) * d_{50D}$ mit $d_{50D} = \frac{d_{max}}{1,8}$ $Fr_{*c} = 0,05 * \left[0,4 * \left(\frac{d_{50D}}{d_{50}}\right)^{-\frac{1}{2}} + 0,6\right]^2$	Chin	1985
Mobile Deckschicht	-	-	$\frac{\tau_{ci}}{\tau_{c50}} = \left(\frac{d_{Di}}{d_{50}}\right)^{0,018}$	Parker & Klingeman	1982

3 BAUWERKE NACH WIRKUNGSBEREICHEN

In Österreich sind zirka 67 % der Staatsfläche durch Wildbäche und Lawinen beeinträchtigt. (BMLRT, 2020) Durch den stetigen Anstieg der Bevölkerungsdichten und den lokalen Bebauungsdruck dehnen sich Siedlungen immer weiter in die Einzugsgebiete der Bäche und Flüsse aus. Dementsprechend wird heutzutage eine Vielzahl der Schwemmkegel von Wildbächen für Siedlungen, aber auch Agrarkulturen oder Infrastruktureinrichtungen genutzt. Dabei sind häufig vulnerable Objekte und Bereiche im unmittelbaren natürlichen Gefahrenbereich von Wildbächen und/oder Lawinen. Um diesen Bereich jedoch so klein wie möglich zu halten, werden, anstelle von Freiflächen für natürliche Ablagerungen, raumordnerische, flächenwirtschaftliche, biologische und/oder technische Maßnahmen geschaffen. Nur mit solch einem integralen Konzept können die Schutzmaßnahmen gegen Naturgefahren wirken. (ÖWAV, 2003)

In Wildbacheinzugsgebieten können Schutzbauwerke prinzipiell nach den vorkommenden Prozessen (Entstehungs-, Verlagerungs- und Ablagerungsprozess) im jeweiligen Wirkungsbereich untergliedert werden. Gemäß ONR 24800 wird auch nach Funktionstypen (Ablagerung, Ableitung, Filterung, etc.) unterschieden, sodass je nach Prozessart (fluviatiler Feststofftransport bis Murgang) speziell angepasste Bauwerke eingesetzt werden können (vgl. Kap. 4.1 Abb. 9). (ONR 24800, 2009)

In Folge werden hauptsächlich Bauwerke zur Geschiebebewirtschaftung näher betrachtet. Abbildung 7 gibt einen Überblick über mögliche Bauwerke und Maßnahmen in den Prozessgebieten.

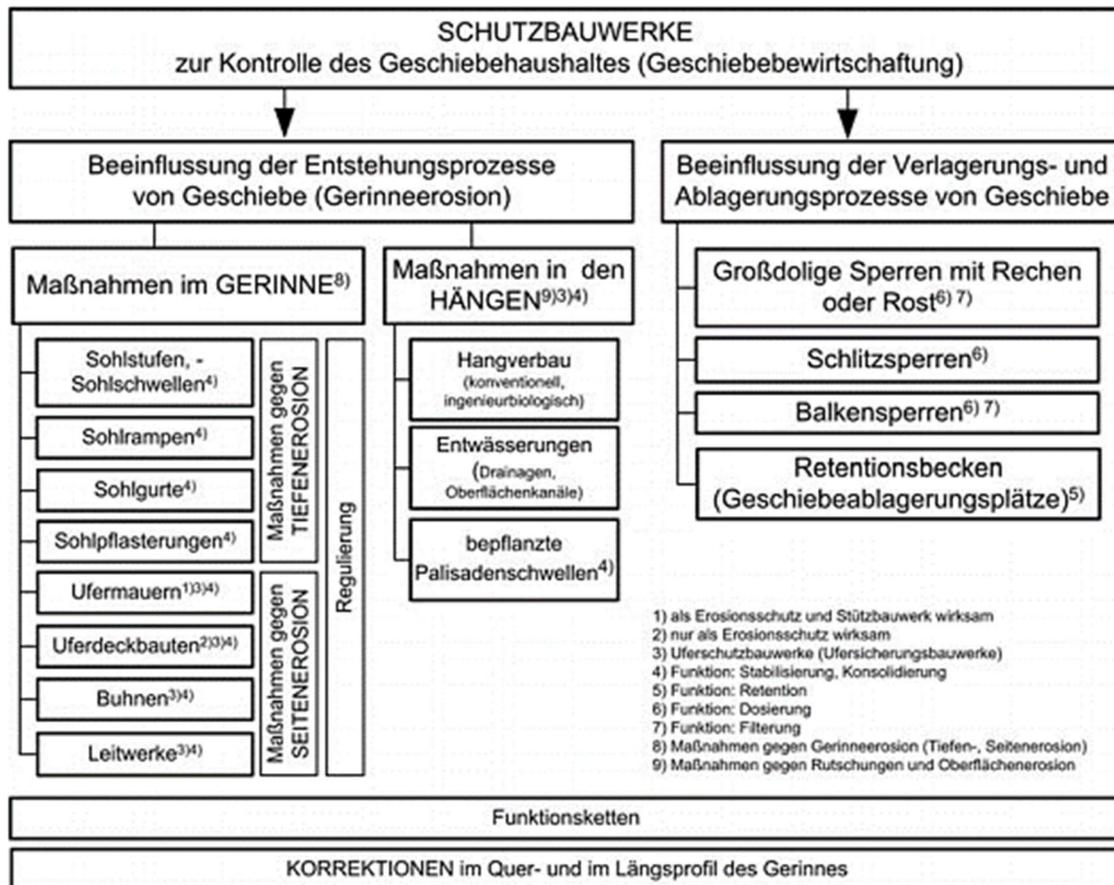


Abbildung 7: Schutzbauwerke zur Geschiebebewirtschaftung (Bergmeister & Suda, 2020)

3.1 Entstehungsprozesse

Wie in Abbildung 7 ersichtlich, können Maßnahmen, die den Entstehungsprozess von Geschiebe bzw. den Transport von Geschiebeherden in Wildbacheinzugsgebieten beeinflussen, in zwei Teile aufgegliedert werden. Ein Teil behandelt ausschließlich die Maßnahmen bei Erosionsprozessen im Gerinne wie zum Beispiel gegen Tiefen- oder Seitenerosion. Der zweite Teil beschreibt mögliche Maßnahmen bei umliegenden Grabeneinbindungen sowie Hängen im unmittelbaren Anschluss an das eigentliche Gerinne. (Bergmeister & Suda, 2020) Mit baulichen Maßnahmen kann vor allem im Ober- und Mittellauf eines Einzugsgebiets die Ereignisdisposition beeinflusst werden. Hierfür werden neben Querbauwerken, die orthogonal zur Gerinneachse stehen, auch Längsbauwerke, die parallel zur Bachachse verlaufen, verwendet. Je nach Schutzstrategie werden unterschiedliche Anforderungen an Bauwerke gestellt und definiert. (Hübl, 2018)

Mit verschiedenen bautechnischen Maßnahmen kann in das Prozessgeschehen eingegriffen werden. Über eine Verringerung der Fließgeschwindigkeit und/oder einer

Erhöhung des Sohlwiderstands kann die Transportkapazität eines Bachs geschmälert und folglich die Geschiebefracht optimiert werden. (Bergmeister & Suda, 2020) Um auf den Entstehungsprozess nachhaltig einzuwirken, sind unter anderem die folgenden Maßnahmen möglich.

3.1.1 Stabilisierung

Mit dem Funktionstyp Stabilisierung werden hauptsächlich der Reinwasserabflussprozess sowie der fluviatile Feststofftransportprozess beeinflusst. Der Anwendungsbereich erstreckt sich dabei über das gesamte Wildbacheinzugsgebiet. (ONR 24800, 2009) Das gemeinsame Ziel der mannigfaltigen Bauwerksanforderungen ist die Unterbindung bzw. Verringerung der Erosionsprozesse in die Tiefe sowie zur Seite hin. Charakteristische Bautypen für die Stabilisierung sind beispielsweise Sohlgurte und -schwelle, die der Sohlsicherung entlang eines Bachlaufes dienen. Der Hauptbaustoff ist hierfür meistens Beton in Kombination mit Wasserbausteinen, wobei in der Vergangenheit auch oftmals Holz in Verbindung mit Steinen verwendet wurde. Einige Bautypen aus Abbildung 7 erfüllen ihre Funktion nicht nur mit stabilisierender, sondern auch mit konsolidierender Wirkung. Diese zwei Funktionstypen sind sich in ihren Zielsetzungen sehr ähnlich. Beispiele hierfür sind einerseits die Verringerung der Fließgeschwindigkeit durch einen Ausgleich des Längsgefälles der Gerinneachse, und andererseits eine Verbesserung der Standsicherheit der Einhänge. (Bergmeister & Suda, 2020)

3.1.2 Konsolidierung

Konsolidierende Maßnahmen werden vor allem in Steilstrecken des Ober- und Mittellaufes von Wildbächen umgesetzt. Sie können bei so gut wie allen Prozessarten, von Reinwasser bis Murgang, angewendet werden. (ONR 24800, 2009) Lediglich die bautechnische Ausgestaltung variiert zwischen den einzelnen Prozessarten. Das Ziel dieses Funktionstyps ist ein temporärer bis dauerhafter Rückhalt von Geschiebe zur Verringerung des Sohlgefälles. Aufgrund des reduzierten Längsgefälles wird nämlich die Fließgeschwindigkeit gedrosselt, wodurch die Transportkapazität abnimmt. (Bergmeister, et al., 2009)

Konsolidierungen sind Absturzbauwerke, da durch den Überfall sowie die nachfolgenden Abflussprozesse eine Energieumwandlung stattfindet und eine

temporäre Geschiebeablagerung möglich ist. (ONR 24800, 2009) Vor allem in instabilen Gerinneabschnitten werden meist mehrere baugleiche Konsolidierungssperren errichtet. Jene dienen der Stabilisierung der Einhänge hinter dem jeweiligen Bauwerk und unterbinden somit den Geschiebeeintrag aus Hangprozessen. Solch eine Serie von Bauwerken wird Staffelung genannt. (Hübl, 2018) In Hinblick auf die Planung ist bei einer Staffelung darauf zu achten, dass im Idealfall eine sogenannte Nulldeckung zwischen den einzelnen Bauwerken vorhanden ist. Unter einer Nulldeckung wird die Höhendifferenz aus dem Längsgefälle und der Einbindetiefe, die von Bauwerk zu Bauwerk null ergibt, verstanden. Somit wird mit dem luftseitig vorderen Bauwerk das Gegenständliche vor Auskolkung und Tiefenerosion gesichert. Dafür muss allerdings die Fundamentunterkante des jeweiligen Bauwerks einer Staffelung mindestens einen Meter tiefer als die Hinterkante der Abflusssktion der unterliegenden Sperre eingebunden sein. (Bergmeister, et al., 2009)

Bei Konsolidierungssperren sollte die Geschiebedynamik im Verlandungsraum keinesfalls unberücksichtigt bleiben, da diese durchaus variabel ist. Bei hohem Geschiebetrieb kann eine Verlandung bis zum Erreichen des natürlichen Verlandungsgefälles erfolgen. Dabei ist die volumetrische Feststoffkonzentration von Bedeutung, denn je höher diese ist, desto steiler kann das Verlandungsgefälle werden. Schlussendlich ist es möglich, dass sich eine durchgehende Rampe über die gesamte Staffelung hinweg ausbildet. (Hübl, 2018) Im Anschluss an ein Ereignis wird durch Nieder- und Mittelwässer wieder ein Teil des angelandeten Materials in unterliegende Bachabschnitte umgelagert. (Bergmeister & Suda, 2020)

In der Vergangenheit wurden für den Bau von Konsolidierungssperren vor allem Baustoffe aus der Umgebung des Baufelds verwendet. Daher bestehen viele alte Konsolidierungen aus einer Kombination aus Holz und Stein. Die Bauausführung erfolgte meist in Form von doppelwandigen Krainerwänden. Heutzutage wird an unzugänglicheren Bachabschnitten ebenso diese Bauform präferiert, jedoch wird diese immer öfters von Stahlbetonbauwerken ersetzt, da die Lebensdauer in der Wasserwechselzone ein Vielfaches von Holzkonstruktionen ist. (Moser & Pfitscher, 2018)

3.2 Verlagerungsprozesse

Verlagerungsprozesse treten in einem Wildbacheinzugsgebiet hauptsächlich im Mittel- und Unterlauf auf. Sie kommen also bei Umlagerungs- und Transportstrecken im Gerinnesystem vor (vgl. Kap. 2.1). In diesen Bereichen kann die Geschiebedynamik durch bautechnische Maßnahmen stark beeinflusst werden. Aufgrund dessen ist es umso wichtiger, geeignete Funktionstypen zu wählen bzw. auch zu kombinieren, um eine Optimierung der Geschiebefracht über den gesamten Bachlauf bis hin zum Vorfluter erreichen zu können. Die Empirie hat dahingehend gezeigt, dass zu starker Geschieberückhalt im Oberlauf zu Sohleintiefungen in den darunterliegenden Bereichen führt. In der Vergangenheit sind sehr häufig Vollwandsperrren zur Steuerung des Verlagerungsprozesses verwendet worden. Durch die teilweise erschwerte Zugänglichkeit bzw. fehlende Wartung sind solche Funktionstypen oftmals vollständig verfüllt. In Anbetracht dessen prägt sich das Geschiebedefizit nicht nur im Einzugsgebiet aus, sondern setzt sich auch in den Vorflutern fort. (Bergmeister & Suda, 2020) Habersack führte beispielsweise Untersuchungen in einem Abschnitt der Donau durch, bei welchen eine Sohleintiefung von ca. 2 cm pro Jahr trotz einer künstlichen Geschiebezugabe nachgewiesen wurde. Ohne diese Materialzufuhr wäre die Sohleintiefung sogar bis zu 3,5 cm gewesen. Ferner hat das Defizit durch die (beinahe) gänzliche Unterbrechung des Geschiebetransports auch Auswirkungen auf die aquatischen Habitate. Interstitiellaicher wie die Bachforelle finden dadurch nur noch im geringen Ausmaß den benötigten Laichkies vor. (Habersack, et al., 2012)

Um den Schutz des raumrelevanten Bereichs zu gewährleisten, müssen bautechnische Maßnahmen ergriffen werden. Im Hinblick auf die Geschiebedynamik haben sich zur Beeinflussung der Verlagerungsprozesse offene Bautypen wie Geschiebedosier- und Geschiebefiltersperrren etabliert. Allgemein werden dabei drei Funktionstypen unterschieden: Ablagerung, Dosierung und Filterung. Unterscheidungsmerkmale dieser drei Typen sind vor allem die Größe der Sperröffnungen und die Rückhaltmenge bei Beaufschlagung. Diese zwei Faktoren sind direkt voneinander abhängig, denn je kleiner die Öffnungen sind, desto höher ist der Rückhalt der Ereignisfracht. Das Ziel der einzelnen Funktionstypen reicht von einem hohen Rückhalt bei der Ablagerung, bis hin zur Filterung, bei der nur sehr grobe Komponenten (große Gesteinsteile oder Wildholz) ausgefiltert werden sollen. (Hübl, 2018)

3.2.1 Ablagerung

Die Ablagerung beschreibt den Rückhalt von Wasser und/oder Feststoffen durch die Reduzierung des Spitzenabflusses im Ereignisfall. Der Ablagerung dienen entweder natürlich entstandene oder anthropogen geschaffene Überflutungsflächen bzw. Stauräume. Dementsprechend wird dabei zwischen stehender und fließender Ablagerung unterschieden. Erstere wird beispielsweise durch künstliche Maßnahmen wie Ablagerungsbecken hervorgerufen. Bei der fließenden Ablagerung verliert der Bach wiederum durch eine natürliche Aufweitung des Gerinnes oder Ausuferung auf Freiflächen am Talboden an Transportkapazität. Daraufhin verringert sich die Schleppkraft des Wasser-Feststoffgemischs und eine Sedimentation des bewegten Geschiebes wird erzwungen. (ONR 24800, 2009) Aufgrund dessen müssen verlandete Stauräume von Ablagerungsbauwerken maschinell geräumt werden, was durchaus hohe Kosten verursacht. Je nach Größe der Sperrenöffnungen kann mehr oder minder auch eine selbsttätige Entleerung durch Nieder- und Mittelwässer stattfinden. (Zollinger, 1983) Dieser Vorgang ist jedoch oft nicht möglich, da Wildholz die Öffnungen verlegt und den natürlichen Prozess behindert. (Piton & Recking, 2015)

Die Ablagerungsbauwerke haben, wie eingangs erwähnt, das Ziel, einen bestimmten Teil der Ereignisfracht zurückzuhalten, da oftmals aus unterschiedlichsten Gründen der Unterlauf nicht die Kapazität für die gesamte Ereignisfracht aufweist. In den letzten Jahrzehnten wurde diese Verbauungsmethode häufig gewählt, was dazu führte, dass sich in vielen Unterlaufstecken ein Geschiebedefizit ausbildete und so folglich Schäden durch Sohl- und Ufererosion auftraten. Aufgrund der Weiterentwicklung des Wissensstands wird heutzutage versucht, Stausperren nach Möglichkeit zu öffnen und das vorhandene System zu einem Dosierenden oder Filternden umzuwandeln. Mit diesen Maßnahmen sollte nicht nur dem Geschiebedefizit im Unterlauf und Vorfluter entgegengewirkt, sondern auch die finanzielle Belastung für den Konsensträger minimiert werden. (Jäger & Moser, 2013)

3.2.2 Dosierung

Die Dosierung hat eine direkte Einwirkung auf Reinwasser- und fluviatilen Feststofftransport im Mittel- und Unterlauf eines Wildbacheinzugsgebiets. Mit bautechnischen Maßnahmen wird versucht, den Peak einer Hochwasserwelle/eines Ereignisses zu kappen. Es wird also mit Hilfe von Dosierbauwerken die Ereignisfracht temporär zurückgehalten und zeitverzögert wieder abgegeben. Der Stauraum des Bauwerks soll also in der abklingenden Hochwasserwelle durch die vorherrschende Wasserkraft auf natürlichem Wege wieder ausgespült werden. Dadurch kann ein Ereignis auf ein unschädliches Maß reduziert und gefahrlos im Unterlauf bewirtschaftet werden. (ONR 24800, 2009) Um eine Dosierung der Ereignisfracht zu erreichen, werden großdolige oder kronenoffene Bautypen (ggf. auch Schlitzsperrn) verwendet. Damit das mittransportierte Wildholz die Öffnungen nicht verlegt, werden einzelne Balken- oder Rechenkonstruktionen wasserseitig vorgeschaltet. Je nach Größe der Öffnungen baut sich gegenüber dem fließenden Wasser ein dementsprechender hydraulischer Widerstand auf. Dieser führt in Folge zu einem hydraulischen Rückstau im Verlandungsraum, wodurch die Fließgeschwindigkeit reduziert und das Transportvermögen des Wassers verringert wird. (Hampel, 1982) Die Wahl der Schlitzbreite, der Dolengröße oder des Stab- bzw. Balkenabstands kann den selektiven Rückhalt von Geschiebe beeinflussen. Die Öffnungen muss allerdings immer so dimensioniert und situiert werden, dass Nieder- und Mittelwässer ($\approx HQ_{10} - HQ_{30}$) ohne Rückstau abfließen können und den Geschiebetrieb nicht behindern. (Hübl, 2018)

Vor allem bei Wildbächen mit großem Geschiebepotential und breiter Korngrößenverteilung liegt der Vorteil von Dosierwerken in der hohen Durchgängigkeit. Ebenso ist an dieser Stelle der positive Effekt auf die aquatischen Lebewesen zu erwähnen, da durch die großen, sohlgleichen Öffnungen in den Sperrn oder kronenoffenen Bauwerken ein leichteres Passieren dieser harten Verbauungen ermöglicht wird. (ÖWAV, 2003)

Der nachfolgende Funktionstyp Filtern (vgl. Kap. 3.2.3) weist ähnliche Konstruktionsmerkmale wie jene bei Dosierbauwerken auf. Dieser sollte jedoch erst bei größeren Ereignissen als dem Bemessungsereignis einen hydraulischen Rückstau erzeugen. (Bergmeister, et al., 2009)

3.2.3 Filterung

Filterbauwerke dienen hauptsächlich dem Rückhalt von Wildholz und Gesteinsblöcken, die das Abflussprofil der unterliegenden Gerinnestrecke verlegen oder beschädigen würden. (ONR 24800, 2009) Bei diesen Bauwerken können grundsätzlich zwei verschiedene Bautypen differenziert werden. Einerseits kann die Filterung durch das Bauwerk an sich und andererseits durch eine Filterkonstruktion, die an ein Bauwerk angebracht ist, stattfinden. Erstgenannte Bauwerke sind zum Beispiel Schlitzsperrn mit ein- oder mehrfachem Schlitz sowie Gittersperrn. In Abbildung 7 werden Schlitzsperrn zwar dem Funktionstyp Dosieren zugeordnet, jedoch dienen diese auch der Filterung. Filterkonstruktionen werden meistens in Kombination mit aufgelösten Bauwerken verwendet. Dazu zählt unter anderem als häufigster verwendeter Bautyp der Wildholzrechen, aber auch Grobgeschiebesperrn oder Netzsperrn finden in der Praxis, je nach örtlichen Gegebenheiten, ihre Anwendung. (Bergmeister & Suda, 2020)

In den letzten Jahrzehnten wurden bei Filterkonstruktionen immer wieder Modellversuche und Naturbeobachtungen durchgeführt, sodass durch laufende Optimierungen eine Vielzahl an unterschiedlichen Konstruktionstypen entstanden sind. Im folgenden Kapitel werden sowohl unterschiedliche Bauarten als auch dessen Dimensionierung, in Bezug auf die Durchgängigkeit von Geschiebe, untersucht.

4 DIMENSIONIERUNG DER LICHTEN WEITE VON FILTERKONSTRUKTIONEN

Die Dimensionierung und Bemessung der lichten Weite sind in der Planung von Schutzmaßnahmen immer ein wesentlicher und vielfach diskutierter Part. Es haben sich in den letzten Jahrzehnten eine Vielzahl an Wissenschaftler mit dieser Thematik beschäftigt und es werden dahingehend auch gegenwärtig noch immer Forschungsarbeiten betrieben. Pionierarbeit wurde im deutschsprachigen Raum diesbezüglich von Leys, Hampel, Kettl und Zollinger geleistet, um nur einige Wenige zu erwähnen. (Bergmeister & Suda, 2020)

Bauwerke, die den Funktionstyp Dosieren oder Filtern aufweisen, werden meistens kronenoffen oder mit Dolen ausgestaltet. Damit diese Öffnungen nicht sofort durch Wildholz oder Grobgeschiebe verlegt werden, besteht die Möglichkeit, wasserseitig eine Filterkonstruktion zu errichten. Je nach Funktionstyp des Bauwerks (vgl. Kap. 3.2) werden dabei unterschiedliche Ansprüche gestellt. (Bergmeister, et al., 2009)

Bei der Dimensionierung von Filterkonstruktionen ist die lichte Weite, die den Abstand zwischen zwei Stäben (vgl. Abb. 8 „A“) angibt, von besonderer Bedeutung. Zur Veranschaulichung wird in Abbildung 8 der Mittelteil einer Geschiebefiltersperre dargestellt. Die Bestandteile davon sind die Rostwangen auf der linken und rechten Seite, die Rostscheibe in der Mitte und eine mehrfach geknickte Filterkonstruktion in Form eines Rechens. Neben der lichten Weite wird bei der Projektierung solcher Bautypen auch auf die lichte Höhe geachtet. Jene gibt die freie Durchflusshöhe zwischen der Bachsohle und der Unterkante der Filterkonstruktion an (vgl. Abb. 8 „B“). Die lichte Höhe sollte so gewählt werden, dass Niederwässer (HQ₁₀) ungestört durchfließen können und somit die Selbstreinigung des Verlandungsraums begünstigt wird. (Schwindt, et al., 2018) Dies ist vor allem bei Unterläufen mit gering bemessener Abflusskapazität von Bedeutung. Besonders bei Sohlneigungsknicken der Bachachse ist eine Anlandung unerwünscht, da der Abflussquerschnitt verringert wird und ein Ausufer des Bachs möglich ist. (Jäger & Moser, 2016)

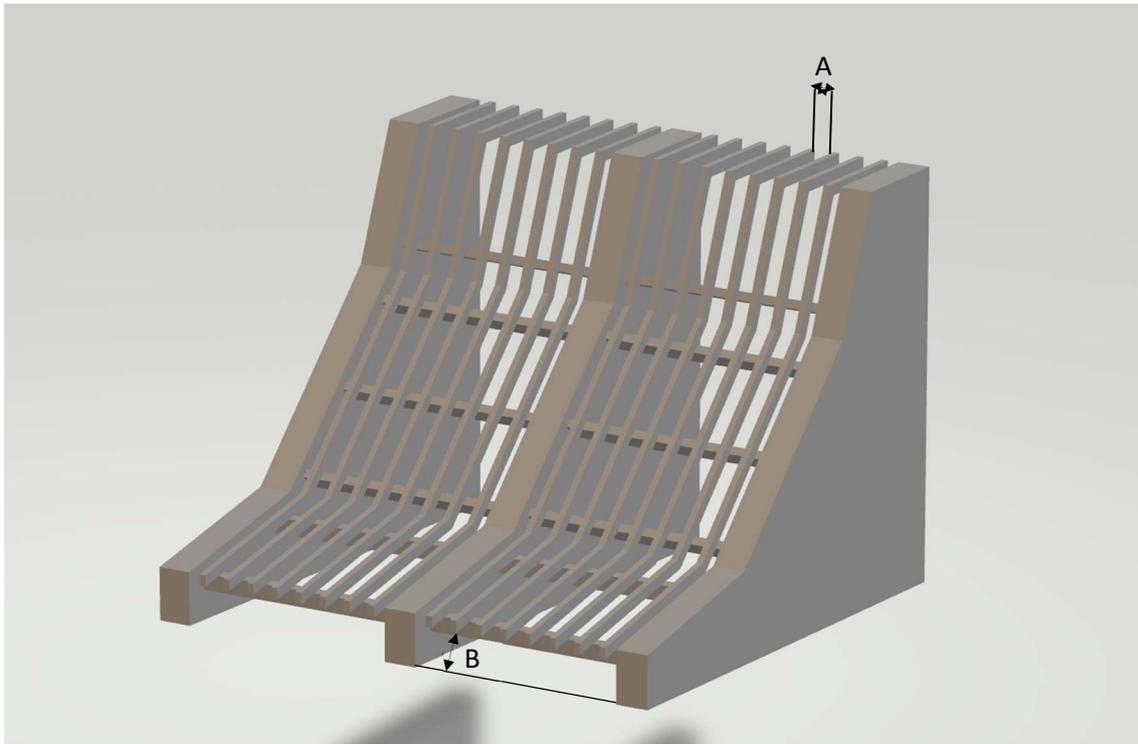


Abbildung 8: Mittelteil einer Geschiebefiltersperre (WLV Sektion Steiermark, 2020); eigene Darstellung

4.1 Arten von Filterkonstruktionen

Die Wildbachverbauung reicht bereits mehrere hundert Jahre zurück und seit jeher beschäftigen sich Menschen mit der Reduktion des Gefahrenpotentials in Siedlungsräumen. Im Laufe der Zeit wurden verschiedenste Maßnahmen zur Gefahrenreduktion entworfen und umgesetzt. Bauwerke wurden basierend auf der Erfahrung der Wildbachverbauer, stets weiterentwickelt, Theorien zum Prozessablauf zunehmend von der Wissenschaft gestützt und dementsprechend wurde auch das Prozessverständnis vertieft. (Luzian, et al., 2002) Daraufhin entstanden unterschiedlichste Dimensionierungsansätze, die heutzutage bei der Planung von Filterkonstruktionen Anwendung finden. Eine Auswahl davon wird in den folgenden Unterkapiteln näher beschrieben. Abbildung 9 gibt eine Übersicht der Mannigfaltigkeit von Bautypen in der Wildbachverbauung und stellt zugleich die Einsatzmöglichkeiten von Filterkonstruktionen dar.

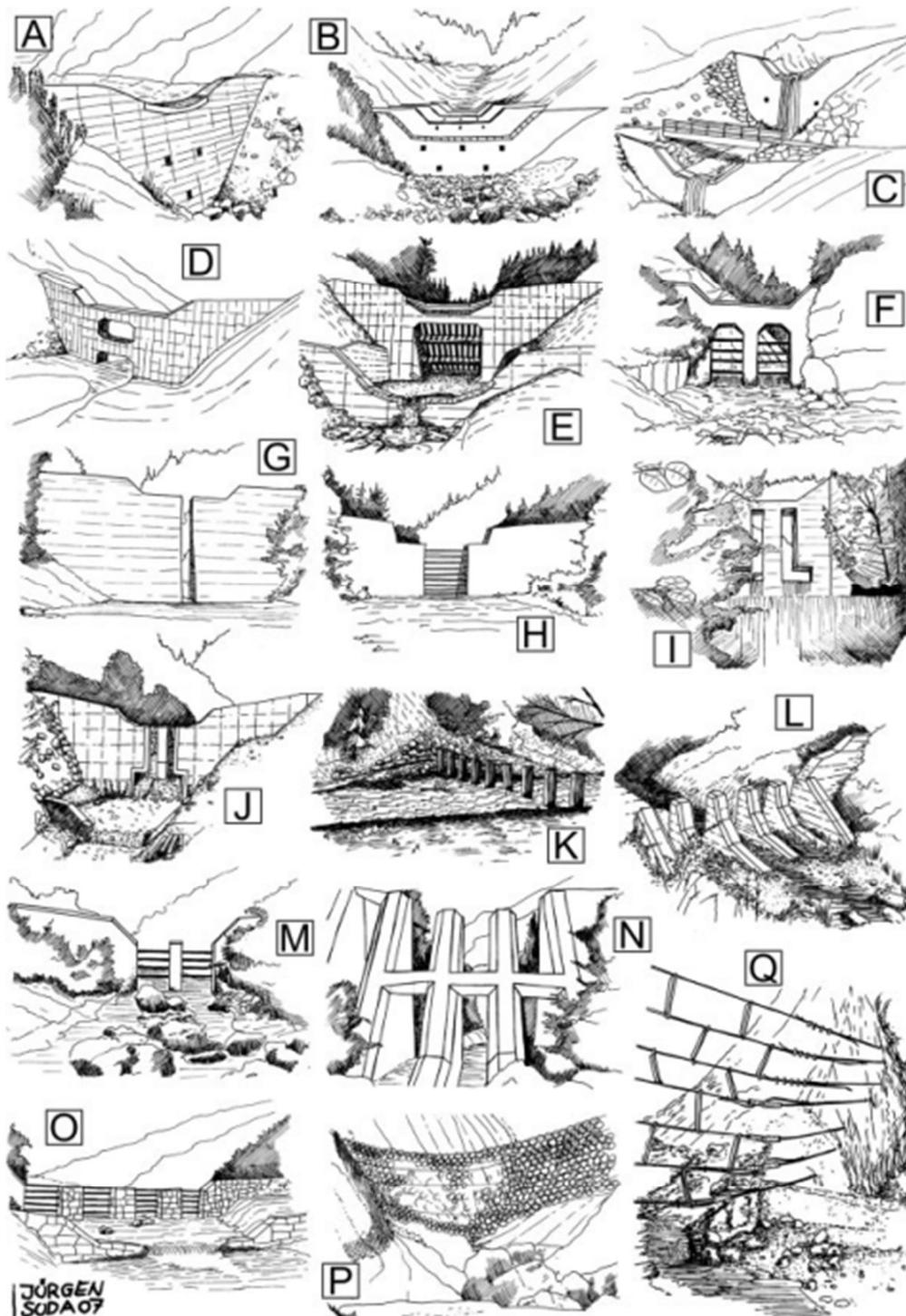


Bild 25. Beispiele für verschiedene Bautypen von Wildbachsperrn: (A–C) Konsolidierungssperren (Vollwandsperrn); (D–F) großdölige Sperren (kronengeschlossen); (G) Schlitzsperre; (H) Schlitzsperre mit Balkenverschluss; (I) L-förmige Schlitzdolen; (J) Doppelschlitzsperre mit Mittelscheibe (Tragwerkstyp Winkelstützmauer); (K) aufgelöste Sperre/Wildholzfilter (Tragwerk massenaktiv); (L, N) Murbrecher (aufgelöste Sperre, massenaktives Tragwerk); (M, O) aufgelöste Sperre mit Balkenverschluss; (P) Netzsperre/Wildholzfilter (Tragwerk vektoraktiv); (Q) Seilsperre/Wildholzfilter (Tragwerk vektoraktiv)

Abbildung 9: Sperrenbautypen zur Geschiebemanagement in Wildbacheinzugsgebieten (Bergmeister & Suda, 2020)

4.1.1 Balken

Balken sind aus konstruktiver Sicht horizontale Streben aus Stahl oder Holz und werden in die Bauwerksöffnung (große Dole oder Schlitz) von Sperren (vgl. Abb. 9 „F, H, M, O“) integriert. (ONR 24800, 2009) Entweder werden die einzelnen Balken von oben über Aussparungen im Mauerwerk in das Bauwerk oder die gesamte Filterkonstruktion wird wasserseitig an der Sperre montiert. Die Balken werden mit Abstandhaltern an ihrer Position gehalten und lediglich die letzte horizontale Strebe in ihrer Lage nach oben hin fixiert. Der Vorteil darin besteht in der Variabilität der lichten Weite, sodass jene ohne großen bautechnischen Aufwand verändert werden kann. (Zollinger, 1983)

Hauptsächlich unterscheiden sich Schlitz- und Balkensperren durch die Größe der Öffnung im Sperrenkörper sowie durch die Art des Geschieberückhalts. (Bergmeister, et al., 2009) Während bei Schlitzsperren (vgl. Abb. 9 „G“) die Ereignisfracht über eine fixe Öffnungsbreite dosiert wird, kann mit Balkensperren aufgrund ihrer größeren Öffnungen (bspw. Dolen oder kronenoffene Sperre) und der variablen Balkenabstände die Durchgängigkeit besser reguliert werden. (Leys, 1976) Folglich ist es möglich, dass sich im Ereignisfall die Öffnung der Schlitzsperre schlagartig durch grobes Geschiebe sowie Wildholz verschließt und im Verlandungsraum die Sedimentation stark zunimmt. Zwar wird auch bei der Balkensperre Grobgeschiebe und Wildholz zurückgehalten, jedoch erfolgt eine unsortierte Ablagerung lediglich allmählich, sodass der Geschiebetrieb während des Ereignisses länger aufrecht erhalten bleibt. (Hampel, 1982) Ist die Balkensperre allerdings verlandet, findet nur eine geringe Selbstreinigung durch die abklingende Hochwasserwelle statt und das Bauwerk muss durch eine maschinelle Räumung wieder instandgesetzt werden. Daher ist es wichtig, die Sperre und vor allem die Filterkonstruktion so zu bemessen, dass einerseits der Durchfluss möglichst lange erhalten bleibt und andererseits die Verlandung an der Stauwurzel beginnt. (ONR 24802, 2011) Das Funktionsziel einer Balkensperre sollte also ein garantierter Rückhalt von Wildholz und Geschiebe, welches größer als der Bemessungsstein (d_{90}) ist, sein. (Rickenmann, et al., 2012)

Dadurch Balkensperren eine verringerte Selbstreinigung und somit höhere Instandhaltungskosten mit sich bringen, wurden weitere Filterkonstruktionen und Bautypen entwickelt. Verschiedenste theoretische Untersuchungen sowie die Erfahrung aus der Praxis haben gezeigt, dass sich sogenannte großdolige Sperren mit Rechen im Ereignisfall hydraulisch günstiger verhalten und folglich diesen der Vorzug zu geben ist. (Bergmeister & Suda, 2020)

4.1.2 Rechen

Eine Rechenkonstruktion erfüllt, ebenso wie die Balken, eine Filterfunktion, jedoch sind die einzelnen Rechenstäbe vertikal angeordnet (vgl. Abb. 8, 9 „E“ und 10). (ONR 24800, 2009)

In den Anfängen der Konstruktion von Filterbauwerken wurden die Stäbe entweder ohne Neigung oder nur einfach geneigt (45°) in die Sohle eingebunden. Im Prinzip sollte damit angeschwemmtes Wildholz an den Stäben aufschwimmen und einen Holzteppich bilden, sodass darunter das Geschiebe bis zu einer gewissen Korngröße abtransportiert werden kann. (Hübl, 2018) Zwar ist dadurch im Zeitraum des Hochwassers die Durchgängigkeit gegeben, aber sobald die Hochwasserwelle abklingt, verlegt das Wildholz den Rechen, was zu einer Ablagerung des gesamten Materials führt. Aufgrund dessen werden heutzutage die Konstruktionen ein- oder mehrfach geknickt ausgeführt. Die obersten Stäbe sind waagrecht und schließen bündig mit der Abflusssektion ab. (ONR 24802, 2011) Die einzelnen Rechensegmente sind oben stark geneigt ($\geq 68^\circ$) und werden nach unten hin immer flacher. Der mittlere Rechenteil sollte über eine Neigung von 45° und der Unterste von $10^\circ - 20^\circ$ verfügen. Das oberste, waagrechte Segment sollte mindestens eine Länge von 2 - 3 m oder ca. $1/3$ der Bauwerkshöhe aufweisen. (WLV Sektion Steiermark, 2020) Durch diese bestimmte Konstruktionsform wird einerseits versucht, Wildholz bei voller Beaufschlagung von der Abflusssektion des Bauwerks fernzuhalten. Andererseits kann dieser Teil bei einer Vollverlandung mit einem Bagger im Zuge der Räumarbeiten nach dem Ereignis befahren werden. (Brenner & Moser, 2018) Mit Hilfe dieser Bauform sollte auch bei der abklingenden Hochwasserwelle noch in gewissem Maße die Durchgängigkeit vorhanden sein, da sich der Holzteppich auf den unteren Rechenstäben ablagern kann. (Bergmeister, et al., 2009)

In der Praxis hat es sich bewährt, den sohnahen Abflussquerschnitt nicht durch Filterelemente zu verringern. Dies bringt den Vorteil, dass Niederwässer ungestört

abfließen können und somit eine Selbstreinigung des Verlandungsraums, den sogenannten Spüleffekt, bezwecken. Weiters wird dadurch bei permanent wasserführenden Wildbächen das Gewässerkontinuum nicht unterbrochen und eine Durchgängigkeit für aquatische Lebewesen wie dem Makrozoobenthos geschaffen. (ONR 24802, 2011)

Derzeit werden die geltenden Richtlinien für die Wildbach- und Lawinenverbauung (ONR 24800, 24801, 24802, 24803) in eine ÖNORM umgewandelt und auf den neuesten Stand der Technik gebracht. Die Abbildungen 10 und 11 veranschaulichen die bereits beschriebenen Geometrien, aber auch andere neue Konstruktionen werden vorgeschlagen. Die Bautypen mit Querträgern (vgl. Abb. 10) finden hauptsächlich bei Wildbächen mit fluviatilen Transportprozessen ihre Anwendung. Rechenformen, wie sie in Abbildung 11 dargestellt werden, sind bei murartigen Transportprozessen sowie bei den Funktionstypen Filtern und Dosieren anzuwenden. (ENTWURF ÖNORM B 4800, 2021) Die Rechenform „b“ in Abbildung 11 wird in dieser Arbeit für erste Simulationen und Versuchsreihen zur Optimierung der lichten Weite von Filterkonstruktionen verwendet. Nähere Details hierzu befinden sich im Kapitel 5.3.

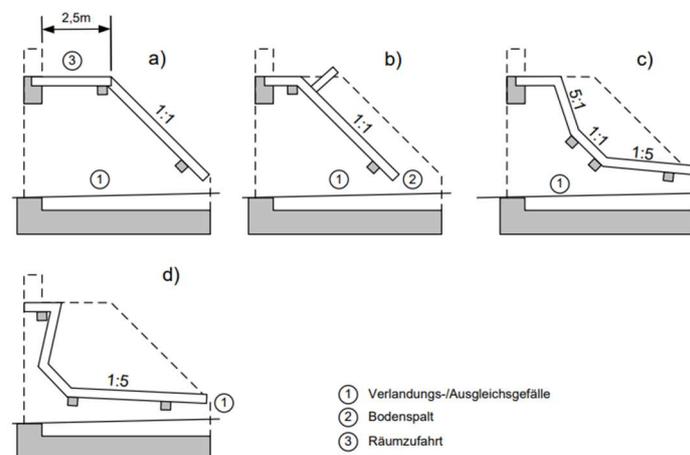


Abbildung 10: Rechenformen mit Querträgern: (a) einfacher Schrägrechen; (b) einfacher Schrägrechen mit Wildholzabweiser; (c)+(d) dreifach geknickter Rechen (ENTWURF ÖNORM B 4800, 2021)

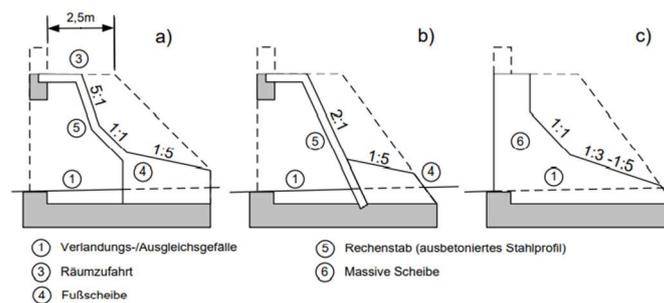


Abbildung 11: Rechenformen mit Scheiben bzw. Fußscheiben: (a) dreifach geknickter Rechen; (b) einfacher Schrägreden mit Fußscheiben; (c) dreifach geknickte massive Scheibe (ENTWURF ÖNORM B 4800, 2021)

4.1.3 Netz

Netzsperrern (vgl. Abb. 9 „P“) wurden erst in den letzten zehn Jahren vermehrt gebaut und sind das Pendant zu den konventionellen Rückhaltebauwerken. (Wendeler, et al., 2018) Ein Hauptunterscheidungsmerkmal ist das statische System. Alle bisher beschriebenen Sperrtypen sind massenaktiv, wohingegen die Netzsperrre biegeweich und vektoraktiv ist. Das bedeutet, dass der gegenständliche Bautyp lediglich auf Zug beanspruchbar ist und die auftretenden Normalkräfte nur über den schlanken Querschnitt des Netzes in den Untergrund abgeleitet werden können. (ONR 24800, 2009) Der Anwendungsbereich beschränkt sich hauptsächlich auf den Rückhalt von Wildholz und Muren, weshalb dieser Bautyp auch Murnetzsperrre genannt wird. (ENTWURF ÖNORM B 4800, 2021) Netze finden jedoch auch immer häufiger als Filterkonstruktion ihre Anwendung, indem diese in ein großdoliges, kronengeschlossenes Sperrbauwerk integriert werden. Dabei gibt es unterschiedliche Netzarten, die je nach Prozessart ausgewählt werden können. Herkömmliche Netze werden über die Leistungsfähigkeit differenziert. Sonderformen wie das Ring- oder Omeganetz weisen beispielsweise eine erhöhte Leistungsfähigkeit auf. (Bergmeister & Suda, 2020)

Allgemein haben Sperrbauwerke, unabhängig vom Funktionstyp und der Bauart, eine Abflusssktion, die im Überlastfall der Sperrre ein unkontrolliertes Überborden verhindern und eine Konzentration des Abflusses zur Mitte hin bewirken soll. Um bei Netzsperrren eine abflusssektionsähnliche Form herzustellen, können bei großen Spannweiten ($\geq 15\text{-}20\text{ m}$) zwischen den Tragseilen zusätzliche Stützen eingebaut werden und folglich kann das oberste Seil der Sperrre (Flügelseil) an diesen befestigt werden. Bei kleineren Sperrbreiten kann das Flügelseil mit Hilfe von Seilklemmen

mit den darunterliegenden Tragseilen in die gewünschte Form gebracht werden. Um die fragile Konstruktion beim Überströmen im Ereignisfall vor Beschädigungen durch Geschiebe usw. zu schützen, ist ein Abrasionsschutz, der die Verformungen des Seils aufnehmen kann, unerlässlich. (Volkwein, 2014)

Im Regelfall wird bei der Errichtung von Netzsperrern ein Abstand zwischen Bachsohle und Netzunterkante belassen, sodass Nieder- und Mittelwässer im unschädlichen Maße ohne Rückstau abgeführt werden können. Verklaut sich jedoch angeschwemmtes Wildholz im Netz, wird dadurch zwangsläufig Geschiebe zurückgehalten und ein Rückstau induziert. Da sich der Durchhang des Netztes bei einer verlandeten Sperre nachteilig auswirkt, muss dieser dementsprechend in der Planung einkalkuliert werden. (Hartlieb, 2017) Weiters muss zur Sicherung der Ufer und des Sperrenvorfelds ein Erosionsschutz eingeplant werden (mindestens 2-fache Werkshöhe). (Rimböck, 2006) Die Instandhaltung solcher Filterkonstruktionen kann durchaus aufwändig sein und die Räumung nach Vollverlandung birgt, vor allem in Hinblick auf die Arbeitssicherheit, ihre Gefahren.

Beim forsttechnischen Dienst der Wildbach- und Lawinenverbauung werden Netze zunehmend bei Sanierungsprojekten von Filtersperrern (großdellige Sperrern mit desolaten Holzbalken) eingesetzt. Weiters ist dieser Bautyp in engen Schluchtstrecken, in denen eine Errichtung von herkömmlichen Bauwerken nur mit einem unverhältnismäßig hohen Aufwand möglich ist, von Vorteil. (Hartlieb, 2017) Außerdem können mit Netzsperrern bei günstigen Gegebenheiten die Kosten um rund 2/3 im Vergleich zu Stahlbeton- oder Stahlkonstruktionen reduziert werden. Dieser Aspekt stellt im Vergleich zu anderen Bauwerkstypen (bspw. herkömmlicher Wildholzrechen, etc.) ein wesentliches Entscheidungskriterium dar. (Schiffer, 2007)

4.2 Dimensionierungsansätze

Zur Dimensionierung der lichten Weite und Höhe gibt es verschiedene Ansätze, die in diesem Kapitel näher behandelt werden. Bevor solch eine Dimensionierung jedoch erfolgen kann, müssen gewisse Faktoren wie beispielsweise die Kapazität des Unterlaufs sowie die Geomorphologie im Wildbacheinzugsgebiet bekannt sein. Daraufhin wird im Planungsprozess ein Verbauungskonzept erstellt, welches unter anderem die Funktionstypen der Bauwerke beinhaltet (vgl. Kap. 3.2). Im nächsten Schritt wird eine Art der Filterkonstruktion (vgl. Kap. 4.1) ausgewählt, sofern ein Bauwerk zur Filterung oder Dosierung erforderlich ist. Je nach Art der Filterkonstruktion erfolgt im nächsten Schritt die Dimensionierung der lichten Weite und Höhe. Dies kann beispielsweise über Korngrößen, Stabdimensionen oder über absolute Werte erfolgen. (Bergmeister & Suda, 2020)

4.2.1 Korngröße

Um die lichte Weite und Höhe mit Hilfe einer spezifischen Korngröße zu dimensionieren, ist die Geomorphologie eines Wildbacheinzugsgebiets von entscheidender Bedeutung. Ein kontinuierliches Geschiebedargebot besteht in vielen Einzugsgebieten aufgrund von Verwitterungsprozessen und anschließender Erosion. Je nach Geologie und Grad der Verwitterung kann das Gesteinsmaterial unterschiedliche Formen und Größen annehmen. Karbonatisches Gestein (Dolomit, Kalk) hat beispielsweise eine grusige, kohäsionslose Verwitterungsform, sodass die Filterung/Dosierung von solch einem Material als kritisch anzusehen ist. (Bergmeister, et al., 2009)

Um eine spezifische Korngröße zur Dimensionierung zu erhalten, hat Leys einen sogenannten Einheitsstein (Normalstein) definiert. In diesem Zusammenhang werden die drei Seitenlängen (Länge, Breite, Stärke) einer repräsentativen Anzahl an Steinen (≥ 100) aus dem Bachbett vermessen und Mittelwerte daraus gebildet. Der errechnete Normalstein wird in weiterer Folge zur Bemessung der lichten Weite von beispielsweise Balken- und Rechenkonstruktionen mit einem bestimmten Faktor (vgl. Tab. 4) multipliziert. (Leys, 1976)

Dieser Ansatz nach Leys wurde zirka 10 Jahre später von der Linienzahlanalyse nach Fehr abgelöst, welche auch heutzutage Anwendung bei der Ermittlung der Korngrößen in einer Bachstrecke findet. Bei der Durchführung einer Linienzahlanalyse wird eine

Schnur über die Bachsohle gelegt und bei mindestens 150 Steinen, die größer als 1-2 cm sind, die mittlere Länge (Breite oder b-Achse) vermessen. Im Anschluss erfolgt eine statistische Auswertung der Proben, wodurch eine Korngrößenverteilung des jeweiligen Gerinneabschnitts ersichtlich wird. Die Korngrößenverteilung kann beispielsweise mit dem d_{90} angegeben werden. Dies ist jener Korndurchmesser, bei dem 90 % der Steine kleiner als der d_{90} – Durchmesser sind. Die Größenangabe d_{max} gibt den maximalen Korngrößendurchmesser einer Kornverteilung wieder. (Fehr, 1987)

In Tabelle 4 ist ersichtlich, dass die lichte Weite häufig mit einem spezifischen Korndurchmesser dimensioniert wird. Grundsätzlich ergibt sich die lichte Weite und Höhe aus der Multiplikation der ermittelten Korngrößen mit dem jeweiligen Faktor. Je nach Transportkapazität des Unterlaufs kann dieser Faktor allerdings variieren. (ENTWURF ÖNORM B 4800, 2021)

4.2.2 Stabdimension

Zur Dimensionierung der lichten Weite kann neben der Korngröße die Trägerbreite der angeströmten Rechen- oder Balkenkonstruktion herangezogen werden. Dabei kann die doppelte Trägerbreite für die Dosierung angenommen werden. (Bergmeister & Suda, 2020) Die Trägerbreite selbst ergibt sich basierend auf der Querschnittsform und der statischen Dimensionierung eines Einfeld- oder Durchlaufträgers. Dabei ist eine runde Querschnittsform hydraulisch besonders günstig, denn je weniger scharfe Kanten im Abflussbereich vorhanden sind, umso weniger Turbulenzen bilden sich im unmittelbaren Nahbereich der Filterkonstruktion aus. (Bollrich, 2000)

4.2.3 Absoluter Wert

Im Gegensatz zur Korngröße und der Stabdimension können auch absolute Werte für die Dimensionierung von Trägerabständen bestimmt werden. Für retendierende Funktionstypen wird beispielsweise die lichte Weite mit 0,20 bis 0,40 m festgelegt. Sollte jedoch mit der Filterkonstruktion hauptsächlich Wildholz zurückgehalten werden, ist der Abstand zwischen den Stäben zu vergrößern. Zusätzlich wird auch noch nach der Größe des angeschwemmten Materials differenziert. Können durch den Abflussprozess ganze Baumstämme bis zur Filterkonstruktion gelangen, wird eine lichte Weite von 1-2 m vorgeschlagen. Wird hingegen nur feineres Material wie

Astwerk angeschwemmt, kann der Abstand zwischen den Stäben auf 0,30-0,80 m reduziert werden. (Bergmeister & Suda, 2020)

4.2.4 Dimensionierungsansätze nach Sperrtypen

Die Dimensionierungsansätze der lichten Weite können unter anderem nach Sperrtypen variieren (vgl. Tab. 4). Außerdem gibt es neben der Korngröße und der Stabdimension weitere Dimensionierungsansätze. Leys legt beispielsweise für Schlitzsperrn die gesamte Sohlbreite als Schlitzbreite fest, wohingegen in der ONR 24802 lediglich die halbe Sohlbreite zur Dosierung angegeben ist. (Leys, 1976); (ONR 24802, 2011)

Tabelle 4: Dimensionierungsansätze nach Sperrentypen

Sperrentyp	Wissenschaftler	Jahr	Faktor	Dimensionierungsansatz	Ziel
Schlitzsperre	Hampel	1974	1,5-2,0	d_{\max}	-
	Leys	1976	1,0	Sohlbreite	-
	Leys	1976	3,0	d_{\max}	-
	Zollinger	1983	2	d_{\max}	-
	Senoo & Mizuyama	1984	1,5	d_{\max}	optimale Ablagerungsverhältnisse
	ONR 24802	2011	0,3-0,5	Sohlbreite	Dosierung
Balkensperre	Hampel	1974	1,5	d_{\max}	-
	Hampel	1974	2,0	Balkenbreite	-
	Zollinger	1983	1,1	d_{\max}	garantierte Ablagerungen
	Riccabona	1988	2,0-3,0	d_{\max}	nach Entfernung der Verklausung und ausreichendem Spülwasser erfolgt vollständige Entleerung
	Hao Sun et al.	2018	2,0	d_{\max}	partielle bis temporäre Ablagerungen
Rechensperre	Zollinger	1984	1,2	d_{\max}	keine Ablagerung hinter Bauwerk
	Moser & Jäger	2013	1,2	d_{90}	Ablagerung hinter Bauwerk erzielen
	Hübl et al.	2016	1,4	d_{90}	60% Ablagerung im Stauraum
	Hübl et al.	2016	2,0	d_{90}	30% Ablagerung im Stauraum
	Schwindt et al.	2018	1,0	d_{90}	Rückhalt durch Grobrechen erreichen
	Entwurf ÖNROM B 4800 - 2021-03-18	2021	1,2	d_{90}	Filtern und Dosieren
Netzsperre	Volkwein	2014	1,0	d_{90}	Rückhalt von Grobkomponenten aus fluviatilem Geschiebetransport und Murgängen
Sabo-Stahlgittersperren	Senoo & Mizuyama	1984	2,25 (Stababstand)	d_{\max}	-
	Senoo & Mizuyama	1984	1,5 (Balkenabstand)	d_{\max}	-

Neben der Bemessung der lichten Weite werden in der Literatur auch Abstände für die lichte Höhe angegeben (vgl. Kap. 4 Abb. 8 „B“). Jedoch gibt es dazu eine viel geringere Anzahl an Ansätzen als bei der lichten Weite. Schwindt et al. verwendet beispielsweise

die Korngröße ($1,6 * d_{90}$). Alternativ gibt es aber auch absolute Längenangaben (0,50-1,00 m) zur Dimensionierung der lichten Höhe. (Schwindt, et al., 2018); (WLV Sektion Steiermark, 2020)

4.3 Rückstau

Der Rückstau ist ein beachtlicher Faktor in der Geschiebemanagement mit Sperrenbauwerken in Wildbacheinzugsgebieten. Grundsätzlich kann zwischen zwei Rückstauarten differenziert werden. Ein mechanischer Rückstau kann beispielsweise durch die Verlegung von Sperrenöffnungen (Dolen, Schlitze, etc.) mit grobem Geschiebe oder Wildholz hervorgerufen werden. Dabei finden Verlandungsprozesse direkt hinter dem Sperrenbauwerk statt und setzen sich gegen die Strömungsrichtung fort. Der hydraulische Rückstau entsteht hingegen aufgrund von Störungen der natürlichen Abflussprozesse. (Hampel, 1982) Mögliche Ursachen und Auswirkungen eines hydraulischen Rückstaus werden in den folgenden Unterkapiteln näher behandelt.

4.3.1 Ursachen

Ein hydraulischer Rückstau kann durch mehrere Einflussfaktoren induziert werden. Einerseits wird dieser durch das Sperrenbauwerk und dessen Filterkonstruktion sowie andererseits durch die Ausgestaltung des Verlandungsraumes beeinflusst. (Zollinger, 1983)

Sperrenbauwerke stellen einen Punkt im Gerinne dar, der vom abfließenden Wasser bzw. Wasser-Feststoffgemisch passiert werden muss. Je nach Größe der Sperrenöffnungen (Schlitze, Dolen, etc.) kann das Fluid nur bis zu einer bestimmten Durchflussmenge ungestört abfließen. Wird diese Durchflussmenge überschritten und/oder der ungestörte Abfluss durch zusätzliche Filterkonstruktionen beeinträchtigt, kommt es im Verlandungsraum der Sperre zu einem hydraulischen Rückstau. (Leys, 1976) Neben der Größe der Bauwerksöffnungen und der lichten Weite kann auch die Ausgestaltung des Verlandungsraums Einfluss auf den hydraulischen Rückstau und die darauffolgende Sedimentation nehmen, indem einerseits das Sohlgefälle reduziert und andererseits das Gerinne im Verlandungsraum aufgeweitet werden kann. Durch beide Maßnahmen verliert das Fluid an Geschwindigkeit und es erfolgt eine Ablagerung von Geschiebe. (Zollinger, 1983)

4.3.2 Direkte Auswirkungen

Der hydraulische Rückstau hat vor allem auf den Verlagerungsprozess im Nahbereich einer Sperre direkte Auswirkungen. Durch einen hydraulischen Rückstau kommt es beispielsweise an der Stauwurzel zu einer beginnenden Sedimentation des Wasser-Feststoffgemisches. (Larcher & Armanini, 2018) In der Maßnahmenplanung wird sich dieser Prozess bewusst zu Nutze gemacht, in dem, je nach Funktionstyp des Bauwerks, zum Beispiel die lichte Weite enger (Dosieren) oder breiter (Filtern) gewählt wird. Dadurch variiert der Zeitpunkt, ab dem ein hydraulischer Rückstau induziert und somit ein Teil der Geschiebefracht im Verlandungsraum zur Ablagerung gebracht wird. (Bergmeister, et al., 2009) Durch die Sedimentation entsteht ein prozessbedingter Filtereffekt, da die Schleppkraft des Wassers im Verlandungsraum kontinuierlich abnimmt. Dies bedeutet, dass sich gröbere Geschiebekomponenten aufgrund der verringerten Schleppkraft des Wassers bereits an der Stauwurzel ablagern und die Korngrößen zur Filterkonstruktion hin immer weiter abnehmen. (Larcher & Armanini, 2018) An der Stauwurzel des eingestauten Bereichs bildet sich folglich ein subaquatischer Schwemmkegel mit einer sehr steilen Ablagerungsfront (Neigung bis ca. 60 %). Mit zunehmender Sedimentation des Geschiebes im Verlandungsraum baut sich die Front zum Sperrenbauwerk hin so weit auf, bis die Abflusssktion erreicht ist und sich ein natürliches Verlandungsgefälle einstellt. Wie schnell dieser Prozess von statten geht, ist hauptsächlich von der volumetrischen Feststoffkonzentration des Fluids und der Ereignisintensität abhängig. Solange jedoch die Filterkonstruktion nicht vollständig verlandet ist, findet ein selektierter Geschiebetransport statt. Dieser wird besonders durch den Düseneffekt gefördert, da durch die Abflussverengung (z. B. zwischen den Rechenstäben) das Fluid im Nahbereich der Filterkonstruktion an Geschwindigkeit zunimmt und die Schubspannung lokal erhöht wird. (Zollinger, 1983) Wird der Abfluss jedoch durch Wildholz und dgl. beeinträchtigt, nimmt die Schubspannung schlagartig ab und ein Rückstau bildet sich direkt beim Bauwerk. Infolgedessen bleibt auch der Filter- bzw. Sortiereffekt so gut wie aus. (Hampel, 1982) Leys hat in diesem Zusammenhang herausgefunden, dass auch die Form und Größe des Verlandungsraums von Bedeutung sind. Ist beispielsweise der Verlandungsraum groß genug, lagern sich die großen Steine der Ereignisfracht an der Stauwurzel ab und nur das Wildholz driftet bis zur Sperre. (Leys, 1976) Dieses bildet dort während des Ereignisses sozusagen einen schwimmenden Teppich, sodass der Geschiebetransport darunter aufrecht erhalten bleiben kann. (Hübl, 2018)

Um während eines Ereignisses bzw. auch im Zuge einer abklingenden Hochwasserwelle eine Verklausung und die darauffolgende Verlandung durch Wildholz hinter einer Sperre zu verhindern, hat sich neben der Rechenkonstruktionsform (vgl. Kap. 4.1.2) auch ein Kranaufstellplatz unmittelbar im Bereich der Wildbachsperre bewährt. Damit kann das Wildholz gezielt von der Filterkonstruktion entfernt werden, sodass der Filtereffekt aufrecht erhalten bleibt. Weiters hat dies den Vorteil, dass bei abklingender Hochwasserwelle eine Selbstentleerung des Verlandungsraums, ein sogenannter Spüleffekt, begünstigt und kleineres Geschiebe abtransportiert wird. (WLV Sektion Steiermark, 2020)

4.3.3 Indirekte Auswirkungen

Der hydraulische Rückstau kann sich auch auf indirekte Weise auswirken, indem er zu der Verlandung einer Sperre nach einem Ereignis führt. Mit der anschließend erforderlichen maschinellen Räumung gehen hohe Räumungskosten für den bzw. die Interessenten einher. (Brenner & Moser, 2018) Als Interessenten werden die Eigentümer eines Schutzbauwerks gegen Naturgefahren bezeichnet. In Österreich sind dies bei Bauwerken, die von der WLV errichtet wurden, hauptsächlich die örtlichen Gemeinden. (Hörtnagl & Neuraüter, 2016) Um die Räumungskosten für diese zu minimieren, muss die Schleppkraft des Wassers bei abklingender Hochwasserwelle sowie bei Nieder- und Mittelwässern genutzt werden. (Leys, 1976) Dieser Spüleffekt funktioniert auf natürlichem Wege jedoch bei ausreichender Schleppkraft des Wassers. Danach muss eine maschinelle Räumung des Verlandungsraums erfolgen. (Hainzer, 2013) Sollte aber nicht der gesamte Verlandungsraum des Sperrbauwerks geräumt werden, wird die maschinelle Ausbildung von Furkationsstrecken im Verlandungsraum zur Steigerung des Spüleffekts empfohlen. (Zollinger, 1983)

5 MODELLIERUNG VON HYDRAULISCHEN PROZESSEN BEI VARIIERENDEN RECHENABSTÄNDEN

5.1 FLOW-3D

Das Simulationsprogramm FLOW-3D sowie das dazugehörige Postprocessing-Programm FLOW-3D POST sind kommerzielle Softwares des Unternehmens Flow Science Inc. mit Sitz in Santa Fe, New Mexiko. FLOW-3D ist bereits seit 1985 auf dem Markt und wird für die numerische Lösung einer breiten Palette von physikalischen Aufgabenstellungen verwendet. (Flow Science Deutschland GmbH, 2020) Vor allem zur Lösung von hydrodynamischen Problemstellungen, wie die Berechnung einer freien (Wasser-)Oberfläche, hat sich die Software FLOW-3D bewährt. (Gabl, et al., 2014a) Die Simulationen in diesem Programm erfolgen im dreidimensionalen Raum, wodurch die Ergebnisse nicht nur querschnitts- (1-D) und oder tiefengemittelt (2-D), sondern auch volumengemittelt (3-D) sind. (Gabl, et al., 2017).

Eine Besonderheit von FLOW-3D ist die Diskretisierung des Simulationsgebiets mit Hilfe einer orthogonalen Gitterstruktur, dem sogenannten Mesh. Hierbei stehen einzelne Netzzellen, deren Größe der Anwender beliebig wählen kann, im dreidimensionalen kartesischen Koordinatensystem im rechten Winkel zueinander. Innerhalb dieser Zellen werden dann mit Hilfe der Finiten Volumen-Methode sowie der Volume-of-Fluid-Methode partielle Differentialgleichungen gelöst und mit einer eigens von Flow Science Inc. entwickelten Methode (FAVOR-Methode) diskretisiert (vgl. Kap. 5.1.2). (Flow Science Inc., 2021)

Zur Auswertung von Simulationen, die im Programm FLOW-3D erstellt wurden, gibt es grundsätzlich zwei Möglichkeiten. Einerseits kann die Auswertung in FLOW-3D selbst erfolgen. Andererseits steht dafür auch das Programm FLOW-3D POST zur Verfügung. Vor allem im erstgenannten Programm FLOW-3D lassen sich im Simulationsgebiet eingebettete Messpunkte (sog. „History probes“) textlich sowie graphisch auswerten. Mit Hilfe der Postprocessing Software FLOW-3D POST können die Simulationsergebnisse zudem auch visualisiert, analysiert und animiert werden. Es ist dabei beispielsweise möglich, einzelne Stromlinien, die nach Geschwindigkeitsintervallen des Fluids eingefärbt sind, im dreidimensionalen Simulationsgebiet zu generieren, verschiedenste Filter anzuwenden, uvm. (Flow Science Inc., 2021)

5.1.1 Anwendungsbereich

Je nach Projektanforderungen und Fragestellungen stehen bei der Simulationserstellung im Programm FLOW-3D verschiedene physikalische Module wie zum Beispiel Gravitation, Turbulenz, Viskosität, Sedimenttransport, Luftertrag usw. im Baukastenprinzip zur Verfügung. Basierend auf diesen Modulen kann eine große Bandbreite, die von Fachbereichen der Fertigungstechnik, wie beispielsweise bei volumetrischen Veränderungen der Mikrostruktur von Gusseisen in Folge von Temperaturänderungen (Carter & Starobin, 2011), über Meerestechnik, um z. B. eine Rekonstruktion der Auswirkungen eines Tsunami darzustellen (Franco, et al., 2020), bis hin zum Wasserbau reicht, simuliert werden. Speziell im Wasserbau wurde die Software bereits in der Vergangenheit zu unterschiedlichsten Fragestellungen erfolgreich eingesetzt. (Gabl, et al., 2014b) Dabei wurden vorwiegend einzelne detaillierte Bereiche wie hydrodynamische Vorgänge in einer Turbine, an einem Wehr, an einem angeströmten Seilrechen, bei Damnbrüchen bzw. die Lasteinwirkung auf Gebäude untersucht. (Flow Science Inc., 2021); (Gabl, et al., 2014b) Sind bei solchen Simulationen insbesondere die vertikale Geschwindigkeitsausprägung oder auch die Abbildung von anderweitigen räumlichen Kräften von Relevanz, wird nämlich eine dreidimensionale Berechnung notwendig, um reale Strömungsverhältnisse abzubilden. (ÖWAV, 2007)

FLOW-3D wird zudem immer häufiger in Kombination mit physikalischen Modellversuchen verwendet, da sich mit numerischen Modellen nicht nur Modelle auf das Naturmaß hochskalieren lassen, sondern auch Kosten- und Platzersparnisse damit einher gehen. Im Gegenzug können die Simulationen basierend auf den physikalischen Modellversuchen kalibriert und validiert werden. (Gabl, et al., 2017)

Basierend auf den genannten Vorteilen wie der dreidimensionalen Abbildung von realen Strömungsverhältnissen und sonstigen auftretenden Kräften wie bspw. der Schubspannung, wurde die Software FLOW-3D auch für die Modellierungen von Filterkonstruktionen im Hinblick auf die Optimierung des Geschiebetransports angewendet.

5.1.2 Numerik

Zur Berechnung und Darstellung der Simulationen in FLOW-3D wird die Numerik benötigt. Die Numerik beschreibt in diesem Zusammenhang die Hydrodynamik, die sich mit der Berechnung von Fluiden mit freier Oberfläche beschäftigt und das Verhalten von bewegten Flüssigkeiten, die durch äußere Kräfte und Trägheit beeinflusst werden, charakterisiert. Zu den äußeren Kräften zählen unter anderem die Erdanziehungs-, Reibungs-, Druck-, Elastizitäts- und Kapillarkraft. Die Trägheit ist wiederum beispielsweise von den Stoffeigenschaften wie der Dichte des Fluids abhängig. In der Hydrodynamik werden außerdem nur jene Bewegungen und Interaktionen der Flüssigkeitsteilchen untersucht, die relativ zu einer Wandung, wie beispielsweise einer Gerinneoberfläche, stattfinden. Mit Hilfe der hydrodynamischen Numerik können also physikalisch-mathematische Beziehungen in sogenannten Bewegungsgleichungen abgebildet werden. (Bollrich, 2000)

Grundlegende Bewegungsgleichungen der Hydrodynamik sind zum Beispiel die Euler-Gleichungen, die in Form von partiellen Differentialgleichungen erster Ordnung abgebildet werden können. Diese untergliedern sich in die Impuls-, Kontinuitäts- und Energiegleichung, wobei die Impulsgleichung den anderen übergeordnet ist. Die Impulsgleichung beschreibt das zweite newton'sche Axiom, auch Aktionsprinzip genannt, welches von der Bewegung eines infinitesimal kleinen Körpers im Raum handelt. Dieses Axiom sagt aus, dass sich ein Impuls, sprich eine Bewegung des Körpers in Richtung des resultierenden Kraftvektors, fortsetzt, wenn eine äußere Kraft auf den Körper wirkt. Der Kraftvektor (Impuls) entspricht dem Produkt aus der Masse des Körpers und der Beschleunigung. Die Beschleunigung kann wiederum mit der Geschwindigkeitsänderung über den betrachteten Zeitraum definiert werden. Sind allerdings keine von außen einwirkenden Kräfte vorhanden, oder gleichen sich diese Kraftvektoren in der resultierenden Vektorsumme (Gesamtimpuls) aus, liegt der Impulserhaltungssatz bzw. das dritte newton'sche Axiom vor. (Malcherek, 2019)

Auch bei den zwei weiteren Euler-Gleichungen, der Kontinuitäts- und Energiegleichung, gibt es jeweils einen Erhaltungssatz, weshalb die Euler-Gleichungen als Erhaltungsgleichungen angesehen werden können. Der Energieerhaltungssatz besagt, dass sich die Gesamtenergie in die kinetische und die potentielle Energie unterteilt, allerdings dessen Summe bei idealen Fluiden konstant bleibt. Wird also ein geschlossenes System, wie es zum Beispiel in der Rohrhydraulik vorkommt, betrachtet, kann zwar an einem Punkt im System die Energie abnehmen,

aber an einem anderen Punkt nimmt sie dafür zu. Die Kernaussage des Energieerhaltungssatzes ist folglich, dass die Energie eines idealen Fluids im geschlossenen System nicht abnimmt. Als ideales Fluid kann beispielsweise ein newtonsches Fluid angesehen werden, da es frei von Reibung und volumenbeständig, sprich inkompressibel, ist. Von den physikalischen Beziehungen und Zusammenhängen der Energieerhaltung kann in weiterer Folge auch die Bernoulli-Gleichung für inkompressible Fluide abgeleitet werden. (Rapp, 2017)

Der Massenerhaltungssatz in Form der Kontinuitätsgleichung ist der dritte Erhaltungssatz der Hydrodynamik. Die Kontinuitätsgleichung kann vereinfacht am Beispiel der Rohrhydraulik erklärt werden, in dem in ein vollgefülltes Rohr eine bestimmte Menge eines Fluids einströmt. Dabei besagt das physikalische Prinzip, dass die gleiche Menge des einströmenden Fluids auch an einem anderen Punkt des Rohrs wieder austreten muss. Folglich kann sich zwar der Ort und die Geschwindigkeit des strömenden Fluids verändern, die Menge (Masse) bleibt jedoch gleich. In diesem Zusammenhang kann also der Massenerhaltungssatz als Grenzfall der Energieerhaltung angesehen werden. (Ferziger & Peric, 2008)

Bei Simulationen mit FLOW-3D wird unter anderem die Bewegung des Wassers berechnet und abgebildet. Dabei kommen die Erhaltungsgleichungen und insbesondere der Impulserhaltungssatz zum Einsatz. Bei strömenden Fluiden müssen nämlich zusätzlich äußere, auf die Strömung einwirkende, Kräfte wie zum Beispiel Impuls-, Druck-, Wand-, Massen- und Reibungskräfte im Gleichgewicht sein. Die Reibungskraft kann in Form der Viskosität berücksichtigt werden. Die Viskosität eines Fluids, auch Zähigkeit genannt, gibt das Fließverhalten an. Dieses kann nämlich, im Gegensatz zu reibungsfreien, idealen Fluiden, bei realen Fluiden aufgrund verschiedener Einflüsse variieren. Je zähflüssiger daher ein Fluid ist, desto höher ist die Viskosität. Außerdem teilt sich diese in die dynamische und die kinematische Viskosität auf. Erstere ergibt sich aus dem Verhältnis von Schubspannung und Geschwindigkeitsgradient. Dieser Gradient bildet sich beispielsweise bei einem fließenden Fluid in einem Gerinne von der Sohle bis hin zur freien Oberfläche aus. Bei newtonschen Fluiden ist der Gradient linear, wohingegen bei nicht-newtonschen Fluiden, sogenannten Bingham-Fluiden, eine Mindestschubspannung (Fließgrenze) erreicht werden muss, damit die Fluide in Bewegung (plastisches Fließen) geraten. Die kinematische Viskosität ergibt sich wiederum aus der Division der dynamischen Viskosität durch die Dichte. Dementsprechend hat die Dichte des Fluids einen direkten

Zusammenhang mit der Viskosität. (Zanke, 2013) Diese Erkenntnisse über das Fließverhalten von Fluiden sind vor allem in den Simulationen mit FLOW-3D von besonderer Bedeutung, da sich das Fließverhalten und somit auch die Schubspannung je nach Einstellungen bei der Viskosität des Fluids ändert. (Flow Science Inc., 2021)

Um nun den Strömungsprozess von Fluiden in der Hydrodynamik abbilden zu können, haben Navier und Stokes die Eulergleichungen um die Viskosität erweitert. Die sogenannten Navier-Stokes-Gleichungen stellen ein mathematisches Modell zur Abbildung von Newton'schen Fluidströmungen dar. Genauer betrachtet wird dabei die Impulsgleichung mit der Kontinuitäts- sowie der Energiegleichung ergänzt, was folglich ein System von nichtlinearen Differentialgleichungen zweiter Ordnung bildet. Dieses Modell wird in der numerischen Strömungsmechanik eingesetzt und kann Turbulenzen in Strömungen abbilden. Ebenso ist es möglich, die Ausbildung einer Grenzschicht entlang einer rauen Oberfläche darzustellen. Jedoch können die Navier-Stokes-Gleichungen im mehrdimensionalen Raum nur mit sehr hohem, unwirtschaftlichem Rechenaufwand und lediglich für inkompressible Fluide modelliert werden. Für die zweidimensionale Simulation wurde zwar eine Lösungsberechnung entwickelt, allerdings wurde die dreidimensionale numerische Berechnung von Turbulenzen mit den Navier-Stokes-Gleichungen bislang noch nicht geschafft. Aufgrund dessen beschäftigt sich ein Teilbereich der numerischen Mathematik mit der Entwicklung von numerischen Näherungsverfahren für diese Gleichungen. Solche Näherungsverfahren werden mit Hilfe der numerischen Strömungsmechanik, die in Fachkreisen als Computational Fluid Dynamics (CFD) bekannt ist, beschrieben. (Ferziger & Peric, 2008)

In Anbetracht des hohen, unwirtschaftlichen Rechenaufwands zur Modellierung von turbulenten Strömungen mittels Navier-Stokes-Gleichungen werden in der Praxis vorwiegend die Reynoldsgleichungen in Kombination mit Turbulenzmodellen zur Lösung von CFD-Modellen herangezogen. Diese Approximationen an die Navier-Stokes-Gleichungen von Reynolds werden auch Reynolds-gemittelte Navier-Stokes-Gleichungen genannt bzw. im englischen Sprachgebrauch als „Reynolds-Averaged Navier-Stokes equations“, kurz RANS-Gleichungen, bezeichnet. RANS-Gleichungen enthalten partielle Zeitableitungen und gehen nach dem Prinzip der Mittelung der Rechengrößen (z. B. Abfluss, Fluidgeschwindigkeit, Druck eines Fluids, etc.) vor. Aufgrund dieser Vorgangsweise muss die Simulation eine lange Laufzeit aufweisen,

sodass genügend Mittelwerte gebildet werden können und folglich die Resultate aussagekräftig sind. In der CFD, wie sie auch bei FLOW-3D Anwendung findet, muss infolgedessen die Simulation einen quasi stationären Zustand erreichen. Dies bedeutet, dass sich die Rechengrößen wie der Abfluss, die Geschwindigkeit oder der Druck nicht oder nur minimal über den zeitlichen Verlauf hinweg ändern. Turbulenzen, die sich im Zuge der Strömungsdynamik ausbilden, werden aber trotz des quasi stationären Zustands in den Ergebnissen der Modelle abgebildet. (Laurien & Oertel jr., 2018)

Um schlussendlich die RANS-Gleichungen darstellen bzw. diskretisieren zu können, werden numerische Verfahren angewandt. Grundsätzlich können dafür drei Methoden gewählt werden. Dazu zählen die Finite-Differenzen-Methode (FDM), die Finite-Elemente-Methode (FEM) und die Finite-Volumen-Methode (FVM). Die Finite-Volumen-Methode ist zur Lösung von speziellen partiellen Differentialgleichungen, denen ein Erhaltungssatz zugrunde liegt, gut geeignet und hat sich in der numerischen Strömungsmechanik bewährt. Bei richtiger Anwendung bleiben nämlich die Erhaltungseigenschaften der Euler-Gleichungen aufrecht und bilden folglich das konservative Diskretisierungsverfahren. Außerdem können bei der FVM auch komplexe Modellgeometrien mit der orthogonalen dreidimensionalen Netzgitterstruktur (Würfel) diskretisiert werden. (Flow Science Inc., 2021)

FLOW-3D verwendet sowohl zur Berechnung von Hindernissen als auch zur Berechnung der freien (Wasser-)Oberfläche spezielle Verfahren (z. B. VOF-Methode, FAVOR-Methode). Besonders eine genaue Darstellung und Definition der freien (Wasser-)Oberfläche ist für die Simulation besonders wichtig, da damit die Fluidodynamik erfasst wird. Bei Simulationen in FLOW-3D wird die Volume of Fluid (VOF)-Methode dafür angewendet, welche in Abbildung 12 grafisch dargestellt ist. Bei dieser Methode wird für jeden Quader im Raum (in der Abbildung vereinfacht als Rechteck angenommen) die freie Wasseroberfläche mittels partieller Differentialgleichungen über die Simulationsdauer hinweg berechnet. Hierzu wird der Faktor F , der einen Wert zwischen null und eins annehmen kann, verwendet. Wird einer Zelle der Wert null zugeschrieben, enthält diese nur Luft, wohingegen die Zelle mit $F = 1$ zur Gänze mit dem Fluid gefüllt ist. (Flow Science Inc., 2021)

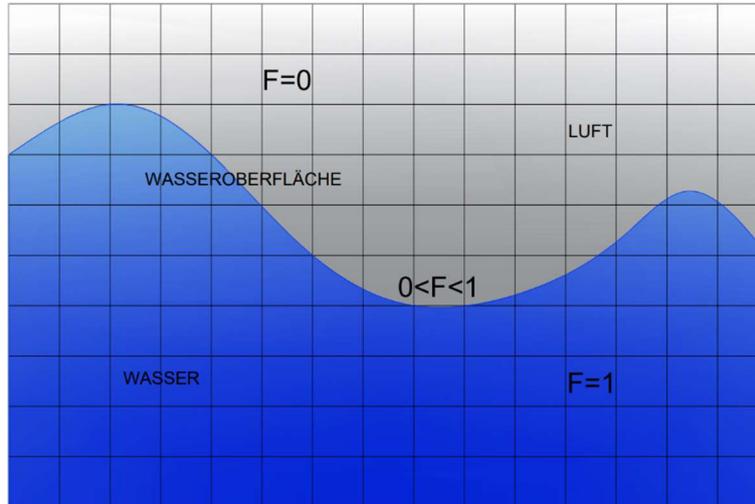


Abbildung 12: VOF-Methode, eigene Darstellung (Flow Science Inc., 2021)

Die Berechnung von Hindernissen erfolgt mittels Differentialgleichungen in einer ähnlichen Form. Die Firma FLOW-Science Inc. hat hierfür eine eigene Methode entwickelt. Diese nennt sich FAVOR-Methode (Fractional Area/Volume Obstacle Representation-Method) und beschreibt Hindernisse über ihre Porosität, sprich die Durchgängigkeit eines Fluids durch eine Fläche oder ein Volumen. Ein Hindernis hat keine Durchgängigkeit und wird folglich vom Fluid umströmt. Für eine möglichst genaue Diskretisierung von Hindernissen mit der FAVOR-Methode ist die Netzgröße im Berechnungsgebiet von großer Bedeutung. Je kleiner nämlich die einzelnen Netzzellen sind, desto genauer erfolgt die Darstellung. Die Abbildung 13 soll diesen Effekt verdeutlichen. Ist die Netzauflösung nämlich sehr weitmaschig, kann aus einem Würfel eine Kugel entstehen, wodurch im Endeffekt das Fließverhalten verfälscht wird. (Hett, 2008)

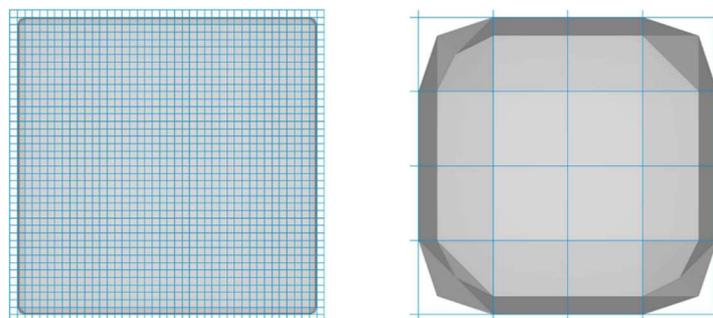


Abbildung 13: Netzauflösung im Zusammenhang mit der FAVOR-Methode (Hett, 2008)

5.2 Modellkalibrierung

Die Modellkalibrierung dient der Anpassung ausgewählter Parameter eines numerischen Modells an die gemessenen Daten eines physikalischen Modells. Ein physikalisches Modell ist beispielsweise ein Laborversuch, der durch einen definierten Maßstab und Ähnlichkeitsbeziehungen in verkleinerter Form das Naturmaß widerspiegelt. Bei solchen Versuchen werden je nach Zielsetzungen unterschiedliche Parameter erfasst. In der Hydrodynamik sind dies zum Beispiel Fließtiefen, Fließgeschwindigkeiten oder auch Froude-Zahlen. (ÖWAV, 2007)

Die Erfassung dieser Parameter erfolgt bei physikalischen und numerischen Modellen auf unterschiedliche Art. Beim physikalischen Modell werden die Parameter an ausgewählten Punkten mit Messinstrumenten erfasst, wohingegen bei einem hydrodynamisch-numerischen Modell die Parameter mit Hilfe der Numerik (vgl. Kap. 5.1.2) berechnet werden. (Bechteler, 2006)

Bei der Kalibrierung werden im numerischen Modell folglich genau dieselben Messpunkte wie beim physikalischen Modell erstellt (vgl. Kap. 10.2.1). Wie aus dem Prozessablaufdiagramm der Modellkalibrierung in Abbildung 14 hervorgeht, werden im nächsten Schritt die Ergebnisse der Messungen (physikalisches Modell) und der Berechnungen (numerisches Modell) verglichen. Ergibt dieser Vergleich eine Abweichung zwischen den Ergebnissen von durchschnittlich über 10 %, müssen im numerischen Modell Einstellungen wie die Rauigkeit der einzelnen Bestandteile angepasst werden. (Sturm, et al., 2017) Dieser Vorgang wird so lange wiederholt, bis die Parameter Fließtiefe, Fließgeschwindigkeit und Froude-Zahl innerhalb der vorgegebenen Toleranz von durchschnittlich ca. 10 % sind. Daraufhin ist die Modellkalibrierung abgeschlossen.

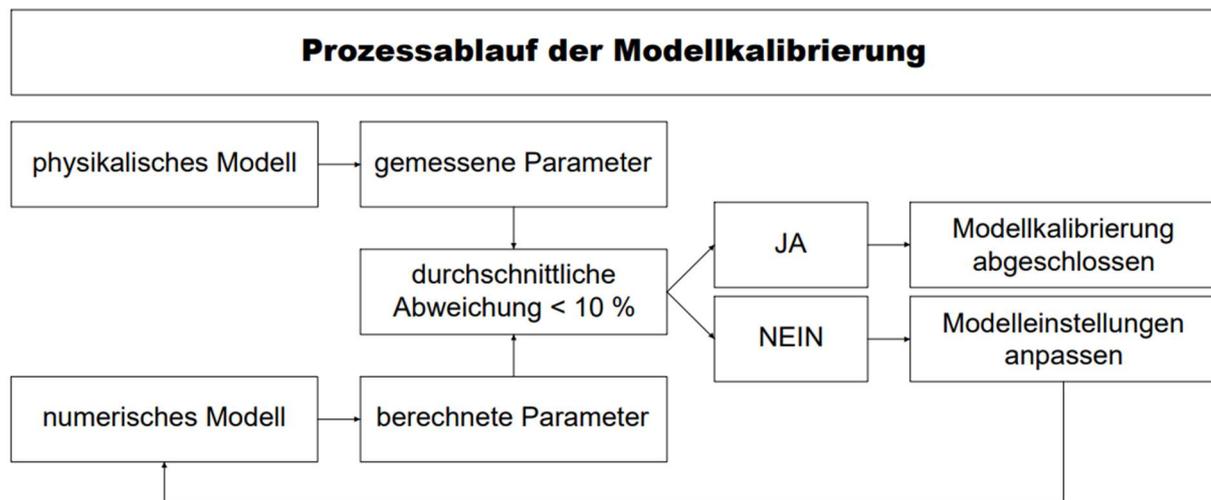


Abbildung 14: Prozessablauf der Modellkalibrierung

5.2.1 Referenzmodell

Da im Zuge dieser Arbeit die Modellierung von hydraulischen Prozessen bei variierenden Rechenabständen im Rechteckgerinne durchgeführt wird, wurde auch für die Modellkalibrierung ein physikalisches Modellversuch in einem Rechteckgerinne als Referenzmodell ausgewählt. Dabei handelt es sich um einen Laborversuch aus dem Jahr 2015, der im Rahmen einer Studie am Institut für Alpine Naturgefahren der Universität für Bodenkultur Wien (BOKU) durchgeführt wurde. Diese Studie befasste sich mit hydraulischen Modellversuchen zur Optimierung von kronenoffenen Sperren. (Erich & Armin, 2015)

Das physikalische Modell, welches als Referenzmodell für diese Arbeit gilt, wurde im Maßstab 1:30 erstellt und besteht aus einer Versuchsrinne mit rechteckigem Abflussquerschnitt sowie integrierter Rechenkonstruktion. Die Rinne hat eine Länge von 8,34 m, eine Sohlbreite von 0,40 m und ein Gefälle in Längsrichtung von 2,50 %. Die Sohle wurde mit einem Korngemisch ($d_{\max} = 10 \text{ mm}$) beklebt, um eine Oberflächenrauigkeit zu schaffen. Der Durchfluss wurde mit einem Thomson-Wehr bestimmt und von 30 l/s bis auf 45 l/s gesteigert. Der genaue Versuchsaufbau ist in Abbildung 15 dargestellt. (Erich & Armin, 2015)

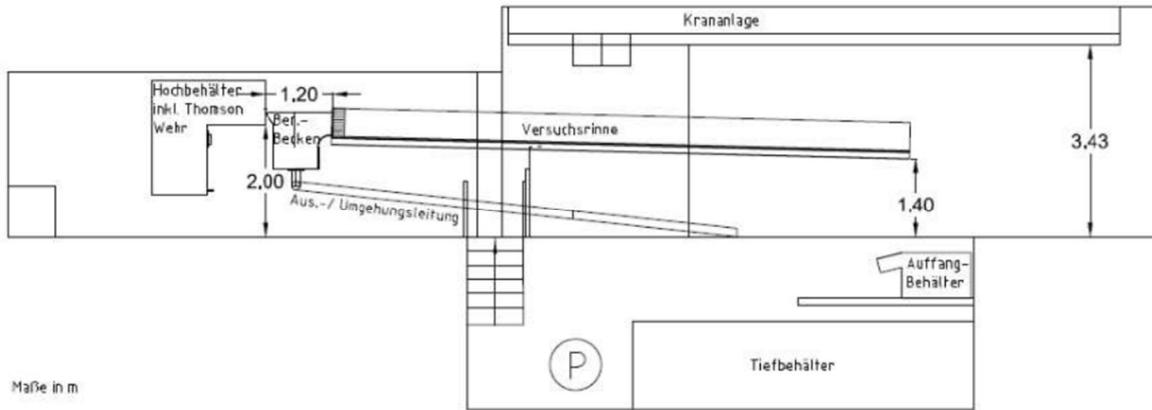


Abbildung 15: Versuchsaufbau des physikalischen Modells (Busch & Matzl, 2015)

Die Messpunkte zur Wasserstands- und Geschwindigkeitsmessung wurden so positioniert, dass fünf Messpunkte stromaufwärts des Rechens, einer direkt beim Rechen und zwei Messpunkte stromabwärts des Rechens situiert waren. Im Detail wurden die Messpunkte in folgender Reihenfolge angeordnet: -250 cm, -39 cm, -27 cm, -14 cm, -4 cm, 0 cm, +55 cm und +165 cm. Der Fußpunkt der Rechenkonstruktion stellt dabei den Nullpunkt (0 cm) dar. Die negativen Abstände geben die Distanz vom Rechen entgegen der Fließrichtung an (vgl. Abb. 16). Die Messungen des Wasserstands erfolgten über Standrohre und einen Ultraschallsensor. Die Geschwindigkeitsmessungen wurden mit Hilfe eines Messflügels durchgeführt. (Erich & Armin, 2015)

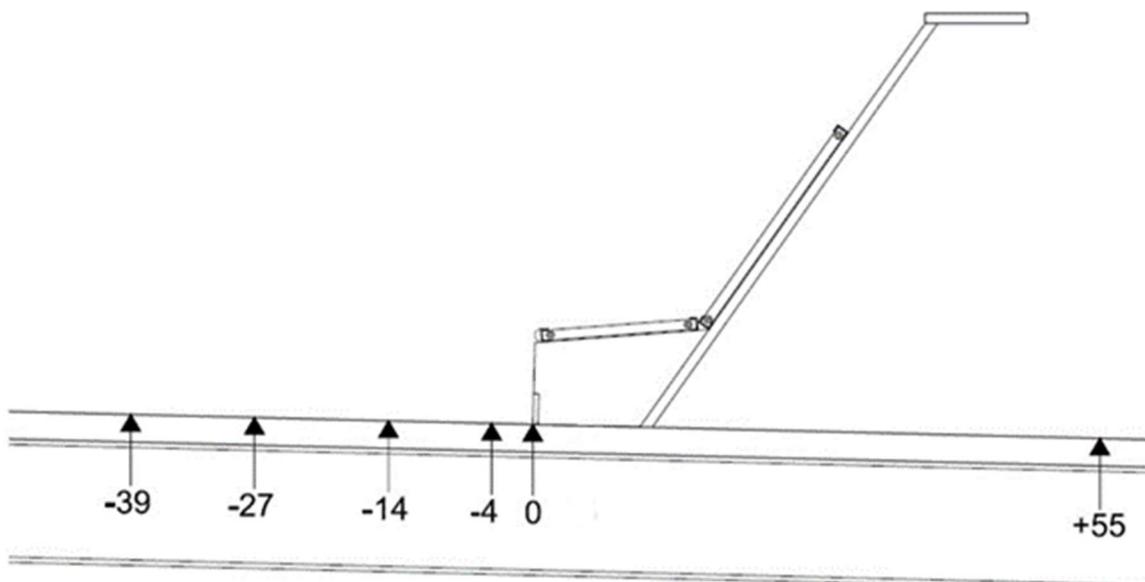


Abbildung 16: Ausschnitt der Messpunkte im Versuchsgerinne (Busch & Matzl, 2015)

Der Rechenkonstruktionstyp wurde bei diesem Modellversuch so gewählt, dass sich dieser in zwei separate Rechenfelder aufteilt und diese wiederum mit unterschiedlichen lichten Weiten ausgeführt werden können (vgl. Abb. 17). (Erich & Armin, 2015)

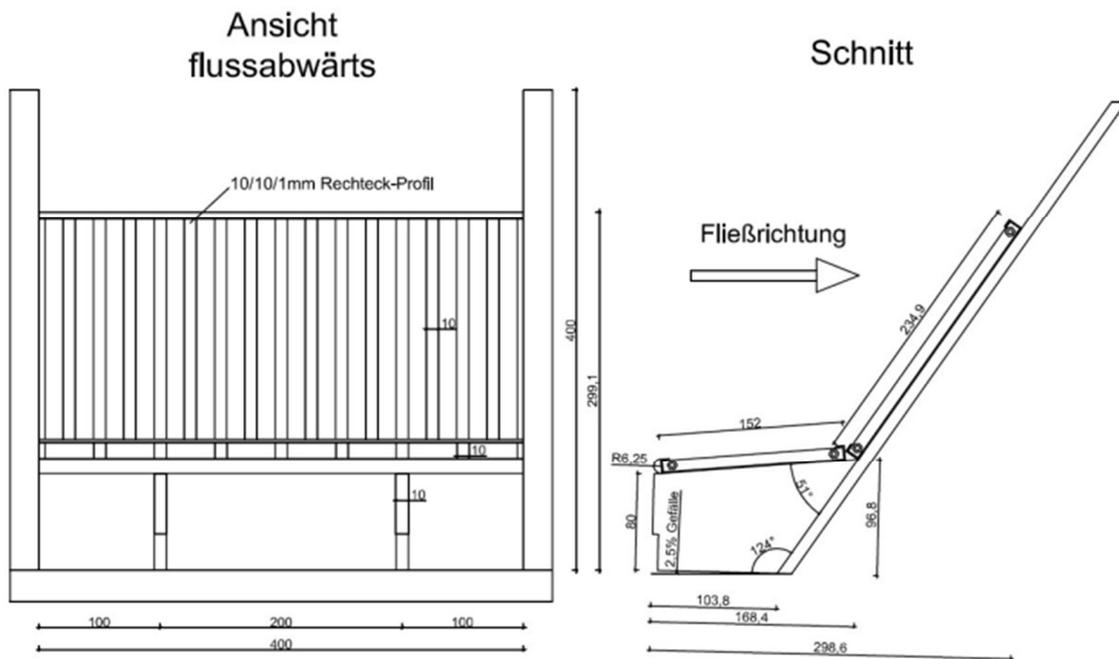


Abbildung 17: Rechenkonstruktionstyp des physikalischen Referenzmodells (Erich & Armin, 2015)

5.2.2 Umsetzung in FLOW-3D

Die Umsetzung der Modellkalibrierung ist in mehrere Phasen aufgeteilt. In der ersten Phase erfolgte eine digitale Rekonstruktion des Laborversuchs in der Software FLOW-3D sowie die Definition der Randbedingungen des numerischen Modells. Daraufhin wurde in der zweiten Phase der Laborversuch mit Hilfe der Simulationssoftware nachgerechnet. Bei auftretenden Abweichungen zwischen dem Laborversuch und dem numerischen Modell wurde kontrolliert, ob diese im Toleranzbereich liegen, da ansonsten einzelne Randbedingungen und Formparameter adaptiert werden müssten. (Sturm, et al., 2017)

Die Erstellung von Simulationen in wahrer Größe ist einer der Vorteile des numerischen Modells, weshalb der Laborversuch, der im Maßstab 1:30 durchgeführt wurde, in der dritten und letzten Phase unter der Anwendung von Modellgesetzen auf das Naturmaß hochskaliert wurde. (Gabl, et al., 2017) Um dies grundsätzlich zu ermöglichen, wird bei Modellversuchen mit einer freien Wasseroberfläche und

eventuell auftretenden Turbulenzen das Froudesche-Modellgesetz angewendet. Dieses Gesetz (Gl. 25) besagt, dass die Froude-Zahlen im Modell (M 1:30) und in der Natur (M 1:1) gleich sein müssen. (ÖWAV, 2011)

$$Fr_R = \frac{u_R}{\sqrt{g_R * L_R}} = 1 \quad (25)$$

mit

u_R	Fließgeschwindigkeit	[m/s]
g_R	Erdbeschleunigung	[m/s ²]
L_R	Fließtiefe	[m]

Der Index R gibt in Gleichung 25 das Verhältnis von dem Naturmaß (N) zu dem Modellmaß (M) an. Folglich ergibt sich daraus für Längenangaben der Modellmaßstab L_R , wodurch nun die wichtigsten Strömungsparameter (Gl. 26-30) umgerechnet werden können. (ÖWAV, 2011)

$$\text{Längen: } L_R = \frac{L_N}{L_M} \quad (26)$$

$$\text{Flächen: } A_R = L_R^2 \quad (27)$$

$$\text{Geschwindigkeiten: } u_R = L_R^{\frac{1}{2}} \quad (28)$$

$$\text{Zeiten: } t_R = L_R^{\frac{1}{2}} \quad (29)$$

$$\text{Durchflüsse: } Q_R = L_R^{\frac{5}{2}} \quad (30)$$

Im Anschluss an die Hochskalierung wurden, basierend auf dem Froudeschen-Modellgesetz, die Froude-Zahlen sowie die Fließtiefen und Fließgeschwindigkeiten des Modellversuchs im Naturmaß (M 1:1) mit jenen des Laborversuchs bzw. mit jenen der Simulation im Maßstab 1:30 verglichen. Anschließend wurde das Modell entsprechend kalibriert, wobei wiederum darauf geachtet wurde, dass Abweichungen jeglicher Simulationsergebnisse, die sich beim Vergleichen ergeben haben, in einem Toleranzbereich von durchschnittlich ca. 10 % lagen. Bei einer Überschreitung dieses Toleranzbereiches muss der Formparameter Rauigkeit angepasst werden. (Sturm, et al., 2017) Auf diese Abweichungsanalysen wird im Kapitel 5.2.3 Abweichungsanalysen näher eingegangen. Das folgende Unterkapitel beschäftigt sich lediglich mit der ersten

Phase, der digitalen Rekonstruktion des Laborversuchs sowie der Definition der Randbedingungen in der Simulationssoftware FLOW-3D.

5.2.2.1 Digitale Rekonstruktion und Definition von Randbedingungen

Wie bereits erwähnt, wird im Zuge der ersten Phase der Umsetzung der Laborversuch rekonstruiert. Dafür wurde der Rechenkonstruktionstyp „D 20/20“ gewählt. Bei diesem Typ sind die lichten Weiten beider Rechenfelder ident und der relative Verbauungsgrad entspricht 50 %. Unter dem relativen Verbauungsgrad wird das Verhältnis von verbauter zu gesamter Fläche einer Filterkonstruktion verstanden (vgl. Kap. 7.1 Gl 39). In der Software AutoCAD 2021 wurde die Modellvariante „D 20/20“ digitalisiert sowie als dreidimensionales Modell (vgl. Abb. 18) im STL-Format exportiert und darauffolgend in die Software FLOW-3D importiert. Die Sohle des numerischen Modells wurde anschließend direkt in der Simulationssoftware wurde in Form eines Quaders erstellt.



Abbildung 18: 3D Modellvariante "D 20/20" modifiziert nach (Busch & Matzl, 2015)

Die seitlichen Begrenzungen des Rechteckgerinnes bestehen beim Laborversuch aus Holzplatten. (Erich & Armin, 2015) Im Zuge der Digitalisierung des Laborversuchs wurde auf diese seitlichen Begrenzungen bewusst verzichtet und anstatt dessen der äußere Rand des Berechnungsgitters (Mesh Block) als Begrenzung verwendet. Dazu wurde die Randbedingung „Wall“ definiert, um keine Reibungseinflüsse durch die seitlichen Begrenzungen zu induzieren (vgl. Tab. 5 Randbedingungen Y). Im

Anschluss erfolgte die Einstellung der Randbedingungen im Ein- und Auslaufbereich. Als Einströmrandbedingung wurde ein gleichbleibender, quasi stationärer Durchfluss (vgl. Tab. 5 X-Min) und als Auslaufrandbedingung ein ungehinderter Ausfluss aus dem Simulationsgebiet (vgl. Tab. 5 X-Max) festgelegt. (Flow Science Inc., 2021)

Für die Auswertung der Simulationen wurden sogenannte „History probes“ und „Flux surfaces“ verwendet. Darunter werden Messpunkte verstanden, durch diese alle hydraulisch notwendigen Parameter wie Froude-Zahl, Fließtiefe, Fließgeschwindigkeit und Durchfluss ermittelt werden können. Damit mögliche negative Randeffekte im Bereich X-Min bzw. X-Max sowie Wandreibungseffekte die Messergebnisse nicht verfälschen, wurden die Messpunkte in der Mitte der Sohle (Y-Achse) situiert (vgl. Abb. 19) und die Entfernung zu den Ein- und Auslaufrändern auf jeder Seite der Filterkonstruktion verdoppelt. (Gems, 2021) Die jeweiligen Positionen der Messpunkte auf der X-Achse der Simulation im Rechteckgerinne wurden zudem so gewählt, dass sie jenen des Laborversuchs ident sind und somit ein direkter Vergleich der Messgrößen möglich ist.

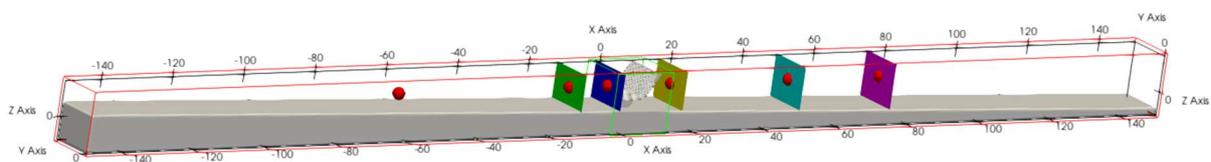


Abbildung 19: Messpunkte im Simulationsgebiet „D 20/20“ – hochskaliertes FAVOR-Modell M 1:1

Alle zusätzlichen Einstellungen, die im Zuge der Modellkalibrierung in FLOW-3D getätigt wurden, können der Tabelle 5 „Steckbrief Simulation „D 20/20“ M 1:30“ sowie dem Anhang (Kap. 10.1) entnommen werden. Die Tabelle 5 gibt dabei einen Überblick der verwendeten Module, der Fluideigenschaften sowie der sonstigen relevanten Eckdaten. Die Oberflächenrauigkeit der Sohle sowie des Rechens wird anhand der äquivalenten Sandrauigkeit angegeben. Diese kann bei flachen Gewässersohlen mit grobem Sohlmaterial verwendet und mit dem d_{90} der jeweiligen Korngrößenverteilung gleichgesetzt werden. (Bechteler, 2006)

Tabelle 5: Steckbrief Simulation „D 20/20“ M 1:30

Steckbrief Simulation „D 20/20“ M 1:30			
Allgemein	Physikalische Module		<ul style="list-style-type: none"> ▪ Gravitation and Non-inertial Reference ▪ Viscosity and Turbulence
	Turbulenzmodell		RNG
	Berechnungsdauer [s]		600
	Fluidichte ρ [kg/m ³]		1.000
	Durchfluss Q [m ³ /s]		0,03
	Sohlneigung [%]		2,50
	Meshgröße (block 1 / block 2) [m]		0,016/0,004
	Zellenanzahl [-]		1.968.750
	Länge Sohle [m]		10
	Breite Sohle [m]		0,4
	Rauigkeit	Sohle [m]	
Rechen [m]		0,0097	
Randbedingungen	X	Min / Max	Volume flow rate / Outflow
	Y	Min / Max	Wall / Wall
	Z	Min / Max	Wall / Symmetry

5.2.3 Abweichungsanalyse

Wie bereits im Kapitel 5.2.2 Umsetzung in FLOW-3D erwähnt, werden in der zweiten sowie in der dritten Phase der Modellkalibrierung die Abweichungen zwischen den Messergebnissen des Laborversuchs und den Berechnungen der numerischen Simulationen analysiert. Als Messgrößen wurden dabei die Fließtiefen, die Fließgeschwindigkeiten und die Froude-Zahlen verwendet (vgl. Kap. 10.2). (Sturm, et al., 2017) Ziel der Modellkalibrierung war es, mit einer durchschnittlichen Toleranz von zirka 10 % bei den jeweiligen Messgrößen, das numerische Modell an das physikalische Modell anzugleichen. Die jeweiligen Abweichungsanalysen erfolgten in drei Stufen, wobei mit dem Vergleich der Parameter des Laborversuchs und des numerischen Modells im Maßstab 1:30 begonnen wurde. Im Anschluss wurden diese beiden Modelle unter Anwendung des Froudeschen-Modellgesetzes auf den Naturmaßstab 1:1 hochskaliert und erneut ein Vergleich durchgeführt. Abschließend wurden die berechneten Parameter der numerischen Simulationen im Maßstab 1:30 und 1:1 verglichen und wiederum deren Abweichungen analysiert.

5.2.3.1 Laborversuch M 1:30 – Numerisches Modell M 1:30

Nachdem die digitale Rekonstruktion sowie die Definition der Randbedingungen in der Simulationssoftware abgeschlossen sind, werden in Phase 2 die Messergebnisse des Laborversuchs mit den Berechnungen der Simulation abgeglichen. In dieser Arbeit wiesen beide Modelle den Maßstab 1:30 auf und sind auch in ihren geometrischen Abmessungen ident. (Erich & Armin, 2015) Die Rauigkeiten der Modellkomponenten sowie alle weiteren Modelleinstellungen können, wie bereits erwähnt, aus Tabelle 5 entnommen werden.

Zur Visualisierung der Abweichungen wurden für die einzelnen hydraulischen Parameter Graphen verwendet, bei denen die für diese Arbeit relevanten Messpunkte vor und nach der Rechenkonstruktion abgebildet werden. In Abbildung 20 sind beispielsweise die Froude-Zahlen in einem solchen Graphen dargestellt. Daraus geht hervor, dass sich das numerische Modell in Hinblick auf die Froude-Zahlen den Zielvorstellungen entsprechend dem physikalischen Modell annähert. Genau genommen beträgt die durchschnittliche Abweichung der Froude-Zahlen in diesem Fall 8,33 %. Dieser hydraulische Parameter wird in der Arbeit für die Visualisierung herangezogen, da sich jener aus den Parametern Fließtiefe, Fließgeschwindigkeit und Gravitationskonstante ($g = 9,81 \text{ m/s}^2$) zusammensetzt. Dadurch entsteht eine Kombination der erfassten hydraulischen Parameter, welche die Abweichungen der Froude-Zahlen direkt beeinflussen. Demnach ist für die Visualisierung der Abweichungen des numerischen und physikalischen Modells nur ein Graph notwendig. Außerdem geht aus Abbildung 20 hervor, dass beim numerischen Modell ein Messpunkt mehr ist als beim physikalischen Modell. Dieser wurde nämlich aufgrund der Verlängerung des Auslaufbereichs im Simulationsgebiet zusätzlich eingefügt.

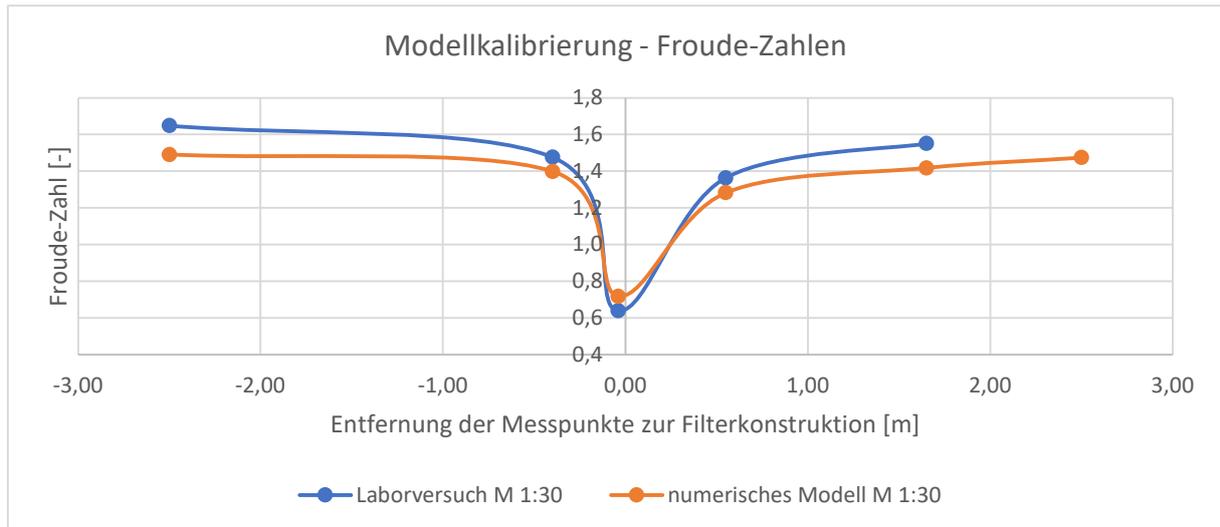


Abbildung 20: Abweichungen der Froude-Zahl im Vergleich Laborversuch M 1:30 - numerisches Modell M 1:30

In den nachfolgenden Boxplots (vgl. Abb. 21) wurden die relativen Abweichungen der drei gewählten hydraulischen Parameter gegenübergestellt. Im direkten Vergleich der Parameter weisen die Froude-Zahlen die größten Abweichungen mit durchschnittlich 8,33 %, gefolgt von den Fließtiefen mit durchschnittlich 7,10 % auf. Die beste Übereinstimmung der berechneten Parameter mit den Messwerten des Laborversuchs hat die Fließgeschwindigkeit mit durchschnittlich 5,03 %. Die drei verglichenen Parameter befinden sich also insgesamt betrachtet in einem durchschnittlichen Toleranzbereich von 6,82 %. Folglich sind die Abweichungen dieser Kalibrierungsparameter im Toleranzbereich von durchschnittlich ca. 10 %. Das bedeutet, dass in diesem Zuge keine Adaptierungen am numerischen Modell vorgenommen werden müssen und die Modellkalibrierung in Phase 3 am hochskalierten numerischen Modell erfolgen kann.

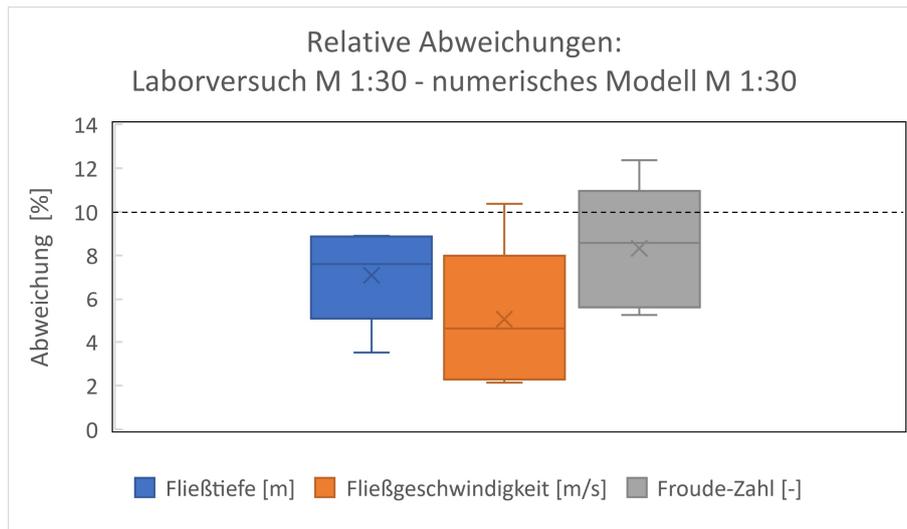


Abbildung 21: Relative Abweichungen der hydraulischen Parameter im Vergleich Laborversuch M 1:30 - numerisches Modell M 1:30

5.2.3.2 Laborversuch M 1:1 – Numerisches Modell M 1:1

In der dritten Phase der Modellkalibrierung wurden sowohl das physikalische als auch das numerische Modell auf den Naturmaßstab M 1:1 hochskaliert, wie bereits im Kapitel 5.2.2 Umsetzung in FLOW-3D konkret erläutert. Dazu können dem Steckbrief die Simulationseinstellungen entnommen werden (vgl. Kap. 10.2.4). Zum Vergleich wurden dieselben hydraulischen Parameter wie in der Abweichungsanalyse zuvor herangezogen. Die durchschnittliche Abweichung der Froude-Zahlen lag im Vergleich zwischen dem numerischen Modell und dem Laborversuch bei 11,33 %. Dabei war besonders jener berechnete Wert auffällig, dessen Messpunkt im Bereich des hydraulischen Rückstaus (-12 m) lag (vgl. Abb. 22). Dieser Ausreißer weist nämlich eine Abweichung von rund 27 % auf. Nichtsdestotrotz ist aber die Abweichung des numerischen Modells im Bereich der Filterkonstruktion (Messpunkt: -1,2 m) mit 1,09 % im Vergleich zum Laborversuch sehr niedrig und auch andere Parameter wie bspw. die Fließgeschwindigkeiten weisen nur geringe Abweichungen gegenüber dem Laborversuch auf. Folglich wurde entschieden, dass mit den gegenständlichen Simulationseinstellungen die Genauigkeit für die weiteren Untersuchungen ausreichend ist.

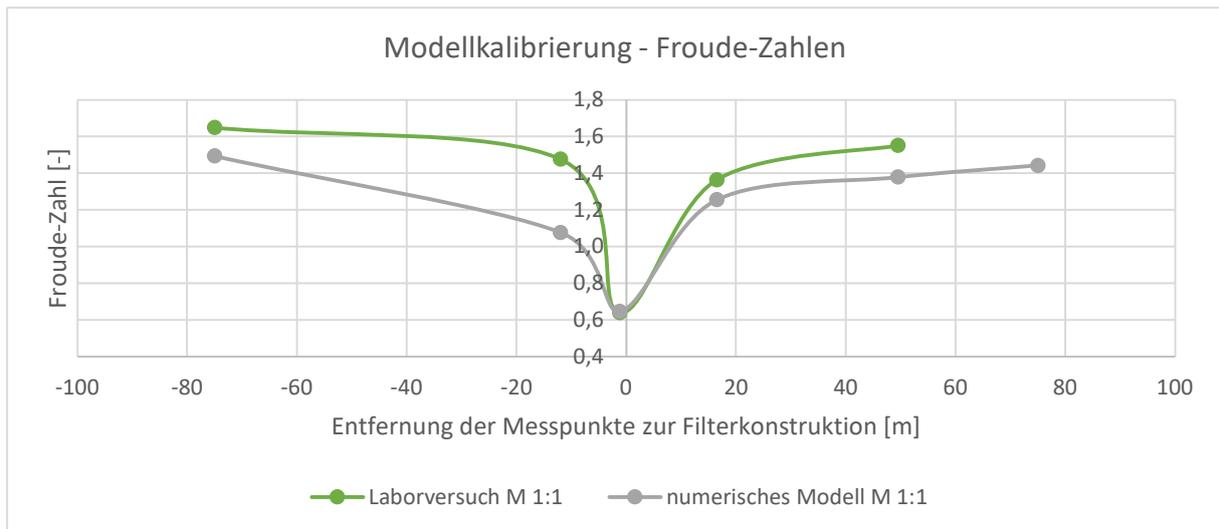


Abbildung 22: Abweichungen der Froude-Zahl im Vergleich Laborversuch M 1:1 - numerisches Modell M 1:1

Im Gegensatz zu den relativen Abweichungen der Modelle im Maßstab 1:30 betragen die Abweichungen der Parameter in den hochskalierten Modellen im Mittel 10,16 %. Dabei sind insbesondere die Fließgeschwindigkeiten hervorzuheben, da diese sich mit einer mittleren Abweichung von 7,93 % dem Laborversuch im Naturmaß am besten annähern (vgl. Abb. 23). Auch die Fließtiefen und die Froude-Zahlen liegen mit 11,20 % bzw. 11,32 % nahe dem Toleranzbereich.

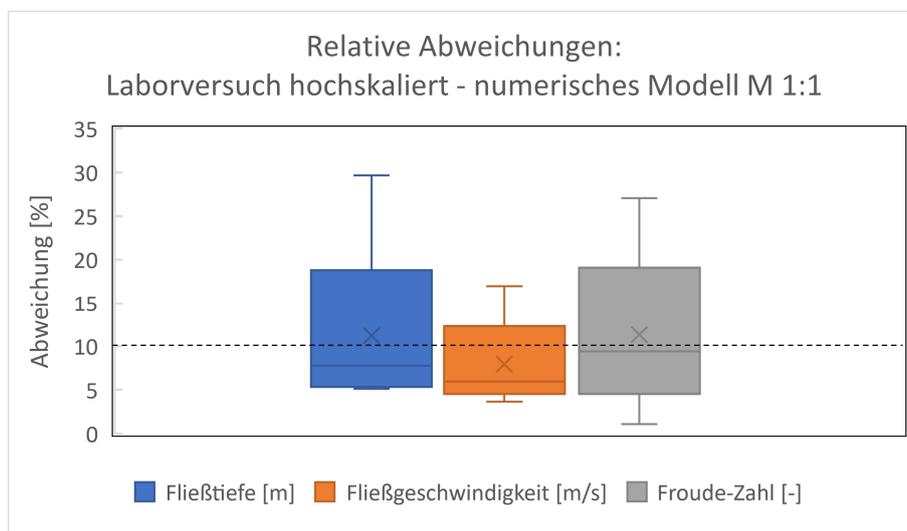


Abbildung 23: Relative Abweichungen der hydraulischen Parameter im Vergleich Laborversuch M 1:1 - numerisches Modell M 1:1

5.2.3.3 Numerisches Modell M 1:30 – Numerisches Modell M 1:1

Abschließend wurden ebenso in der Phase 3 der Modellkalibrierung die Ergebnisse der Simulationen im Maßstab 1:30 und 1:1 verglichen. Die berechneten Fließtiefen und Fließgeschwindigkeiten der Simulation M 1:30 wurden, basierend auf dem Froudeschen-Modellgesetz, hochskaliert, um eine Vergleichbarkeit der Modelle herzustellen. Die Gegenüberstellung der berechneten Froude-Zahlen der beiden Modelle ist in Abbildung 24 dargestellt. Im Mittel sind die berechneten Froude-Zahlen mit 6,72 % deutlich im Toleranzbereich. Außerdem ist in Abbildung 24 ersichtlich, dass die Froude-Zahl im Maßstab 1:1 in jedem Messpunkt geringer ist als im Maßstab 1:30. Der Ausreißer beim Messpunkt -12 m im numerischen Modell M 1:1 ist auch in diesem Vergleich wieder deutlich sichtbar. Im unmittelbaren Nahbereich der Filterkonstruktion (Messpunkt: -1,2 m) beträgt die Abweichung der Froude-Zahlen zwischen den Modellen allerdings nur 10,03 %, was somit noch im Toleranzbereich ist.

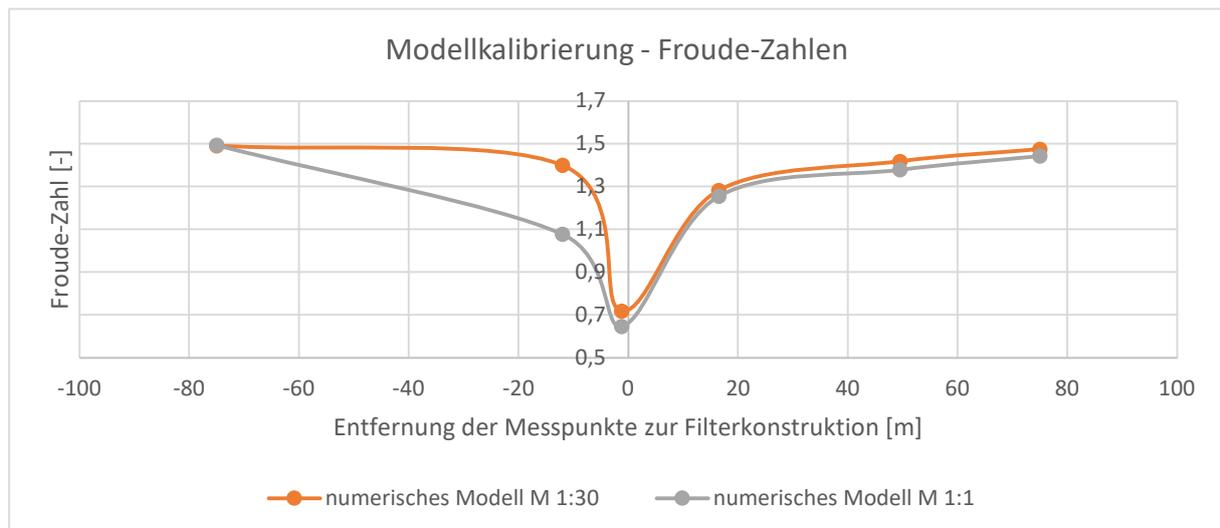


Abbildung 24: Abweichungen der Froude-Zahl im Vergleich der numerischen Modelle M 1:30 und M 1:1

In den nachfolgenden Boxplots (vgl. Abb. 25) sind alle drei hydraulischen Parameter mit den relativen Abweichungen zwischen den numerischen Modellen M 1:1 und M 1:30 dargestellt. Im Gegensatz zum Vergleich Laborversuch M 1:1 – numerisches Modell M 1:1 geht aus dieser Analyse eine Überschätzung der Fließtiefen des Modells M 1:1 gegenüber dem Modell M 1:30 hervor. Folglich ergibt sich eine durchschnittliche Abweichung der Fließtiefen von 5,98 %. Die Fließgeschwindigkeiten weichen im Mittel um 5,13 % von der Simulation M 1:30 ab. Insgesamt hat also auch diese Abweichungsanalyse ergeben, dass jegliche Abweichungen im Toleranzbereich liegen und keine Adaptierungen vorgenommen werden müssen.

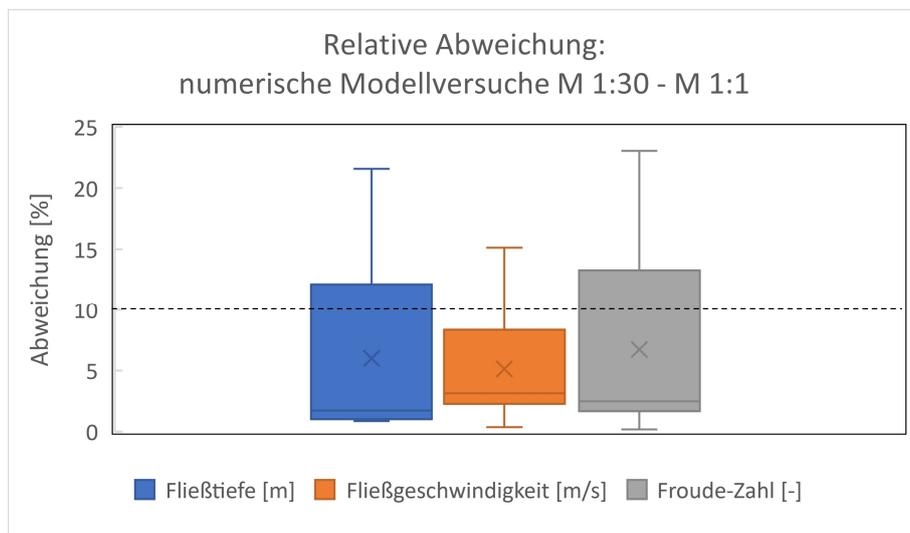


Abbildung 25: Relative Abweichungen der hydraulischen Parameter im Vergleich der numerischen Modelle M 1:30 und M 1:1

5.3 Simulationen im Rechteckgerinne

Nachdem die Modellkalibrierung abgeschlossen war, wurde die Filterkonstruktion in FLOW-3D eingefügt. Dafür wurden zwei unterschiedliche Bautypen von Filterkonstruktionen mit jeweils variierenden lichten Weiten und ggf. auch lichter Höhe verwendet, welche dem Entwurf der ÖNORM B 4800 entnommen wurden. In diesem Zusammenhang wurden allerdings solche Bautypen herangezogen, die bereits vielfach in der Praxis eingesetzt werden. (WLV Sektion Steiermark, 2020)

Modelle dieser ausgewählten Bautypen wurden in FLOW-3D erstellt und der Einfluss der lichten Weite bzw. Höhe auf den hydraulischen Rückstau und die auftretenden sohnahen Schubspannungen im Rechteckgerinne untersucht. Um die lichte Weite bzw. Höhe einer Filterkonstruktion überhaupt definieren zu können, wurde der Dimensionierungsansatz des Entwurfs der ÖNORM B 4800 (vgl. Kap. 4.2.4 Tab. 4)

mit der Korngröße d_{90} gewählt. (ENTWURF ÖNORM B 4800, 2021) Diese Korngröße d_{90} wurde aufgrund der Ergebnisse einer bereits erhobenen Linienzahlanalyse vom Schöttlbach (Gemeinde Oberwölz, Steiermark) mit 30 cm festgelegt (vgl. Kap. 7.1 Abb. 38). (Hainzer, 2013)

Weiters wurden die gleichen Randbedingungen, Rauigkeiten sowie die gleiche Sohlbreite wie bei der Modellkalibrierung verwendet. Als Bemessungsereignis wurde der hochskalierte Durchfluss der Modellkalibrierung ($Q = 147,885 \text{ m}^3/\text{s}$) vereinfacht mit einem Durchfluss Q von $150 \text{ m}^3/\text{s}$ herangezogen. Außerdem wurde der Durchfluss zwischen $50 \text{ m}^3/\text{s}$ und $300 \text{ m}^3/\text{s}$ variiert, um die Strömungsdynamik und den Geschiebetransport, welcher mit Hilfe der Sohlschubspannungen ermittelt wird, bei Nieder- und Mittelwässern sowie bei Überlastfällen zu analysieren.

5.3.1 Schrägrechen mit Fußscheiben

Einer der zwei verwendeten Bautypen in dieser Arbeit ist der „Schrägrechen mit Fußscheiben“. Dieser wird im Entwurf der ÖNORM B 4800 für die Dosierung und Filterung von murartigem Feststofftransport vorgeschlagen. (ENTWURF ÖNORM B 4800, 2021) Für die Untersuchungen in dieser Arbeit wurde die Rechenkonstruktion insgesamt sechs Mal mit der CAD-Software AutoCAD modelliert. Dabei wurde die lichte Weite bei jedem Modell, beginnend mit $1,0 \times d_{90}$ bis hin zu $2,0 \times d_{90}$, vergrößert und somit der relative Verbauungsgrad (vgl. Kap. 7.1 Tab. 10) verringert. Die Auswirkungen daraus werden im weiteren Verlauf der Arbeit analysiert und mögliche Einflüsse auf den hydraulischen Rückstau und die auftretenden sohnnahen Schubspannungen dokumentiert (vgl. Kap. 7.2).

Die Modelle im Rechteckgerinne des Bautyps „Schrägrechen mit Fußscheiben“ wurden im Maßstab $M 1:1$ erstellt. Die detaillierten Abmessungen der Filterkonstruktion können der Skizze in Abbildung 26 entnommen werden.

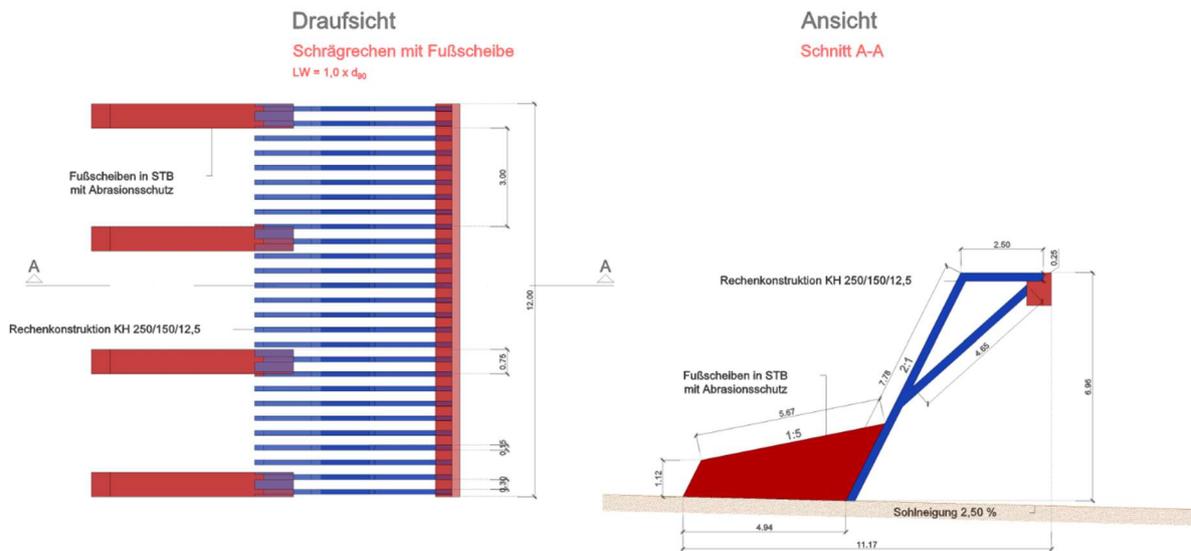


Abbildung 26: Abmessungen des Bautyps „Schrägrechen mit Fußscheiben“ mit einer lichten Weite von $1,0 \times d_{90}$

Die Filterkonstruktion ist in Form eines einfachen Schrägrechens mit Fußscheiben ausgeführt und weist eine Gesamtbreite von 12 m auf. Die Rechenkonstruktion besteht aus Hohlprofilen der Dimension 250/150/12,5 und wird aus statischen Gründen durch luftseitige Streben, die sich im Strömungsschatten des Rechens befinden, verstärkt. Die Scheiben sind 0,75 m stark, 3,00 m voneinander entfernt und dienen im Ereignisfall der Ablagerung von Wildholz, wodurch auch bei einer abklingenden Hochwasserwelle die Durchgängigkeit und somit der Geschiebetransport aufrecht erhalten bleibt. (Bergmeister, et al., 2009) Das 3D-Modell dieses Bautyps ist in Abbildung 27 exemplarisch mit einer lichten Weite von $1,0 \times d_{90}$ dargestellt.

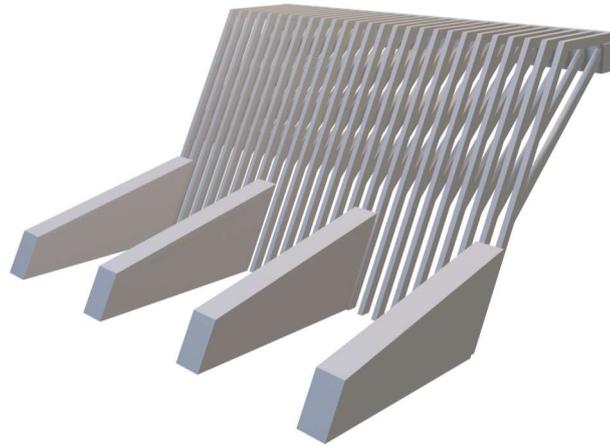


Abbildung 27: 3D-Modell des „Schrägwehres mit Fußscheiben“

Dieses 3D-Modell wurde im Simulationsgebiet in die Sohle eingebettet und diskretisiert. Die Sohle wurde, wie bereits im Zuge der Modellkalibrierung erläutert, als Volumenkörper direkt in FLOW-3D erstellt und hat eine Längsneigung von 2,50 %. Das Berechnungsnetz ist in Form eines „Nested Multi Mesh Blocks“ aufgebaut (vgl. Kap. 10.1.2.5) und hat im Nahbereich der Filterkonstruktion eine verringerte Zellgröße, um eine möglichst genaue Diskretisierung der Geometrien zu erreichen. Die genauen Zellgrößen sowie alle weiteren Einstellungen sind dem Steckbrief in Tabelle 6 zu entnehmen.

Tabelle 6: Steckbrief Simulationen "Schrägrechen mit Fußscheiben" M 1:1

Steckbrief Simulationen „Schrägrechen mit Fußscheiben“ M 1:1			
Allgemein	Physikalische Module		<ul style="list-style-type: none"> ▪ Gravitation and Non-inertial Reference ▪ Viscosity and Turbulence
	Turbulenzmodell		RNG
	Berechnungsdauer [s]		200
	Fluidichte ρ [kg/m ³]		1.000
	Durchfluss Q [m ³ /s]		50/100/150/200/300
	Sohlneigung [%]		2,50
	Meshgröße (block 1 / block 2) [m]		0,48/0,12
	Zellenanzahl [-]		1.968.750
	Länge Sohle [m]		300,00
	Breite Sohle [m]		12,00
Rauigkeit	Sohle [m]		0,70
	Rechen [m]		0,43
Randbedingungen	X	Min / Max	Volume flow rate / Outflow
	Y	Min / Max	Wall / Wall
	Z	Min / Max	Wall / Symmetry

Die Messpunkte („History probes“ und „Flux surfaces“) im Simulationsgebiet (vgl. Abb. 28) wurden auf denselben Positionen wie bei der Modellkalibrierung belassen. Zudem wurden im Zuge der Simulationen, zusätzlich zu den hydraulischen Parametern (Fließtiefen, -geschwindigkeiten, Froude-Zahlen), die sohnahen Schubspannungen mit FLOW-3D POST gemessen und dokumentiert.

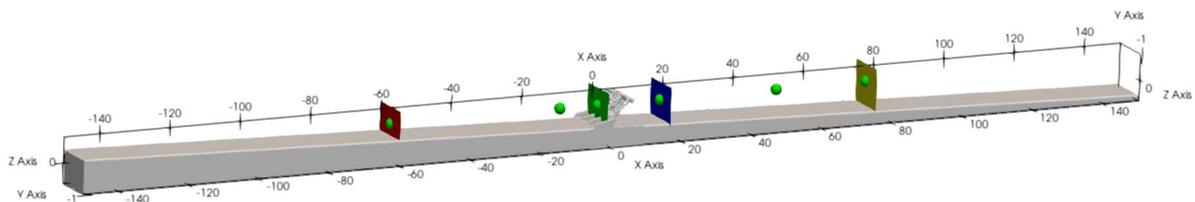


Abbildung 28: Position der Messpunkte im Simulationsgebiet der Versuchsreihe „Schrägrechen mit Fußscheiben“

5.3.2 Mehrfach geknickter Rechen mit lichter Höhe

Der zweite verwendete Bautyp in dieser Arbeit ist der „Mehrfach geknickte Rechen“, welcher in der Praxis sehr häufig bei Bächen mit vermehrtem Wildholzeintrag verwendet wird. Dementsprechend sind die einzelnen Rechenfelder mit drei unterschiedlichen Steigungen ausgeführt. Das unterste Rechenfeld weist nur eine geringe Steigung (1:5) auf, um das bei einer abklingenden Hochwasserwelle angeschwemmte Wildholz dort abzulagern und die Durchgängigkeit sowie den Geschiebetransport aufrecht zu halten. Die darauffolgenden zwei Felder sind mit einer Steigung von 1:1 und 5:1 konstruiert. Abschließend ist ein 2,50 m langer, horizontaler Rechenteil, dessen Oberkante das gleiche Niveau wie die Abflusssektion hat, angebracht (vgl. Abb. 29). (ENTWURF ÖNORM B 4800, 2021) Ein wesentliches Merkmal dieses Bautyps ist die lichte Höhe, die einen ungestörten Abfluss bei geringer Wasserführung begünstigen sollte. (Schwindt, et al., 2018)

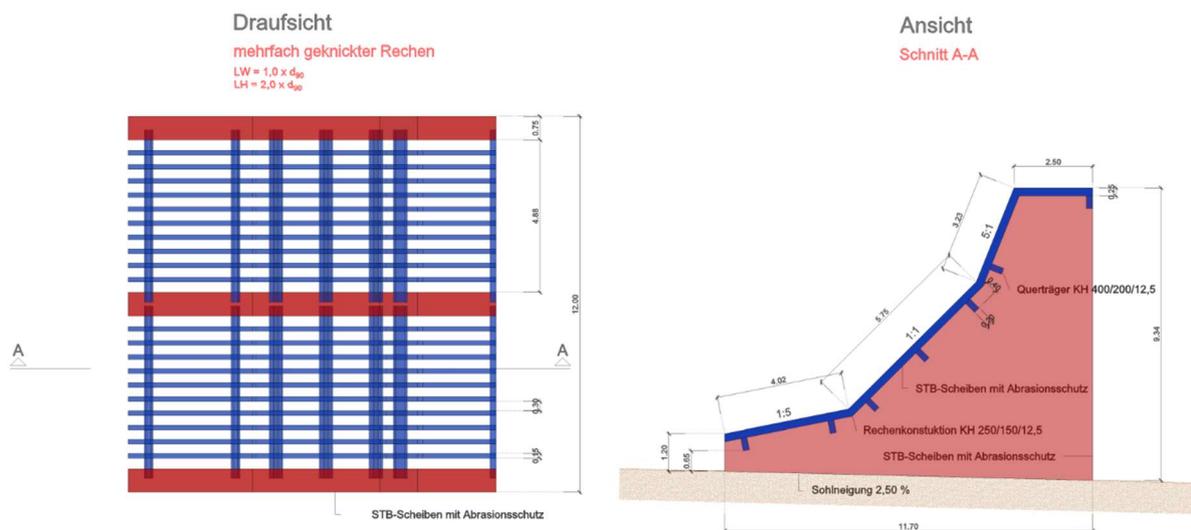


Abbildung 29: Abmessungen des Bautyps „Mehrfach geknickter Rechen“ mit einer lichten Weite von $1,0 \times d_{90}$ und einer lichten Höhe von $2,0 \times d_{90}$

Für die nachfolgenden Untersuchungen wurde der mehrfach geknickte Rechen mit Hohlprofilen der Dimension 250/150/12,5 und Scheiben mit 0,75 m Stärke, die 4,88 m voneinander entfernt sind, ausgeführt. Die Querträger bestehen ebenfalls aus Hohlprofilen und weisen eine Dimension von 400/200/12,5 auf. Für die Simulationen wurden zwei Filterkonstruktionen mit einer lichten Weite von $1,0 \times d_{90}$ bzw. $1,5 \times d_{90}$ und einer lichten Höhe von $2,0 \times d_{90}$ modelliert. Daraus resultiert ein relativer Verbauungsgrad von 55,37 % bzw. 50,79 % (vgl. Kap. 7.1 Tab. 11).

Die Breite der gesamten Konstruktion beträgt 12,00 m. Alle weiteren Abmessungen sind der Abbildung 29 zu entnehmen. Das 3D-Modell dieses Bautyps ist in Abbildung 30 exemplarisch mit einer lichten Weite von $1,0 \times d_{90}$ und einer lichten Höhe von $2,0 \times d_{90}$ dargestellt.

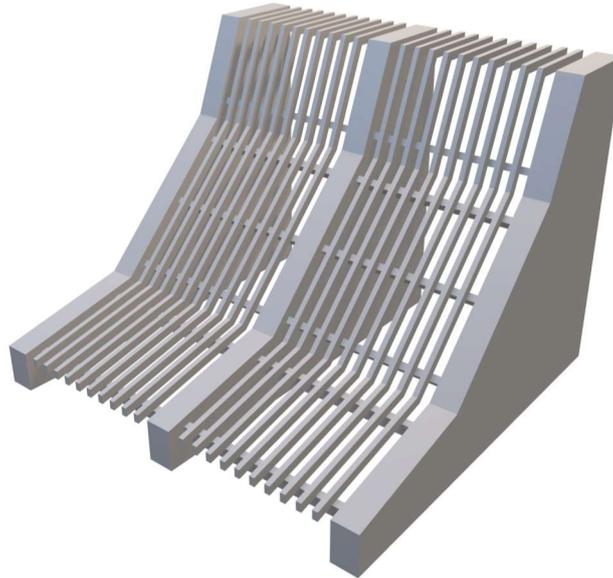


Abbildung 30: 3D-Modell des „Mehrfach geknickten Rechens“ mit lichter Höhe

Dieses 3D-Modell wurde gleich wie der „Schrägrechen mit Fußscheiben“ (vgl. Kap. 5.3.1) im Simulationsgebiet in die Sohle eingebettet und diskretisiert. Die konkreten Einstellungen sind der Tabelle 7 zu entnehmen.

Tabelle 7: Steckbrief Simulationen "Mehrfach geknickter Rechen" mit lichter Höhe M 1:1

Steckbrief Simulationen „Mehrfach geknickter Rechen“ mit lichter Höhe M 1:1			
Allgemein	Physikalische Module		<ul style="list-style-type: none"> ▪ Gravitation and Non-inertial Reference ▪ Viscosity and Turbulence
	Turbulenzmodell		RNG
	Berechnungsdauer [s]		320
	Fluiddichte ρ [kg/m ³]		1.000/1.200
	Durchfluss Q [m ³ /s]		50/100/150/200/300
	Sohlneigung [%]		2,50
	Meshgröße (block 1 / block 2) [m]		0,48/0,12
	Zellenanzahl [-]		2.911.250
	Länge Sohle [m]		300,00
	Breite Sohle [m]		12,00
Rauigkeit	Sohle [m]		0,70
	Rechen [m]		0,43
Randbedingungen	X	Min / Max	Volume flow rate / Outflow
	Y	Min / Max	Wall / Wall
	Z	Min / Max	Wall / Symmetry

Im Zuge der Simulationen dieser Versuchsreihe wurde außerdem der Einfluss einer variierenden Fluiddichte untersucht. Dabei wurde die Dichte ρ von 1.000 kg/m³ auf 1.200 kg/m³ erhöht, um einen fluviatilen Feststofftransport, ohne den Einfluss von Wildholz, nachzustellen.

5.3.3 Mehrfach geknickter Rechen ohne lichte Höhe

Die Versuchsreihe des „Mehrfach geknickten Rechens“ ohne lichte Höhe besteht im Grunde aus dem gleichen Bautyp wie im vorangegangenen Kapitel 5.3.2 beschrieben. Es wurden lediglich anstatt der lichten Höhe, die lt. dem Entwurf der ÖNORM B 4800 vorgesehen ist, in diesem Bereich der Filterkonstruktion vertikale, in die Sohle eingebundene Verlängerungen des Rechens hinzugefügt (vgl. Abb. 31). Diese Adaptierung des Bautyps wurde durchgeführt, da in manchen österreichischen Wildbächen eine solche Ausführung der Filterkonstruktion errichtet wurde. Durch die Adaptierung dieses Bautyps ist eine Gegenüberstellung (mit und ohne lichte Höhe) möglich, wobei die Auswirkungen der lichten Höhe auf die Strömungsdynamik sowie die auftretenden Schubspannungen gemessen und analysiert werden können.

Sämtliche Modelleinstellungen und Randbedingungen gleichen jenen des Bautyps „Mehrfach geknickten Rechens“ mit lichter Höhe und können dementsprechend dem Steckbrief in Tabelle 7 (vgl. Kap. 5.3.2) entnommen werden. Lediglich die Fluidichte unterscheidet sich, da diese bei dieser Versuchsreihe mit 1.000 kg/m^3 angenommen und nicht, wie bei dem „Mehrfach geknickten Rechen“ mit lichter Höhe, verändert wurde.

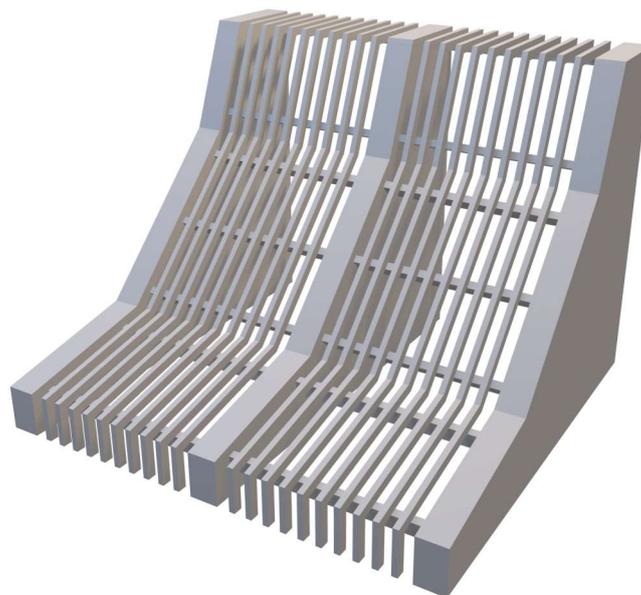


Abbildung 31: 3D-Modell des „Mehrfach geknickten Rechens“ ohne lichte Höhe

6 SIMULATIONEN RINDBACH

Im Zuge dieser Arbeit wurde, neben den bereits beschriebenen Simulationen zur Analyse der Rechenabstände, auch ein Abschnitt des oberösterreichischen Rindbachs in FLOW-3D simuliert, um die Auswirkungen einer geplanten Filtersperre zu analysieren. Die konkreten Ziele dieser Simulationen waren einerseits den Einfluss der Verbauung auf die Strömungsdynamik des Rindbachs und dessen Zubringer, des Lochbachs, zu untersuchen und zu dokumentieren. Andererseits wurde ein hydraulischer Nachweis der beaufschlagten Filtersperre in hm 53,60 im Fall eines Bemessungsereignisses geführt. In diesem Zusammenhang wurden sowohl quasi stationäre als auch instationäre Strömungsverhältnisse mit und ohne Teilverfüllung des Verlandungsraums simuliert.

6.1 Beschreibung des Einzugsgebiets

Der Rindbach liegt in der oberösterreichischen Gemeinde Ebensee und mündet im Bereich des Südufers in den Traunsee (vgl. Abb. 32). Das Einzugsgebiet erstreckt sich von Osten nach Westen, hat eine Fläche von 23,44 km² und kann in 43 Wildbachteileinzugsgebiete sowie 14 Lawineneinzugsgebiete aufgeteilt werden. Der Rindbach bildet dabei mit einer Länge von 9,21 km den Hauptbach, dessen höchster Punkt auf einer Seehöhe von 1.598 m ü. A. liegt und bei einer mittleren Sohlneigung von 6 % letztlich bei 422 m ü. A. in den Traunsee mündet. (Hübl, et al., 2013); (WLV, 2022)

Großklimatisch dominiert in der Region rund um den Rindbach das ozeanisch getönte Gebirgsklima. Das gesamte Einzugsgebiet wird hauptsächlich durch den Nordstau der Alpen beeinflusst, wobei das Gebiet durch den Traunstein abgeschirmt ist und dadurch die Niederschlagsereignisse abgeschwächt werden können. Der Jahresniederschlag beträgt zirka 1.700 mm. Der maximale Einzelniederschlag wurde am 04.09.1922 an der Basisstation Ebensee aufgezeichnet und betrug 200 mm. Die Gewitterhäufigkeit in dieser Region beläuft sich auf ungefähr 20 bis 30 Tage pro Jahr, wobei besonders konvektive Sommergewitter schadbringende Ereignisse hervorrufen können. Zudem kann das Einzugsgebiet im Winter auch sehr schneereich sein, weshalb der Wildholzeintrag durch Lawinen in die Wildbäche nicht zu vernachlässigen ist. (WLV GBL OÖ West, 2015)

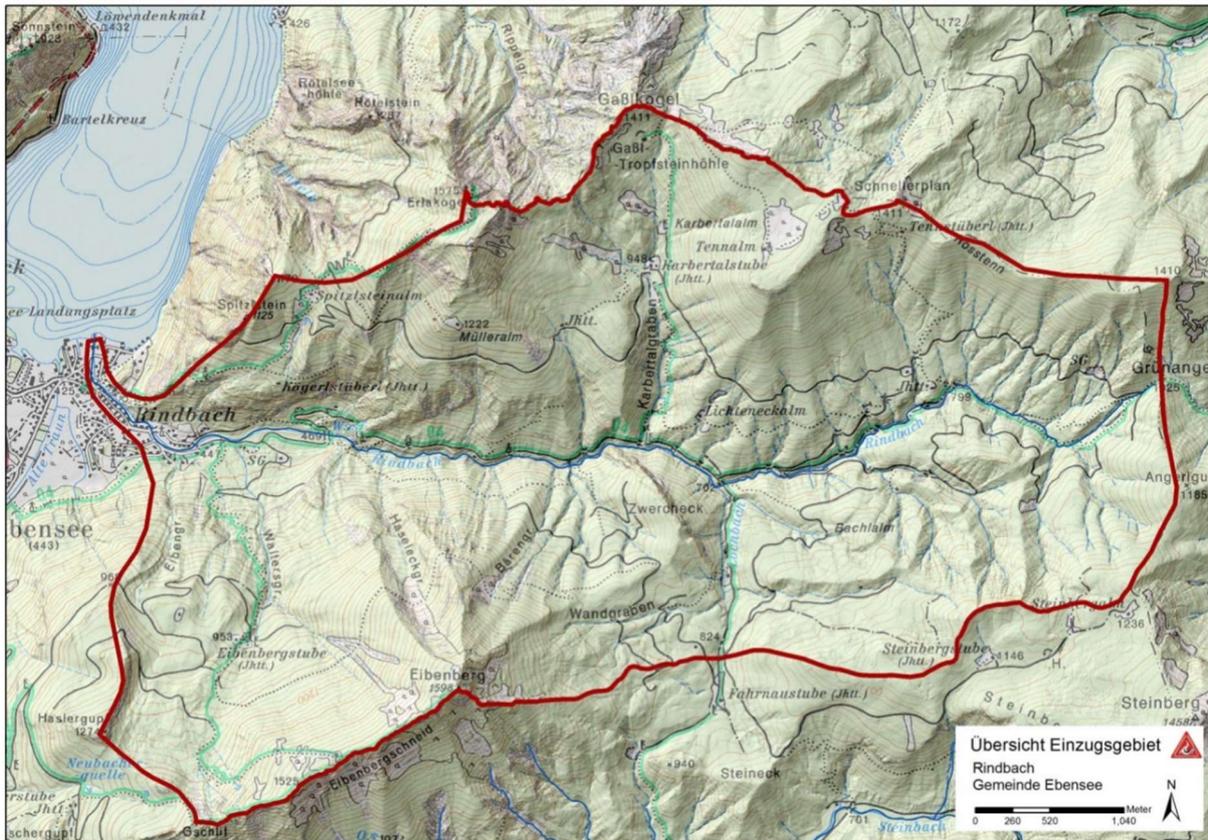


Abbildung 32: Übersichtskarte Einzugsgebiet Rindbach (Hübl, et al., 2013)

Das Grundgestein im oberen Einzugsgebiet ist hauptsächlich Dolomit und Plattenkalk mit mergelreichen Schichten. In der Transport- und Umlagerungsstrecke des Wildbachs sind Talverfüllungen mit Wildbachschutt und Moränenmaterial vorhanden. (Hübl, et al., 2013)

Der Rindbach wurde mit einem Intensitätsfaktor IF von 1,30 sowie einem Reinwasserabfluss HQ_{100} von $91,10 \text{ m}^3/\text{s}$ ausgewiesen. Die Abflussberechnungen erfolgten mit dem hydrologischen Berechnungstool ZEMOKOST und wurden von der WLV GBL OÖ West durchgeführt. Das 150-jährliche Bemessungsereignis BE_{150} (= $HQ_{100} \cdot IF$) ist mit $118,40 \text{ m}^3/\text{s}$ festgelegt und der maßgebliche Leitprozess ist der fluviale Feststofftransport. (WLV GBL OÖ West, 2015)

6.2 Stand der Verbauung und geplante Maßnahmen

Der Hauptbach ist von der Mündung bis zum Grabenausgang (hm 14,75) in Form von links- und rechtsufrigen Ufermauern linear ausgebaut. Außerdem wurden in diesem Bereich sohlsichernde Maßnahmen getroffen. Die Bauwerke bestehen aus Zementmauerwerk und Grobsteinschichtungen. Weiters ist in hm 18,25 eine

Geschieberückhaltesperre (Baujahr 1978) mit einem Ablagerungsvolumen von ca. 7.000 m³ situiert. Die im Jahr 2020 errichtete Filtersperre in hm 20,78 stellt das derzeitige Abschlussbauwerk im Rindbach dar. (WLV, 2022)

Bereits im Jahr 2017 wurde von der Wildbach- und Lawinenverbauung Gebietsbauleitung Oberösterreich West, in dessen Kompetenzbereich der Rindbach liegt, ein Einreichprojekt entworfen. Ziel dieses Projekts ist unter anderem ein selektiver Geschieberückhalt in der Umlagerungstrecke des Wildbachs. Dazu ist in hm 53,60 eine Filtersperre mit Grobrechen in Stahlbauweise geplant. Der Sperrenstandort wurde dabei so gewählt, dass der Rindbach mit seinen oberliegenden Zubringern sowie der Zubringer Lochbach, der eines der größten Teileinzugsgebiete ist, hinter der Filtersperre liegen (vgl. Abb. 33). Der Lochbach untergliedert sich dabei nochmals in vier Teileinzugsgebiete und hat eine Gesamteinzugsgebietsgröße von 3,65 km² sowie eine Gerinnelänge von 2,48 km. (WLV, 2022)

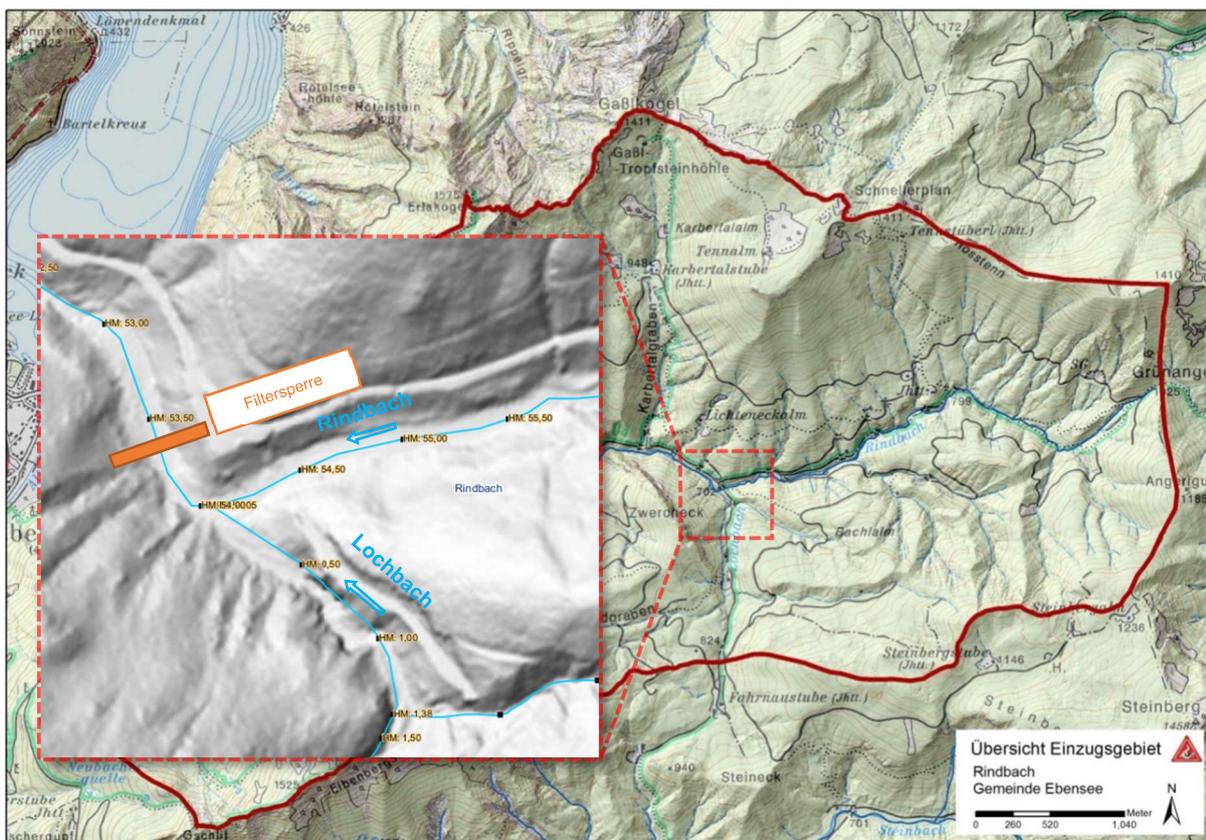


Abbildung 33: Übersichtskarte mit Detailausschnitt vom geplanten Sperrenstandort in hm 53,60 (Hübl, et al., 2013); (WLV, 2022)

Die geplante Filtersperre (vgl. Abb. 34) wird als großdimensionales Plattenbauwerk in Stahlbeton (STB) ausgeführt. Die Kronenlänge beträgt rund 30 m und die Höhe bis zur Abflusssektion 4,70 m. Die Sperrenöffnungen haben eine Breite von 5,65 m und eine Höhe von 4,50 m. Zur Filterung des Geschiebes sind den beiden Öffnungen jeweils Grobrechen in Stahlbauweise mit einer lichten Weite von 0,55 m vorgeschaltet. Die Rechenstäbe werden aus Stahlhohlprofilen der Dimension 300/300/12,5 hergestellt. Weiters sind die Filterkonstruktionen durch Stahlbetonscheiben voneinander getrennt. Der rechtsufrige Rechen wird einfach und der linksufrige zweifach geknickt ausgeführt. Als Querträger, auf denen die Filterkonstruktionen aufliegen, werden mit Beton ausgegossene Stahlrohrdurchlässe DN 400 verwendet. Die lichte Höhe der linksufrigen Filterkonstruktion ist mit 1,50 m festgelegt. Das Sperrenvorfeld wird seitlich durch Vorfeldwangen aus STB begrenzt und die Sohle im Nahbereich der Sperre wird mittels Grobsteinschichtungen in Beton gesichert. (WLV GBL OÖ West, 2017)

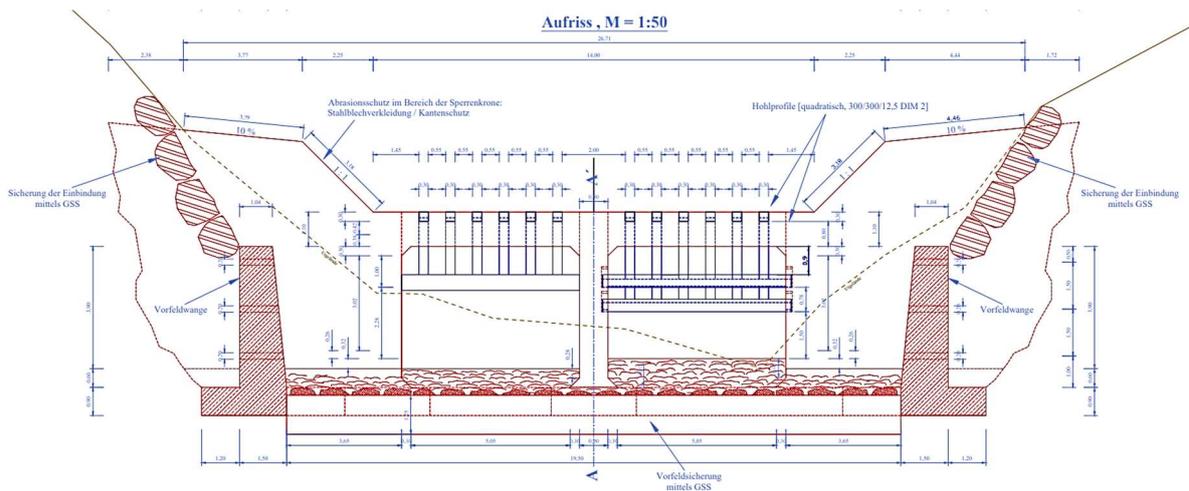


Abbildung 34: Ansicht der Filtersperre lt. Plan des Einreichprojekts (WLV GBL OÖ West, 2017)

6.3 Umsetzung in FLOW-3D

Die Datengrundlagen für die Umsetzung der Simulationen in FLOW-3D stammen vom forsttechnischen Dienst der Wildbach- und Lawinerverbauung Gebietsbauleitung Oberösterreich West sowie von der Universität für Bodenkultur Wien (BOKU). Basierend auf den Plänen des Einreichprojekts 2017 der WLV GBL OÖ West wurde das Sperrerbauwerk am Institut für Alpine Naturgefahren der BOKU modifiziert. Dabei wurden die Querträger sowie die Rechenkonstruktion an sich umgeplant und hydraulisch optimiert. Diese Optimierungen wurden im vorangegangenen Kapitel 6.2 „Stand der Verbauung und geplante Maßnahmen“ bereits berücksichtigt. Weiters

wurde von der BOKU ein digitales Geländemodell (DGM) mit einer Rasterauflösung von 0,25 m x 0,25 m zur Verfügung gestellt. Die gesamte Datenaufbereitung für die Simulationen in FLOW-3D erfolgte mit der Open-Source-Geoinformationssoftware QGIS 3.10.14, dem CAD-Programm AutoCAD Civil 3D 2020 sowie der 3D-Modellierungssoftware Rhinoceros-3D Version 7 SR16. Im Anschluss wurde das DGM mit der Sperre in FLOW-3D eingefügt und die Zellgrößen der Berechnungsgitter sowie die Randbedingungen festgelegt.

In Abbildung 35 ist das diskretisierte Modell der Simulationssoftware dargestellt und zeigt das DGM mit der eingebetteten Filtersperre in hm 53,60 (rot), die schemenhafte Ausgestaltung des Verlandungsraums sowie den rechtsufrigen Räumweg, der bis zum rechten Sperrflügel führt.

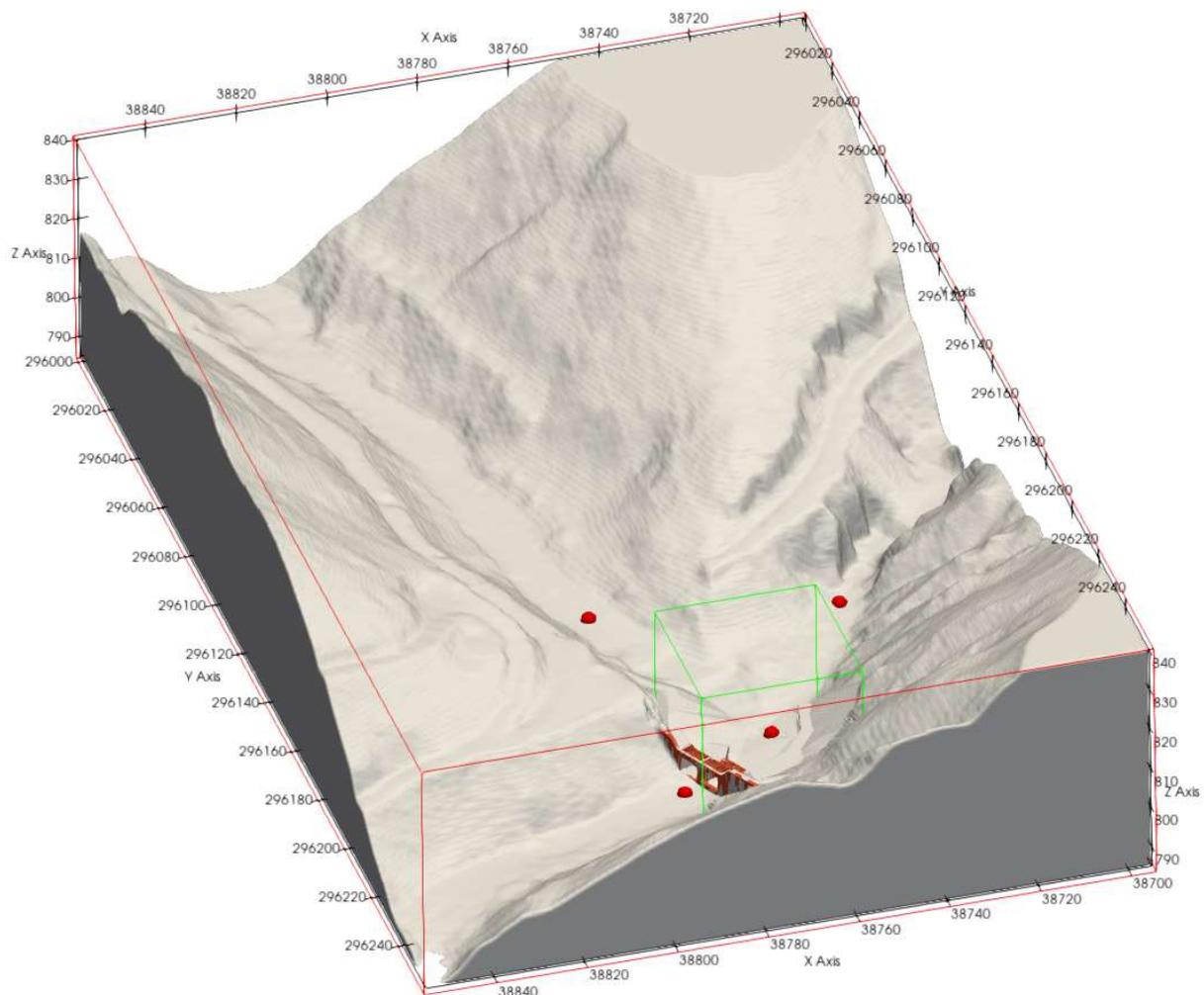


Abbildung 35: Übersicht des diskretisierten Modells Rindbach

Die Zellgröße des Berechnungsgitters „Mesh Block 1“ beträgt 0,75 m (X, Y, Z) und hat eine räumliche Ausdehnung von 260 m x 160 m x 55 m, woraus eine Gesamtzellenanzahl von 5.395.503 resultiert (vgl. Abb. 35 äußere rote Umrandung). Im „Mesh Block 2“ (vgl. Abb. 35 grüne Umrandung) musste eine sehr kleine Zellgröße von 0,15 m (X, Y, Z) gewählt werden, da eine hohe Auflösung des diskretisierten Modells notwendig war. Die räumliche Ausdehnung dieses „Mesh Blocks“ betrug mit 12.649.337 Zellen 35 m x 35 m x 35 m.

Zur Erfassung der Strömungsdynamik wurden im Simulationsgebiet vier Messpunkte („History probes“) (vgl. Abb. 35 rote Kugeln) verwendet. Zudem wurden an denselben Positionen „Flux surfaces“ angelegt, um die definierten Abflüsse im Modell kontrollieren zu können. Außerdem mussten in diesem Simulationsgebiet zwei Einströmrandbedingungen (vgl. Tab. 8 X-Min und Y-Min) festgelegt werden, da die Filtersperre von zwei Bächen beaufschlagt wird (vgl. Abb. 33). Alle weiteren Randbedingungen wie bspw. die Ausflussrandbedingungen sowie jegliche weiteren Einstellungen sind dem Steckbrief der Simulation „Rindbach“ in Tabelle 8 zu entnehmen.

Tabelle 8: Steckbrief Simulationen "Rindbach" M 1:1

Steckbrief Simulationen „Rindbach“ M 1:1			
Allgemein	Physikalische Module		<ul style="list-style-type: none"> ▪ Gravitation and Non-inertial Reference ▪ Viscosity and Turbulence
	Turbulenzmodell		RNG
	Berechnungsdauer [s]		610
	Fluiddichte ρ [kg/m ³]		1000
	Durchfluss Q [m ³ /s]		118,40
	Sohlneigung [%]		ca. 4,50
	Meshgröße (block 1 / block 2) [m]		0,75/0,15
	Zellenanzahl [-]		18.044.840
	Länge der Sohle [m]		ca. 500
Rauigkeit	Sohle/DGM [m]		0,9
	Rechen [m]		0,001
	Grobsteinschichtungen [m]		0,50
Randbedingungen	X	Min / Max	Volume flow rate / Outflow
	Y	Min / Max	Volume flow rate / Outflow
	Z	Min / Max	Symmetry / Symmetry

6.3.1 Szenarien

Im Anschluss an die allgemeine Modellerstellung sowie die Definition der Randbedingungen wurden drei Szenarien festgelegt und simuliert. Im ersten Szenario sind quasi stationäre Fließverhältnisse und im zweiten Szenario teilweise instationäre Fließverhältnisse berechnet worden. Beim dritten Szenario wurden variierende Teilverfüllungen im Stauraum der Sperre integriert und mit quasi stationären Fließverhältnissen simuliert. Dabei ist anzumerken, dass die Simulationen aller Szenarien mit Reinwasser (Fluiddichte = 1.000 kg/m^3) und ohne den Einfluss von Wildholz durchgeführt wurden. In Folge werden die drei Szenarien näher ausgeführt.

6.3.1.1 Szenario 1: Stationärer Abfluss

Bei der ersten Versuchsreihe wurden die Simulationen mit einem quasi stationären Abfluss berechnet. Dabei wurden mit den „History probes“ sowie „Flux surfaces“ die Fließtiefen, die Fließgeschwindigkeiten, die Froude-Zahlen sowie die Durchflüsse gemessen und der quasi stationäre Fließzustand damit bestimmt. Nach einigen Simulationen wurde letztendlich eine Simulationsdauer von 610 Sekunden festgelegt, da sich die hydraulischen Parameter (Fließtiefen, -geschwindigkeiten, etc.) nur mehr geringfügig über die Zeit veränderten und daher ein quasi stationärer Fließzustand gegeben war.

Die Einströmrandbedingungen wurden bei diesem Szenario mit „Volume flow rate“ und konstantem Zufluss definiert. Für den Rindbach wurde dieser mit $91,10 \text{ m}^3/\text{s}$ und für den Lochbach mit $27,30 \text{ m}^3/\text{s}$ bestimmt, wodurch die Filtersperre mit dem Bemessungsereignis von $118,40 \text{ m}^3/\text{s}$ beaufschlagt wurde.

6.3.1.2 Szenario 2: Teilweise instationärer Abfluss

In der zweiten Versuchsreihe wurde anstatt des konstanten Zuflusses ein zeitlich variierender Abfluss in Form einer Abflussganglinie (HQ₁₀₀) simuliert. Dazu wurde von der WLV GBL OÖ West eine Abflussganglinie für den Rindbach zur Verfügung gestellt (vgl. Abb. 36). (WLV GBL OÖ West, 2015) Die Einströmrandbedingung des Lochbachs wurde in diesem Szenario jedoch nicht verändert und bei einem konstanten Zufluss von 27,30 m³/s belassen, da die Simulationszeit für instationäre Berechnungen sehr lange ist.

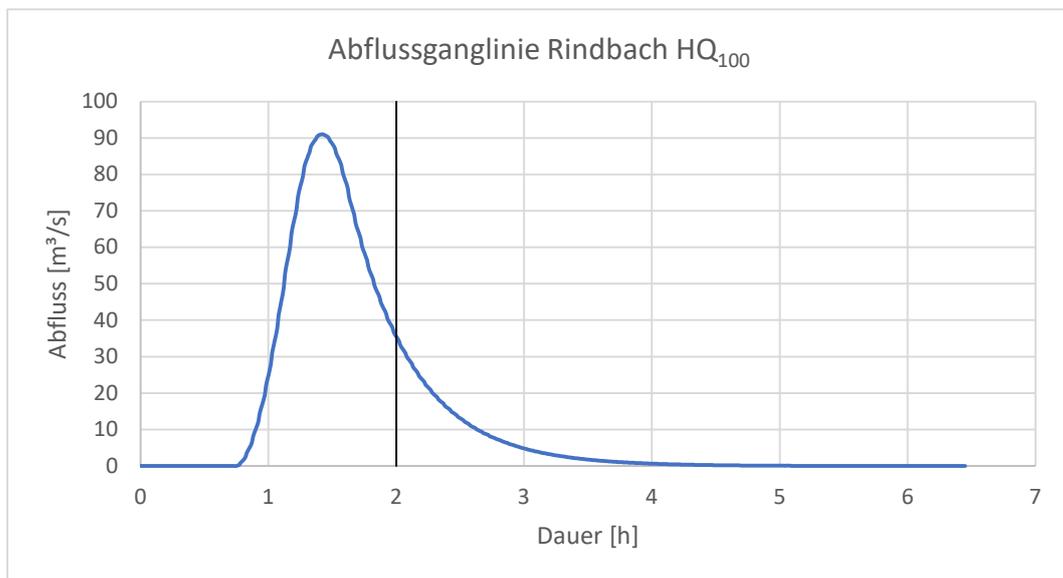


Abbildung 36: Abflussganglinie Rindbach HQ₁₀₀ modifiziert nach (WLV GBL OÖ West, 2015)

Zur Eingabe der Abflussganglinie in FLOW-3D war es erforderlich, die einzelnen Zeitschritte der Ganglinie von Stunden in Sekunden umzurechnen bzw. den Abfluss zwischen den jeweiligen Zeitschritten zu interpolieren. Aufgrund der langen Abflussdauer wurde die Ganglinie bei zwei Stunden (7.200 Sekunden) gekappt (vgl. Abb. 36 Trennlinie).

6.3.1.3 Szenario 3: Teilverfüllung des Verlandungsraums bei stationärem Abfluss

In der letzten Versuchsreihe wurde die Strömungsdynamik im Nahbereich der Filtersperre bei unterschiedlichen Teilverlandungsvolumina und quasi stationärem Abfluss untersucht. Die Einstellungen sind bei diesen Simulationen mit jenen des Szenarios 1 ident. Für dieses Szenario wurden in der 3D-Modellierungssoftware Rhinoceros-3D Volumenkörper mit dem DGM verschnitten, woraus sich folglich Verlandungskörper ergaben. Der erste Verlandungskörper verschließt dabei die lichte Höhe der Filterkonstruktion und hat eine Kubatur von 1.600 m^3 . In einem weiteren Modell wurde die Kubatur auf ca. 2.400 m^3 erhöht, wodurch die Verlandung bis $1,65 \text{ m}$ unter das Niveau der Abflusssektion reicht. Letztlich wurde noch ein dritter Verlandungskörper mit einem Volumen von 5.000 m^3 in das DGM integriert, wodurch der Rechen fast vollständig verschlossen wurde (vgl. Abb. 37).

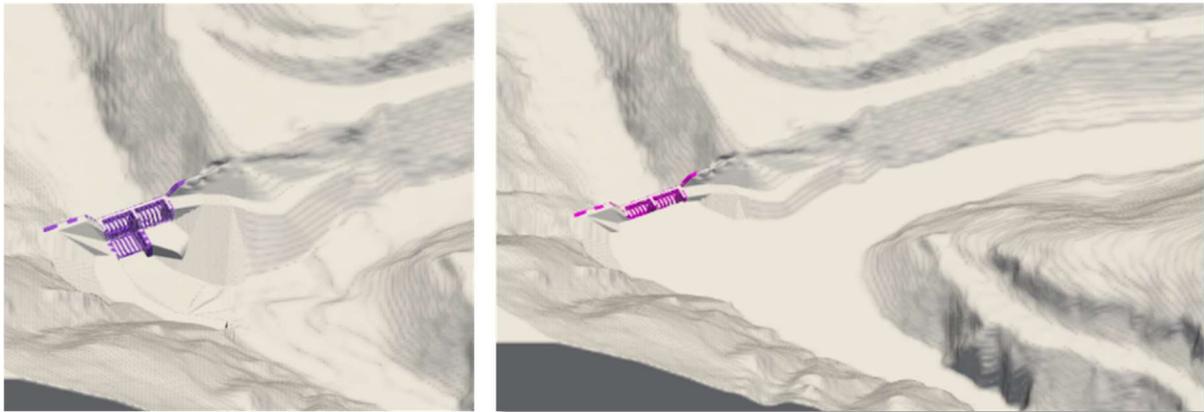


Abbildung 37: Vergleich zwischen leerem (links) und teilverfülltem (rechts) Verlandungsraum mit 5.000 m^3

7 ERGEBNISSE

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der bereits beschriebenen Simulationen (vgl. Kap. 5.3 u. 6) ausgewertet und analysiert. Zuvor wird jedoch auf die aus den numerischen Berechnungen gewonnenen Daten eingegangen und getroffene Annahmen werden beschrieben. Darauf folgen die Simulationsanalysen im Rechteckgerinne, wobei die Einflüsse der Rechenabstände der beiden Bautypen „Schrägrechen mit Fußscheiben“ sowie „Mehrfach geknickter Rechen“ (vgl. Kap. 5.3) auf die Strömungsdynamik und den Geschiebetransport untersucht wurden. Beim zweitgenannten Bautyp wurden zudem auch die Auswirkungen der lichten Höhe sowie der Veränderung der Fluidichte analysiert. Insgesamt wurden im Rechteckgerinne 60 Simulationen durchgeführt und in weiterer Folge ausgewertet sowie analysiert, um Rückschlüsse auf die Wahl eines günstigen Rechenabstands zur Optimierung der Geschiebemanagement zu ziehen, welche in diesem Kapitel beschrieben werden. Außerdem erfolgt in diesem Kapitel eine Analyse der Simulationen am Rindbach. Diese gliedert sich nach den drei verschiedenen Szenarien (vgl. Kap. 6.3.1).

7.1 Parameter und Annahmen für die Simulationen im Rechteckgerinne

Die Datenaufbereitung der Simulationen im Rechteckgerinne ist notwendig, um die Ergebnisse miteinander vergleichen und auch weiterführende Untersuchungen vornehmen zu können. Grundsätzlich wurden die hydraulischen Parameter Fließtiefen, Fließgeschwindigkeiten, Froude-Zahlen sowie die Schubspannungen an der Sohle aufgezeichnet und ausgewertet. Zudem wurde auch der Fließwechsel, bei welchem das Strömungsregime von schießend ($Fr \geq 1,0$) auf strömend ($Fr \leq 1,0$) übergeht, erfasst. Da dieser Übergang nicht punktuell erfolgt, wurde ein Toleranzbereich von $Fr = 0,95-1,05$ angewendet. Weiters wurde noch die Einstaulänge des hydraulischen Rückstaus zwischen Filterkonstruktion und Stauwurzel erhoben. Hauptsächlich mussten die erfassten Schubspannungen der Simulationen im Rechteckgerinne aufbereitet werden, um weiterführende Untersuchungen zu ermöglichen. Deshalb behandelt dieses Kapitel vorwiegend diesen Parameter. Im Detail wurden die Schubspannungen bei jedem festgelegten Messpunkt in FLOW-3D POST gemessen und dokumentiert. Zur Auswertung der gemessenen Schubspannungen $\tau_{simulation}$ wurde in Hinblick auf die Wahl der Rechenabstände und

deren Auswirkungen auf den Geschiebetransport bzw. Geschiebetransportbeginn ein eigenes Schema entworfen, welches in Abbildung 39 dargestellt und in Folge näher erläutert wird. Um jedoch dieses Auswertungsschema nachvollziehen zu können, müssen im Vorhinein einige Definitionen und Erläuterungen vorgenommen werden. Zur Ermittlung des Geschiebetransportbeginns wurde der Formelansatz der kritischen Schubspannung τ_c nach Meyer-Peter und Müller für eine flache Gerinnesohle herangezogen (Gl. 31), welcher bereits im Kapitel 2.2.3 erläutert wurde. (Koll, 2013) In dieser Gleichung wurde die Korngröße d_m jedoch durch die Korngröße d_{90} ersetzt, wodurch ein Bezug zur Dimensionierung von lichten Weiten bzw. Höhen hergestellt werden konnte.

$$\tau_c = 0,047 * (\rho_s - \rho) * g * d_m \quad (31)$$

mit

τ_c	kritische Schubspannung	[kg/m ³]
ρ	Dichte des Wassers	[kg/m ³]
ρ_s	Dichte des Feststoffs	[kg/m ³]
g	Gravitationskonstante	[m/s ²]
d_m	mittlerer Korndurchmesser	[m]

Die lichte Weite LW wird durch die Multiplikation eines Faktors F ($1,0 \leq F \leq 2,0$) mit der Korngröße d_{90} berechnet (Gl. 32). (Bergmeister & Suda, 2020) Die gewählte Korngröße d_{90} stammt dabei aus der Auswertung einer Linienzahlanalyse vom Einzugsgebiet Schöttlbach (Gemeinde Oberwölz, Steiermark). Aus der Korngrößenverteilung dieser Linienzahlanalyse ergibt sich ein 90 %iges-Korndurchmesserfraktile d_{90} von 30 cm (vgl. Abb. 38). (Hainzer, 2013)

$$LW = d_{90} * F \quad (32)$$

Da jedoch die Wahrscheinlichkeit besteht, dass sich während des Geschiebetransports bspw. ein Korn mit der Größe d_{90} zwischen den Rechenstäben einer Filterkonstruktion, die eine lichte Weite von $1,0 \times d_{90}$ aufweist, verkeilt, muss die Geschiebekorngröße für die Untersuchungen in dieser Arbeit adaptiert werden. Im Zuge der Literaturrecherche konnten in fach einschlägiger Literatur keine entsprechenden Wahrscheinlichkeitsangaben zur Durchgängigkeit von spezifischen Geschiebekorngrößen durch eine Sperrenöffnung ermittelt werden, weshalb vereinfacht ein spezifischer Korndurchmesser von 75 % der Korngröße d_{90}

angenommen wurde. Dieser spezifische Korndurchmesser reduziert infolgedessen auch die ursprüngliche lichte Weite LW zu LW_{75} (Gl. 33). Dabei ist anzumerken, dass sich die Annahme einer reduzierten lichten Weite LW_{75} nicht auf die technische Ausgestaltung der Filterkonstruktion bezieht, sondern nur der Analyse des korngößenspezifischen Geschiebetransports infolge von variierenden lichten Weiten dient.

$$LW_{75} = d_{90} * 0,75 * F \quad (33)$$

Damit ein Zusammenhang zwischen den gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$, der lichten Weite LW (Gl. 32) bzw. der reduzierten lichten Weite LW_{75} (Gl. 33) und dem Geschiebetransportbeginn hergestellt werden kann, wurde eine korngößenspezifische kritische Schubspannung τ_{cLW} (Gl. 34) herangezogen bzw. eine reduzierte korngößenspezifische kritische Schubspannung τ_{cLW75} (Gl. 35) eingeführt. Die beiden verwendeten Gleichungen basieren in diesem Fall auf dem Ansatz der Gleichung 31. Im Diagramm der Abbildung 38 sind diese beiden Kennzahlen dargestellt.

$$\tau_{cLW} = 0,047 * (\rho_s - \rho) * g * LW \quad (34)$$

$$\tau_{cLW75} = 0,047 * (\rho_s - \rho) * g * LW_{75} \quad (35)$$

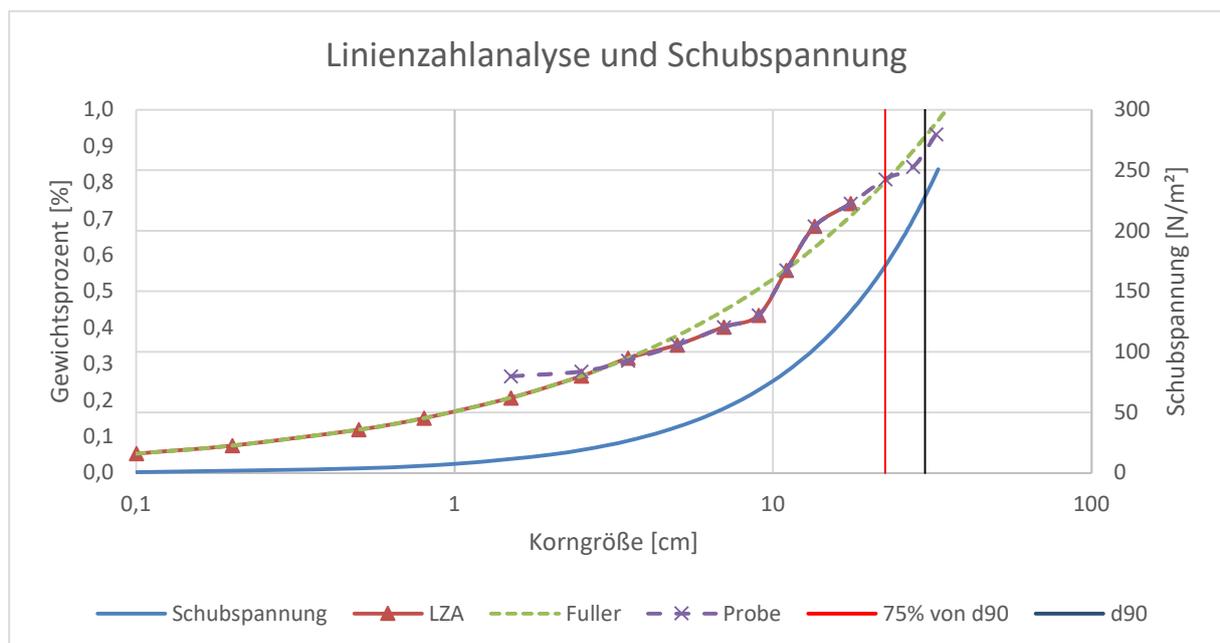


Abbildung 38: Linienzahlanalyse Schöttlbach und damit einhergehende berechnete Schubspannungen sowie Reduktion von τ_{cLW} (in Grafik d90) zu τ_{cLW75} (in Grafik 75% von d90) modifiziert nach (Hainzer, 2013)

Mit der Annahme der reduzierten lichten Weite in Gleichung 35 wird daher unterstellt, dass der Geschiebetransport bei Filterkonstruktionen mit zum Beispiel einer lichten Weite von $1,0 \times d_{90}$ bis zu einer Korngröße von $22,50 \text{ cm}$ ($= d_{90} \times 75 \%$) möglichst ungehindert stattfinden und folglich das Material bis zu dieser Korngröße in den Unterlauf abtransportiert werden kann. Wird nun die lichte Weite bspw. auf $1,4 \times d_{90}$ erhöht, ist infolgedessen auch ein Geschiebetransport bis zu einer Korngröße von $31,50 \text{ cm}$ ($= d_{90} \times 1,4 \times 75 \%$) durch die Filterkonstruktion hindurch und darauffolgend im Unterlauf erwünscht. In Tabelle 9 sind die gestaffelten Rechenabstände (Faktor: 1,0 - 2,0) mit den jeweiligen Korngrößen sowie den korngößenspezifischen kritischen Schubspannungen τ_{cLW} und den reduzierten korngößenspezifischen kritischen Schubspannungen τ_{cLW75} aufgelistet.

Tabelle 9: Rechenabstände mit der jeweiligen Korngröße und den adäquaten Schubspannungen

Faktor [-]	1,0	1,2	1,4	1,5	1,6	1,8	2,0
Korngröße d_i [m]	0,30	0,36	0,42	0,45	0,48	0,54	0,60
τ_{cLW} [N/m ²]	228,23	273,88	319,52	342,34	365,17	410,81	456,46
Reduzierte Korngröße $d_i \times 75\%$ [m]	0,225	0,27	0,315	0,3375	0,36	0,405	0,45
τ_{cLW75} [N/m ²]	171,17	205,41	239,64	256,76	273,88	308,11	342,35

Im Anschluss an die Berechnung der Schubspannungen wurden die gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ mit den reduzierten korngößenspezifischen Schubspannungen τ_{cLW75} , die den korngößenspezifischen Geschiebetransportbeginn darstellen, gegenübergestellt und die prozentuale Abweichung bei den jeweiligen Messpunkten berechnet (Gl. 36).

$$\text{Abweichung der Schubspannungen [\%]} = \frac{\tau_{Simulation} - \tau_{cLW75}}{\tau_{cLW75}} * 100 \quad (36)$$

Bei dieser Abweichungsanalyse (Gl. 36) sind jene Abweichungen positiv, bei denen die transportierten Korngrößen größer oder gleich der reduzierten Korngröße LW_{75} sind ($\tau_{Simulation} \geq \tau_{cLW75}$). Negative Abweichungen der Schubspannungen bedeuten im Gegenzug also, dass die gemessene Schubspannung $\tau_{Simulation}$ die reduzierte

korngrößenspezifische Schubspannung $\tau_{c LW75}$ unterschreitet ($\tau_{Simulation} < \tau_{c LW75}$). In diesem Fall muss untersucht werden, wie groß der tatsächlich transportierte Korndurchmesser d_i ist (vgl. Abb. 39). Dies kann mithilfe der Gleichung 37 berechnet werden, indem $\tau_{Simulation}$ mit $\tau_{c d_i}$ gleichgesetzt und die Gleichung anschließend entsprechend umgeformt wird. Die Schubspannung der tatsächlich transportierten Korngrößen ist in Abbildung 38 ersichtlich und zeigt einen annähernd parallelen Verlauf zur Linie der Korngrößenverteilung.

$$\tau_{c d_i} = 0,047 * (\rho_s - \rho) * g * d_i \quad (37)$$

Letztendlich stellt jedoch die Abweichung der Schubspannungen (Gl. 36) ein wesentliches Entscheidungskriterium bei der Wahl der lichten Weite dar, denn je weiter die positiven Abweichungen gegen Null gehen, desto geringer ist die Gefahr einer Verklausung durch zu großes Geschiebmaterial. Ebenso wird bei den negativen Abweichungen eine möglichst geringe Abweichung angestrebt, damit jenes Geschiebmaterial in Bewegung gerät, welches mit hoher Wahrscheinlichkeit zu keiner Verklausung der Filterkonstruktion führt.

Zur Unterstützung der optimalen Wahl der lichten Weite wurde für die Schubspannungsanalysen beim Bautyp „Schrägrechen mit Fußscheiben“ das nachfolgende Auswertungsschema entwickelt. Natürlich kann dieses durch die Adaptierung der einzelnen Messpunkte auch für die Analysen beim Bautyp „Mehrfach geknickter Rechen“ angewendet werden.

Wie in der Abbildung 39 ersichtlich, wird bei jedem einzelnen Messpunkt (-60 m, -12 m, -1,2 m) die tatsächlich gemessene Schubspannung $\tau_{Simulation}$ mit der Mindestschubspannung $\tau_{c LW75}$ verglichen. Wird letztere unterschritten, sollte die tatsächlich transportierte Korngröße d_i ermittelt werden, um die auftretende Geschiebetransportkapazität des Fluids beurteilen zu können (vgl. Abb. 39 orange Felder). Tritt das Gegenteil ein, findet jedenfalls ein Geschiebetransport bei Korngrößen $d_i \geq LW75$ statt (vgl. Abb. 39 violette Felder). Ist dies beim letzten Messpunkt vor der Filterkonstruktion der Fall, sollte die tatsächlich gemessene Schubspannung $\tau_{Simulation}$ mit der korngrößenspezifischen kritischen Schubspannung $\tau_{c LW}$ verglichen werden, um die Wahrscheinlichkeit einer Verklausung bewerten zu können.

Auswertungsschema Schubspannungen - Geschiebetransport

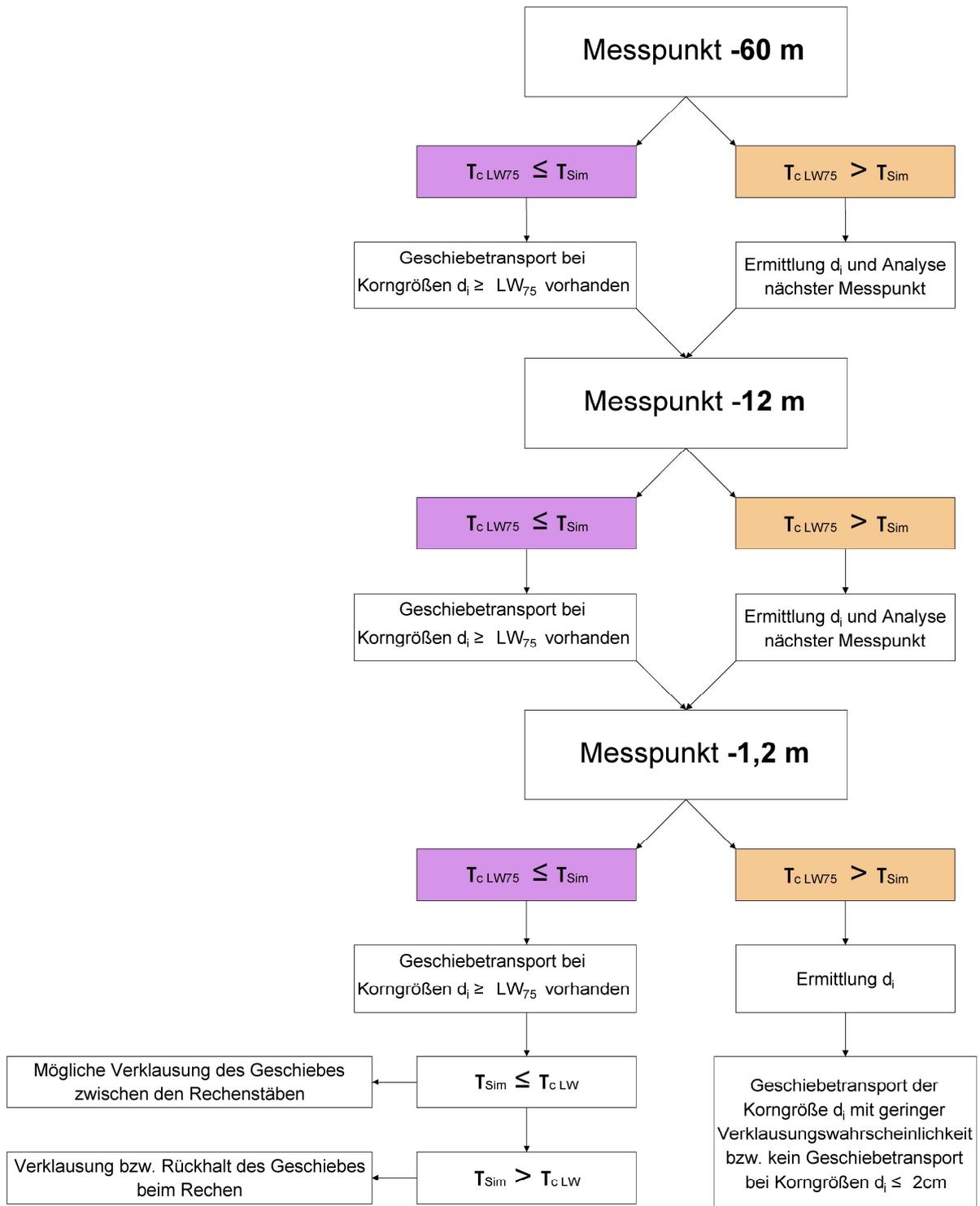


Abbildung 39: Auswertungsschema Schubspannungen - Geschiebetransport - Rechenabstand

Die gemessenen Schubspannungen $\tau_{simulation}$ hängen auch mit der Energiehöhe zusammen, weshalb diese in den Auswertungen ebenfalls berücksichtigt wurde. Die spezifische Energiehöhe h_e ergibt sich aus der Summe von Druckhöhe $\frac{p}{\rho * g}$ (p = Druck, ρ = Fluidichte) und Geschwindigkeitshöhe $\frac{v^2}{2 * g}$ (v = Fließgeschwindigkeit). Bei freien Wasseroberflächen in offenen Gerinnen kann die Druckhöhe durch die Fließtiefe h ersetzt werden (Gl. 38). (Bollrich, 2000) Dementsprechend wurde dieser Ansatz für die Analysen der Simulationsergebnisse im Rechteckgerinne verwendet.

$$h_e = h + \frac{v^2}{2 * g} \quad (38)$$

Neben den geometrischen Abmessungen sowie der lichten Weite bzw. Höhe kann eine Filterkonstruktion auch mit dem relativen Verbauungsgrad rVG beschrieben werden. Dieser gibt das Flächenverhältnis von verbauter zu gesamter Fläche der Filterkonstruktion (Gl. 39) an. Zu den verbauten Flächen zählen in diesem Zusammenhang all jene Flächen, die vom Fluid direkt angeströmt werden. Vereinfacht können die Flächen der Filterkonstruktion aus der wasserseitigen Ansicht verwendet werden. Dazu zählen bspw. beim Bautyp „Schrägrechen mit Fußscheiben“ die Stirnseiten der Betonkonstruktion sowie die projizierten rechteckigen Flächen der Rechenstäbe. Der relative Verbauungsgrad rVG der jeweiligen Bautypen nach lichter Weite und Höhe kann den Tabellen 10 und 11 entnommen werden.

$$rVG [\%] = \frac{\text{verbaute Fläche der Filterkonstruktion}}{\text{Gesamtfläche der Filterkonstruktion}} \quad (39)$$

Tabelle 10: „Schrägrecken mit Fußscheiben“ - relativer Verbauungsgrad rVG [%] nach lichter Weite

Faktor [-]	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0
rVG [%]	41,17	37,42	34,92	32,42	29,92	28,67

Tabelle 11: „Mehrfach geknickter Rechen“ - relativer Verbauungsgrad rVG [%] nach lichter Weite und mit (m.) bzw. ohne (o.) lichter Höhe (LH)

Faktor [-]	1,0 m. LH	1,0 o. LH	1,5 m. LH	1,5 o. LH
rVG [%]	55,37	57,49	50,79	52,49

Auf Basis aller berechneten und erfassten Daten sowie getroffenen Annahmen wurde in den folgenden Auswertungen versucht, einen optimalen Rechenabstand in Hinblick auf den Geschiebetransport sowie die Geschiebebewirtschaftung im Wildbacheinzugsgebiet zu ermitteln.

7.2 Simulationsanalysen: Schrägrechen mit Fußscheiben

Am Bautyp „Schrägrechen mit Fußscheiben“ wurden im Rahmen dieser Masterarbeit die meisten Untersuchungen durchgeführt. Die Filterkonstruktion wurde nämlich mit sechs unterschiedlichen Rechenabständen von $1,0 \times d_{90}$ bis $2,0 \times d_{90}$ modelliert. Außerdem wurde bei den Simulationen für jeden Subbautyp (veränderter Rechenabstand) der Durchfluss fünf Mal variiert, wobei der Bemessungsdurchfluss von der Modellkalibrierung mit $150 \text{ m}^3/\text{s}$ übernommen wurde. Weiters wurden noch ein Mittelwasserabfluss mit $100 \text{ m}^3/\text{s}$ sowie ein Niederwasserabfluss mit $50 \text{ m}^3/\text{s}$ und zwei Überlastfälle mit $200 \text{ m}^3/\text{s}$ bzw. $300 \text{ m}^3/\text{s}$ simuliert.

Die hydraulischen Parameter wurden insgesamt an zehn Stellen im Simulationsgebiet mit Messpunkten erfasst, welche wie folgt angeordnet waren: - 150 m, - 100 m, - 60 m, - 12 m, - 1,2 m, 16,5 m, 49,5 m, 75 m, 100 m und 150 m. Der Fußpunkt der Sperre stellt dabei den Nullpunkt dar und die negativen Distanzangaben sind gegen die Fließrichtung zu sehen sind. Da für die weiteren Untersuchungen aber hauptsächlich die Strömungsdynamik im Bereich hinter der Sperre (stromaufwärts) von Relevanz war, wurden die Parameter, welche bei den dort situierten Messpunkten (-60 m, -12 m, -1,2 m) gemessen wurden, in Folge analysiert, ausgewertet und Rückschlüsse auf den Einfluss der Filterkonstruktion gezogen. Die Messpunkte -100 m und -150 m wurden dabei nicht berücksichtigt, da in diesen Bereichen noch bei jedem Durchfluss ($50 \text{ m}^3/\text{s}$ – $300 \text{ m}^3/\text{s}$) ein ungestörter Abfluss stattfindet. Weiters wurden die nachfolgenden Diagramme entweder nach Rechenabständen oder Durchflüssen aufgegliedert. Dabei ist in der Legende bspw. der Messpunkt -60 m und der Durchfluss von $300 \text{ m}^3/\text{s}$ mit „300/-60“ abgekürzt.

In Abbildung 40 werden die prozentuellen Abweichungen der gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ zu den Mindestschubspannungen τ_{cLW75} beim Messpunkt -60 m im Überlastfall dargestellt. Dabei zeigt sich, dass die Abweichungen bei allen Rechenabständen sehr hoch sind und aufgrund dessen ein starker Geschiebetransport stattfinden würde. In jedem Fall wurden zirka Schubspannungen von 690 N/m^2 erreicht. Diese Kraft reicht theoretisch aus, um Korngrößen von bis zu 90 cm zu transportieren, was bei der Filterkonstruktion zu einer Verklausung führen würde. Deshalb werden die folgenden Analysen nur bis zum Bemessungsdurchfluss von $150 \text{ m}^3/\text{s}$ durchgeführt.

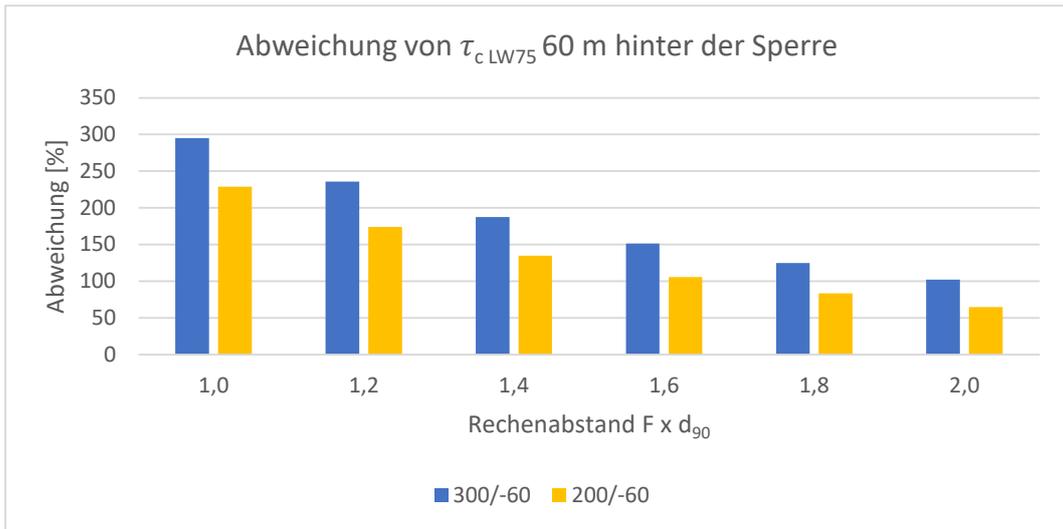


Abbildung 40: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abweichungen von $\tau_{Simulation}$ zur Mindestschubspannung $\tau_{c LW75}$ 60 m hinter der Sperre bei $200 \text{ m}^3/\text{s}$ und $300 \text{ m}^3/\text{s}$

Dass den Überlastfällen wenig bzw. gar keine Beachtung geschenkt werden sollte, wird auch dadurch bestätigt, dass insbesondere der Überlastfall von $300 \text{ m}^3/\text{s}$ bei Rechenabständen von $1,0 \times d_{90}$ sowie $1,2 \times d_{90}$ ein unerwünschtes Überborden der Filterkonstruktion zur Folge hat (vgl. Abb. 41).

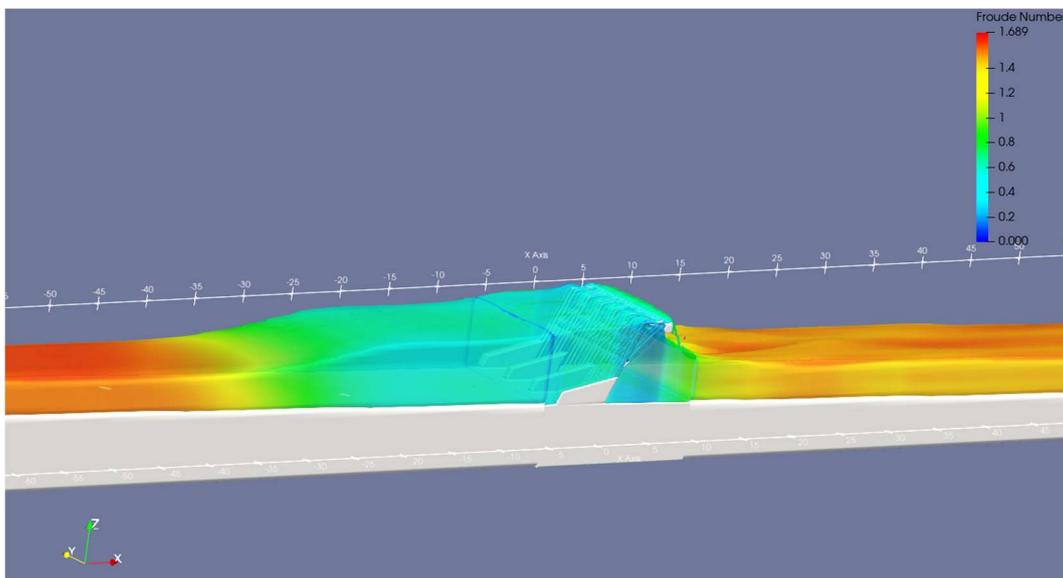


Abbildung 41: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ - Überlastfall $1,0 \times d_{90}$ bei $300 \text{ m}^3/\text{s}$

7.2.1 Schubspannungen und Energiehöhen

Mit Hilfe der Analyse von Schubspannungen sowie Energiehöhen ist es möglich, die Einflüsse von variierenden lichten Weiten bei Filterkonstruktionen abzubilden. Wie bereits in Kapitel 7.1 beschrieben, wurden dazu sowohl bekannte Ansätze verfolgt als auch Annahmen getroffen. Zum Vergleich der Auswirkungen der variierenden Rechenabstände bei unterschiedlichen Durchflüssen wurden zwei Methoden angewendet. Einerseits wurden die prozentuellen Abweichungen der gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ zu den korngößenspezifischen kritischen Schubspannungen τ_{cLW75} untersucht. Dabei bedeutet eine positive Abweichung, dass sich jedenfalls die spezifische Korngöße LW_{75} verlagert (vgl. Kap. 7.1 Gl. 36). Andererseits erfolgte eine direkte Gegenüberstellung der gemessenen Schubspannungen (vgl. z. B. Abb. 42). Die Abbildung dieser beinhaltet zum Vergleich ebenso die korngößenspezifischen kritischen Schubspannungen τ_{cLW75} in Form einer braunen Linie. Daher kann zwischen den beiden Vergleichen ein direkter Bezug hergestellt werden.

Zusätzlich erfolgten in FLOW-3D POST grafische Auswertungen der Schubspannungen, welche bei der Interpretation dieser als Hilfestellung herangezogen wurden. Im Anhang (vgl. Kap. 10.4) sind außerdem exemplarisch Muster der gemessenen Schubspannungen ersichtlich.

7.2.1.1 Messpunkt 60 m hinter der Sperre

Bevor die Analysen der Schubspannungen und Energiehöhen näher ausgeführt werden, ist anzumerken, dass die Strömungsdynamik einen wesentlichen Einfluss auf die auftretenden Schubspannungen hat und im Kapitel 7.2.2 detailliert beschrieben wird. Jedenfalls ist der Messpunkt -60 m nicht durch einen hydraulischen Rückstau beeinträchtigt, da die maximale Staulänge nur 36,72 m beträgt. Das bedeutet, dass beim Messpunkt -60 m kein Einfluss der Filterkonstruktion auf den Geschiebetransport festgestellt werden kann. Dementsprechend ist eine Abweichungsanalyse der Schubspannungen bei diesem Messpunkt irrelevant. Werden nämlich die gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ in Abbildung 42 mit denselben Durchflüssen verglichen, zeigt sich eine, unabhängig von den lichten Weiten, gleichbleibende Schubspannung.

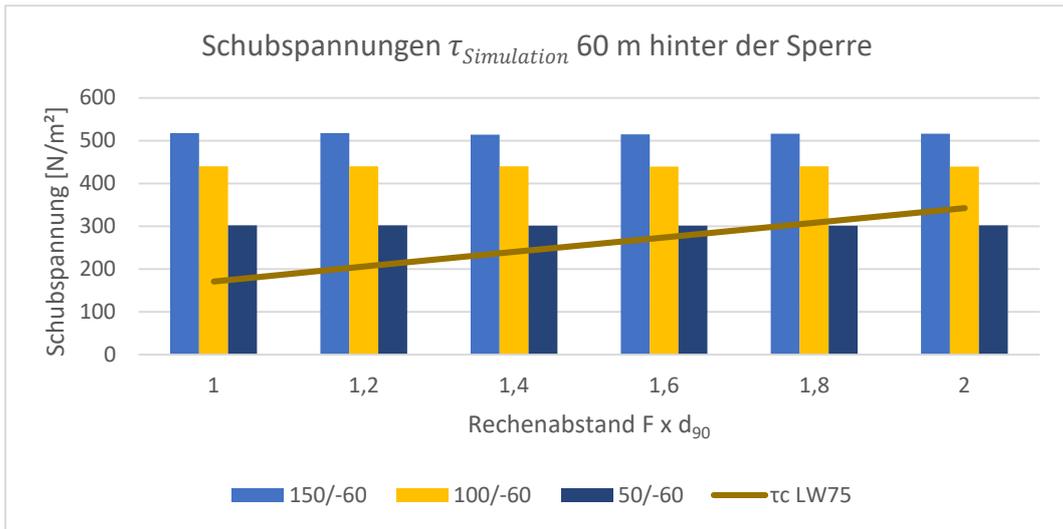


Abbildung 42: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Schubspannung $\tau_{Simulation}$ 60 m hinter der Sperre bei 150 m³/s, 100 m³/s und 50 m³/s

Die Annahme, dass beim „Schrägrechen mit Fußscheiben“ beim Messpunkt -60 m kein Einfluss auf den Geschiebetransport stattfindet, wird in Abbildung 43 bestätigt. Dort ist nämlich ersichtlich, dass die berechneten spezifischen Energiehöhen je nach Durchfluss bei unterschiedlichen Rechenabständen nicht voneinander abweichen.

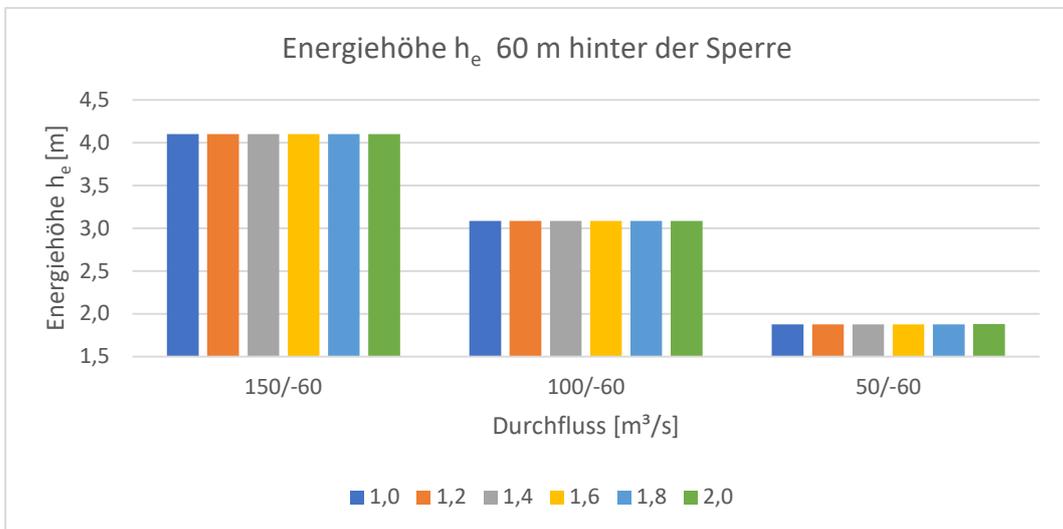


Abbildung 43: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Energiehöhe h_e 60 m hinter der Sperre bei 150 m³/s, 100 m³/s und 50 m³/s

Zusammengefasst können die erfassten bzw. berechneten Ergebnisse beim „Schrägrechen mit Fußscheiben“ beim Messpunkt 60 m hinter der Sperre nicht für die Beantwortung der Forschungsfragen herangezogen werden.

7.2.1.2 Messpunkt 12 m hinter der Sperre

Die Abweichungen der Mindestschubspannungen beim Messpunkt 12 m hinter der Sperre zeigen einen deutlichen Einfluss der Filterkonstruktion auf die Strömungsdynamik und die gemessenen Schubspannungen, da bis auf einen Fall alle Abweichungen im negativen Bereich situiert sind (vgl. Abb. 44). Bis auf diese eine Ausnahme bedeutet dies, dass in allen Simulationen beim Messpunkt -12 m die gemessene Schubspannung $\tau_{Simulation}$ kleiner als die reduzierte spezifische Schubspannung τ_{cLW75} ist. Lediglich beim Rechenabstand $2,0 \times d_{90}$ wird der Abflussprozess in einem geringeren Ausmaß beeinflusst, da einerseits beim Bemessungsdurchfluss eine positive Abweichung und andererseits bei einem Durchfluss von $100 \text{ m}^3/\text{s}$ die Abweichung im Vergleich zu den anderen lichten Weiten am geringsten ist. Sinkt jedoch der Durchfluss auf $50 \text{ m}^3/\text{s}$ ab, relativiert sich der Einfluss der lichten Weiten auf die korngößenspezifischen kritischen Schubspannungen τ_{cLW75} .

Im Mittel wurde τ_{cLW75} bei allen Rechenabständen und Durchflüssen um 79 % unterschritten. Ein Grund für diese hohen negativen Abweichungen ist der hydraulische Rückstau, da jener die Transportkapazität in diesem Messpunkt enorm verringert.

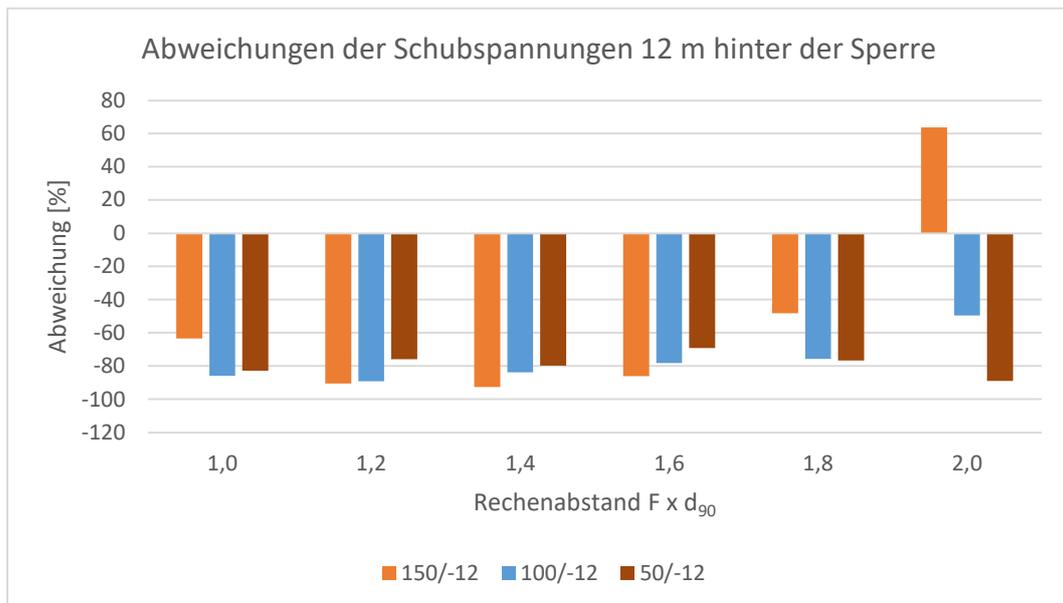


Abbildung 44: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abweichungen von $\tau_{Simulation}$ zur Mindestschubspannung τ_{cLW75} 12 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$

Der Vergleich der gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ mit $\tau_{c LW75}$ in Abbildung 45 verdeutlicht die strömungsdynamischen Beeinträchtigungen bei variierenden Rechenabständen in diesem Messbereich (-12 m), da sich in den Simulationen in jedem Fall der hydraulische Rückstau bereits ausgebildet hat (vgl. Kap. 7.2.2). Weiters geht aus der Abbildung 45 hervor, dass bei größer werdenden Rechenabständen ($1,8 \times d_{90}$ und $2,0 \times d_{90}$) und Mittel- bzw. Niederwasserabflüssen ($100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$) die Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ in Relation zum Bemessungsabfluss ($150 \text{ m}^3/\text{s}$) sinken. Im Zusammenhang mit dem Geschiebetransport bedeutet dies, dass bspw. bei lichten Weiten von $1,4 \times d_{90}$ sowie $1,6 \times d_{90}$ die korngößenspezifischen Schubspannungen $\tau_{c LW75}$ zwar signifikant unterschritten werden, aber mit abnehmendem Durchfluss die Transportkapazitäten zunehmen und theoretisch Korngrößen von bis zu 11 cm transportiert werden könnten. Folglich wird bei Niederwasser und diesen lichten Weiten die Spüleffizienz im Verlandungsraum begünstigt sein.

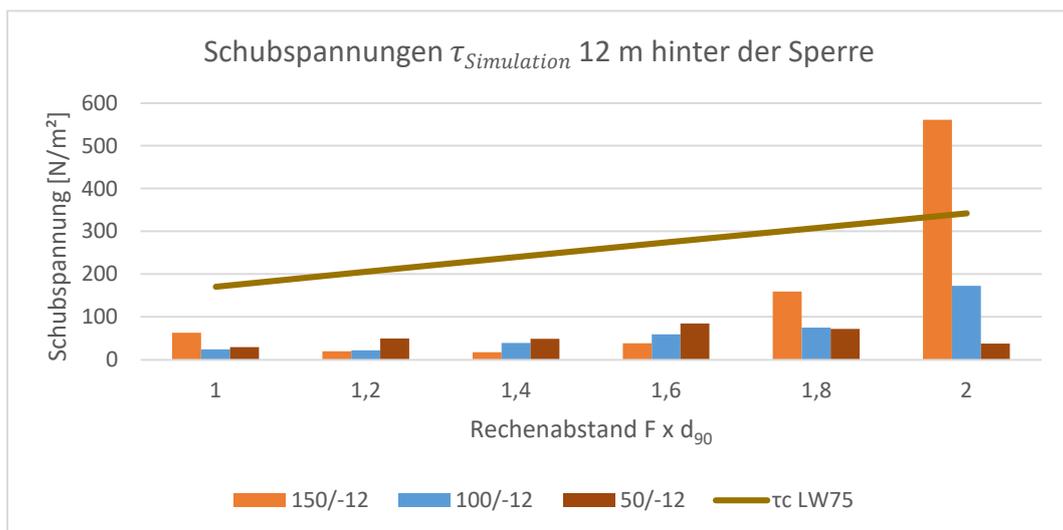


Abbildung 45: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Schubspannung $\tau_{Simulation}$ 12 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$

Werden wiederum die Energiehöhen h_e beim Messpunkt 12 m hinter der Sperre miteinander verglichen, zeigt sich, dass vor allem die lichte Weite $1,0 \times d_{90}$ bei allen Durchflussstufen ($50 \text{ m}^3/\text{s}$ - $150 \text{ m}^3/\text{s}$) die höchsten Energiehöhen aufweist (vgl. Abb. 46). Dies lässt sich vor allem darauf zurückführen, dass die Fließtiefe in die Energiehöhe eingeht (vgl. Kap. 7.1 Gl. 38) und dadurch einen bedeutenden Einfluss auf h_e hat. Dementsprechend lässt sich im Umkehrschluss die Annahme treffen, dass bei geringeren Energiehöhen zwar die Verlusthöhen bei den Rechenkonstruktionen größer sind, aber aufgrund der Idealisierung der Gleichung niedrigere Energiehöhen

h_e auf einen geringeren hydraulischen Rückstau und somit höhere Transportkapazitäten des Fluids hinweisen. Demzufolge sind insbesondere die Rechenabstände $1,2 \times d_{90}$ und $1,4 \times d_{90}$ hervorzuheben, da jene durchschnittlich die geringsten Energiehöhen aufweisen. Weiters kann mit Hilfe der Energiehöhen auch noch die geringe Schwankungsbreite der gemessenen Schubspannungen zwischen den einzelnen Rechenabständen beim Niederwasserabfluss aufgezeigt werden (vgl. Abb. 46).

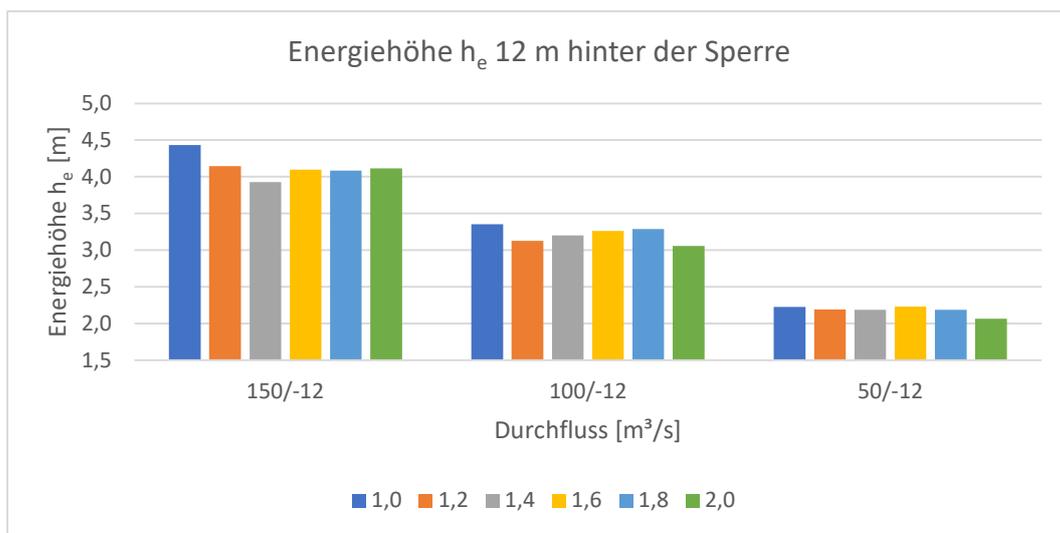


Abbildung 46: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Energiehöhe h_e 12 m hinter der Sperre bei 150 m³/s, 100 m³/s und 50 m³/s

In Hinblick auf den Geschiebetransportbeginn und die Spüleffizienz erscheint daher auf Basis der einzelnen Vergleiche von Schubspannungen und Energiehöhen die lichte Weite von $1,4 \times d_{90}$ im Messpunkt -12 m beim Bautyp „Schrägrechen mit Fußscheiben“ als optimal.

7.2.1.3 Messpunkt 1,2 m hinter der Sperre

Der Messpunkt 1,2 m hinter der Sperre spiegelt die Strömungsdynamik im unmittelbaren Nahbereich der Filterkonstruktion wider, weshalb das Hauptaugenmerk auf diesem Messpunkt liegt. Im Balkendiagramm der Abbildung 47 sind die prozentuellen Abweichungen der gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ zu den korngößenspezifischen Schubspannungen τ_{cLW75} dargestellt. Dabei ist markant, dass die Abweichungen mit steigendem Rechenabstand größer und negativ werden, wohingegen sich bei geringer werdenden Rechenabständen die Abweichung reziprok verhält. Ersteres ist vor allem bei dem Durchfluss von 50 m³/s der Fall und kann mit

dem Düseneffekt bzw. der Bernoulli-Gleichung erklärt werden. Bei geringem Durchfluss und großen lichten Weiten strömt nämlich das Fluid zwischen den Rechenstäben nahezu ungestört durch, wohingegen bei geringen lichten Weite die Fließgeschwindigkeit des Fluids durch die Einschnürungen des Abflussquerschnitts erhöht werden. (Bollich, 2000) Infolgedessen steigen in diesem Bereich die Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ an und die korngößenspezifischen Schubspannungen $\tau_{c LW75}$ werden, außer beim Niederwasserabfluss, bei Rechenabständen von $1,0 \times d_{90}$ bis $1,4 \times d_{90}$ erreicht (vgl. Abb. 47). Bei $1,8 \times d_{90}$ sowie $2,0 \times d_{90}$ und einem Durchfluss von $100 \text{ m}^3/\text{s}$ gehen die Abweichungen der Schubspannungen gegen Null, wodurch $\tau_{Simulation}$ annähernd $\tau_{c LW75}$ entspricht (vgl. Abb. 47 und 48).

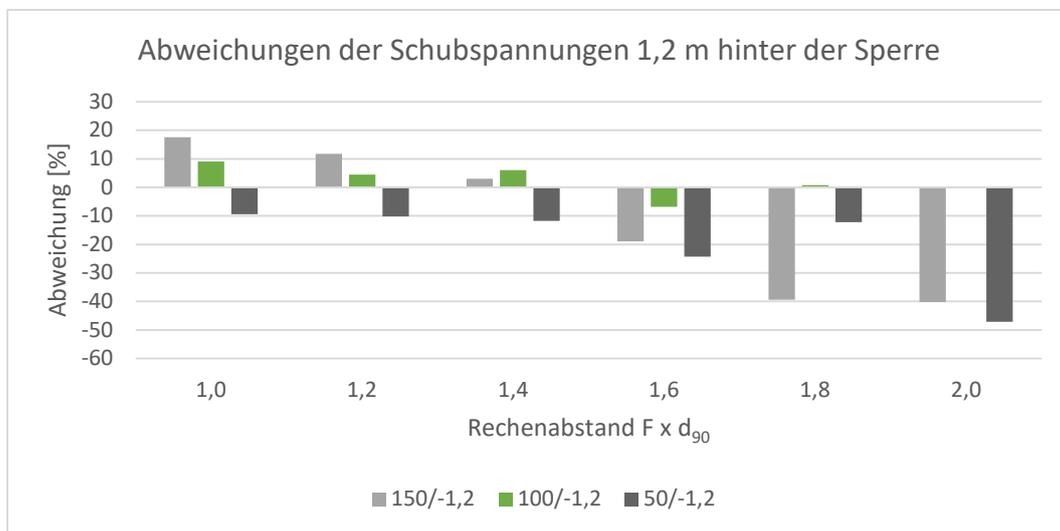


Abbildung 47: „Schrägreden mit Fußscheiben“ – Abweichungen von $\tau_{Simulation}$ zur Mindestschubspannung $\tau_{c LW75}$ 1,2 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$

Aus der Analyse der gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ in Abbildung 48 geht hervor, dass die Schubspannungen im Messpunkt -1,2 m wesentlich ausgeprägter und nicht mehr so stark vom hydraulischen Rückstau beeinflusst sind als im Messpunkt -12 m, da die gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ weitaus näher an der Grenze der korngößenspezifischen Mindestschubspannungen $\tau_{c LW75}$ (vgl. Abb. 48 braune Linie) situiert sind.

Weiters ist ersichtlich, dass bei einem Durchfluss von $50 \text{ m}^3/\text{s}$ die Schubspannungen bis $1,4 \times d_{90}$ steigen und danach, mit Ausnahme von $1,8 \times d_{90}$, wieder kontinuierlich abnehmen. In Hinblick auf den Geschiebetransport können daher beim Niederwasserabfluss und lichten Weiten von $1,4 \times d_{90}$ bzw. $1,8 \times d_{90}$ Korngrößen von bis zu 27 cm bzw. 35 cm verlagert werden. In diesem Fall sind im Nahbereich der

Filterkonstruktion insbesondere die Rechenabstände $1,0 \times d_{90}$, $1,2 \times d_{90}$ und $1,4 \times d_{90}$ hervorzuheben, da einerseits bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$ sowie $100 \text{ m}^3/\text{s}$ die Mindestschubspannungen τ_{cLW75} nur geringfügig überschritten werden und andererseits bei $50 \text{ m}^3/\text{s}$ die gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ nur minimal unter der Grenze der korngößenspezifischen Mindestschubspannungen τ_{cLW75} liegen. Insgesamt sind die Abweichungen allerdings bei einer lichten Weite von $1,4 \times d_{90}$ am geringsten, weshalb diese basierend auf den ermittelten Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ für diesen Fall empfohlen wird.

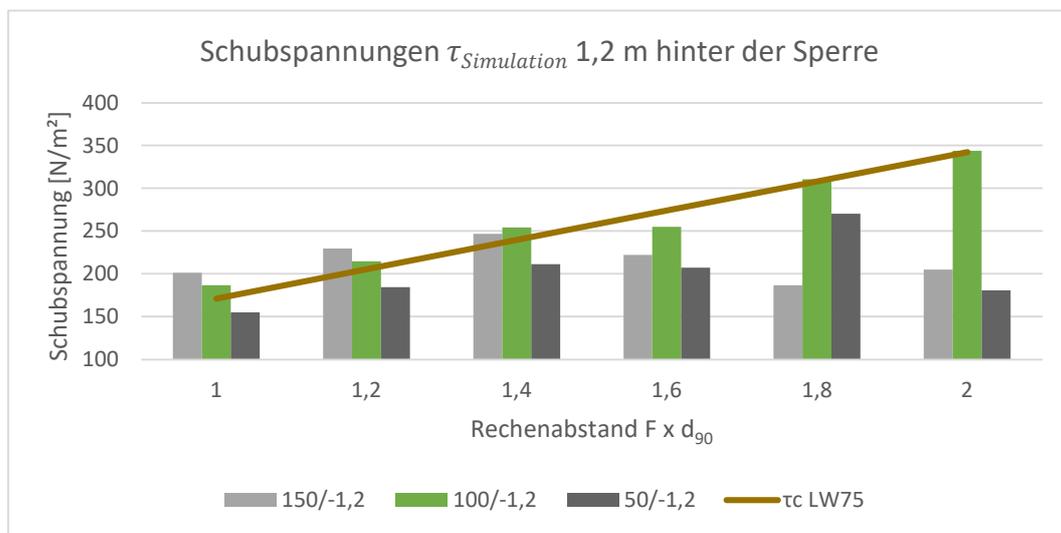


Abbildung 48: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Schubspannung $\tau_{Simulation}$ 1,2 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$

Die Abweichungen der Energiehöhen h_e sind bei unterschiedlichen Rechenabständen und gleichbleibenden Durchflüssen vergleichsweise gering (vgl. Abb. 49). Zudem sind die Energiehöhen, ähnlich wie im Messpunkt -12 m, bei Niederwasserabflüssen nahezu ident. Beim Bemessungsabfluss sind geringe Abweichungen bei den unterschiedlichen Rechenabständen erkennbar, wobei diese bei $2,0 \times d_{90}$ mit 4,45 m am geringsten ist. Ansonsten liegen alle Energiehöhen bei den jeweiligen Durchflüssen auf nahezu demselben Niveau, weshalb keine eindeutigen Rückschlüsse auf einen günstigen Rechenabstand gezogen werden können.

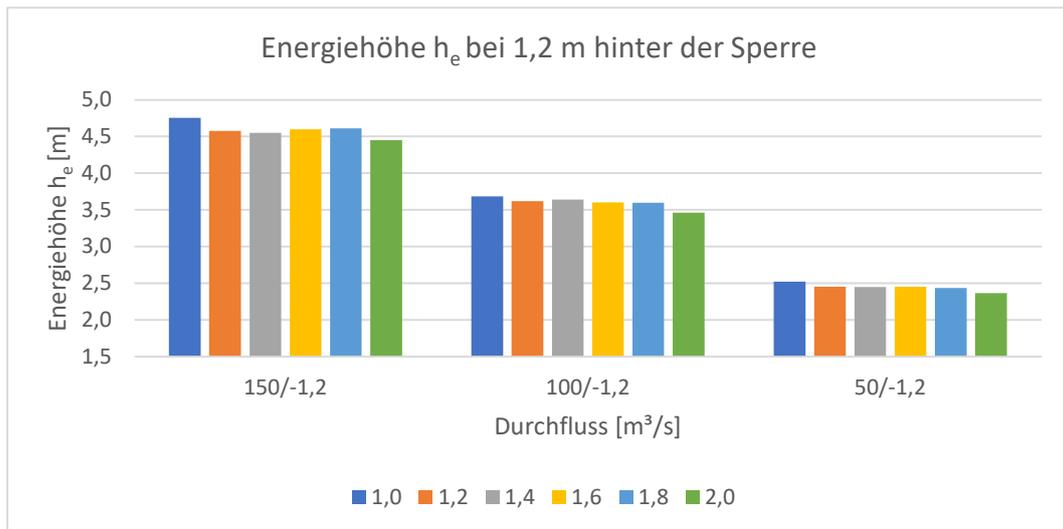


Abbildung 49: „Schrägwehrechen mit Fußscheiben“ – Energiehöhe h_e 1,2 m hinter der Sperre bei 150 m^3/s , 100 m^3/s und 50 m^3/s

7.2.2 Fließwechsel und hydraulischer Rückstau

Der Fließwechsel wurde im Rahmen der Simulationen mit der Froude-Zahl (Fr) erfasst, worauf basierend der Abstand des Fließwechsels zur Filterkonstruktion ermittelt wurde. Dieser Abstand wird ab jenem Punkt gemessen, bei welchem ein Fließwechsel stattfindet und der Abfluss von schießend zu strömend wechselt. Außerdem wurden im Zuge der Simulationsauswertung die Einstaulängen des hydraulischen Rückstaus erfasst und dokumentiert. Dazu wurde der Abstand zwischen der Filterkonstruktion und der Stauwurzel gemessen. Sowohl die ermittelten Abstände des Fließwechsels zur Filterkonstruktion als auch die erfassten Einstaulängen werden in Folge auf Auffälligkeiten geprüft, um mögliche Zusammenhänge zu den variierenden lichten Weiten feststellen zu können.

Begonnen wird mit den Abständen vom Fließwechsel zur Filterkonstruktion, welche gegliedert nach Durchflüssen und lichten Weiten in Abbildung 50 dargestellt werden. Dabei ist erkennbar, dass sich die Abstände bei einem Durchfluss von 50 m^3/s bei allen lichten Weiten, mit Ausnahme von 2,0 $\times d_{90}$, mit durchschnittlich 24,14 m nicht maßgeblich verändern. Ähnlich verhält sich die Situation beim Mittelwasserabfluss, wo der Fließwechsel bei Rechenabständen von 1,0 $\times d_{90}$ bis 1,6 $\times d_{90}$ in einem schmalen Bereich von 19,93 m - 22,31 m vor dem Rechen stattfindet. Lediglich bei größeren lichten Weiten nehmen die Abstände des Fließwechsels zur Filterkonstruktion vergleichsweise stark zu. Weiters kann zwischen dem Fließwechsel und den Schubspannungen beim Durchfluss von 100 m^3/s ein Zusammenhang hergestellt werden. Verringert sich nämlich der Abstand des Fließwechsels zum Rechen, steigen

gleichzeitig die Schubspannungen im Messpunkt -1,2 m an und vice versa (vgl. Abb. 48 und 50). Außerdem geht aus der Analyse hervor, dass sich die Abstände mit zunehmender lichten Weite erst bei einem Durchfluss von 150 m³/s von 26,16 m bei 1,0 x d₉₀ auf 11,76 m bei 2,0 x d₉₀ signifikant verringern. Daraus lässt sich schließen, dass es zwischen dem Fließwechsel und der Spülfizienz eines Bauwerks keinen Zusammenhang gibt, weshalb der Abstand des Fließwechsels zur Filterkonstruktion für die Bestimmung der optimalen lichten Weite bei „Schrägrechen mit Fußscheiben“ in weiterer Folge nicht herangezogen wird.

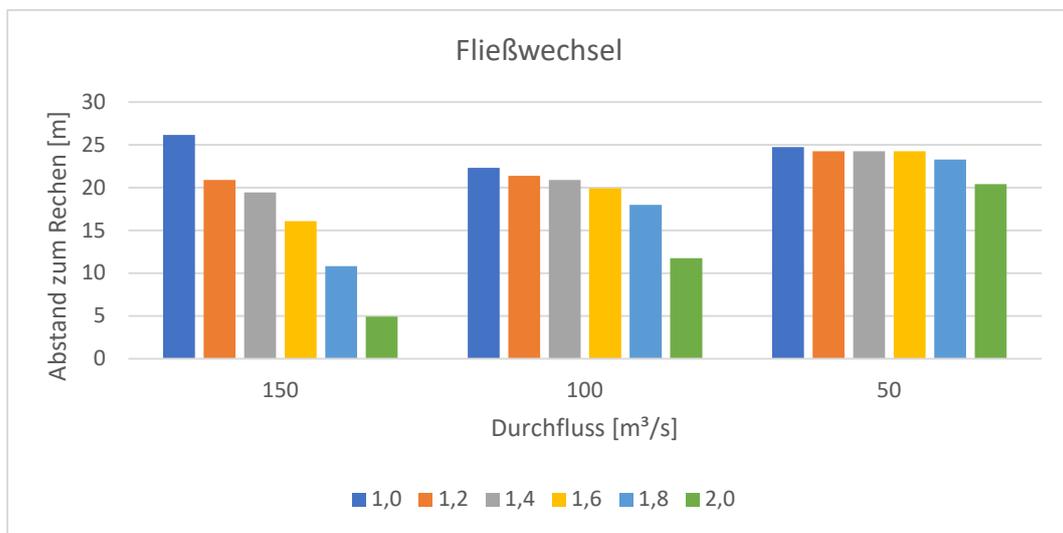


Abbildung 50: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abstand des Fließwechsels zur Filterkonstruktion aufgliedert nach unterschiedlichen Durchflüssen und Rechenabständen

Neben den Positionen des Fließwechsels wurden mit Hilfe der Fließtiefen auch die Stauwurzeln des hydraulischen Rückstaus erhoben (vgl. Abb. 51). Auf den ersten Blick spiegelt sich dabei ein ähnliches Bild wie in Abbildung 50 wider. Bei genauerer Betrachtung der Abbildung 51 fällt jedoch auf, dass die Abstände zur Stauwurzel weiter in den Verlandungsraum reichen als jene zum Fließwechsel. Eine große Distanz zwischen diesen beiden Positionen ist vorteilhaft, da großes Geschiebmaterial bereits früher zur Ablagerung gebracht wird, wodurch die Wahrscheinlichkeit einer möglichen Verklausung verringert wird. Außerdem ist ersichtlich, dass bei den Durchflüssen von 100 m³/s und 50 m³/s die Positionen der Stauwurzeln stärker zwischen den einzelnen Rechenabständen variieren als die Abstände vom Fließwechsel zum Rechen. Dabei ist beispielsweise bei einem Durchfluss von 100 m³/s und einer lichten Weite von 1,4 x d₉₀ die Stauwurzel um 12,47 m weiter stromaufwärts situiert als der Fließwechsel bei denselben Einstellungen. Weiters stellt sich heraus, dass die Positionen der

Stauwurzel bei mittleren bzw. niedrigen Durchflüssen im gleichen Bereich sind und dementsprechend nicht von den variierenden lichten Weiten beeinflusst werden. Lediglich die Simulationen mit den zwei Rechenabständen $1,0 \times d_{90}$ und $2,0 \times d_{90}$ weisen einen verringerten hydraulischen Rückstau bei Niederwasserabfluss auf.

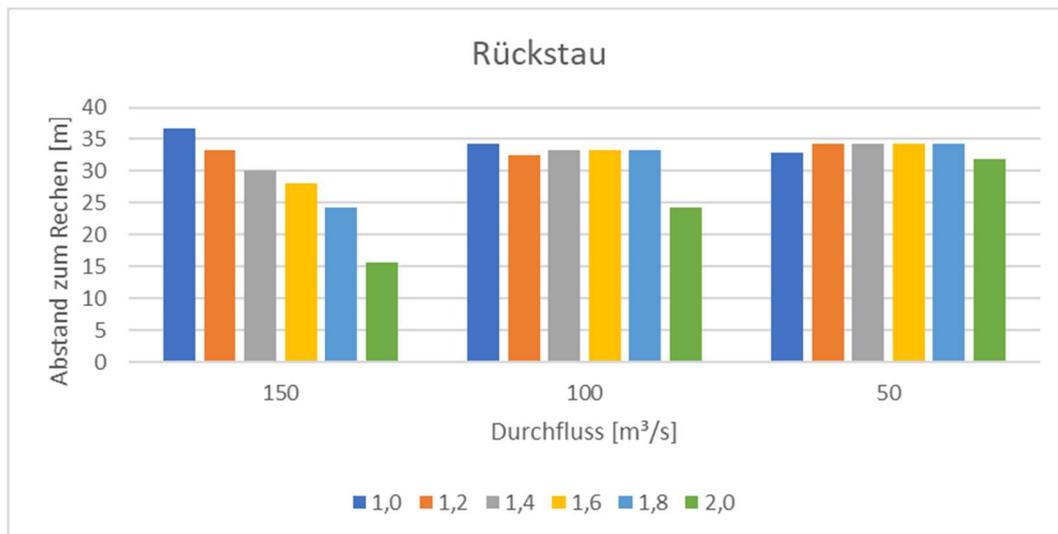


Abbildung 51: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abstand der Stauwurzel zur Filterkonstruktion aufgegliedert nach unterschiedlichen Durchflüssen und Rechenabständen

Um nun die Abweichungen zwischen den Abständen des Fließwechsels und der Stauwurzel zur Filterkonstruktion bei gleichbleibenden lichten Weiten genauer zu analysieren, wurden die jeweiligen Wertepaare nach dem Vorbild der Gleichung 36 (vgl. Kap. 7.1) in Beziehung gesetzt (vgl. Abb. 52). Dabei ist festzustellen, dass die beiden Abstände (Fließwechsel und Stauwurzel) zwar bei allen lichten Weiten und Durchflüssen signifikant voneinander abweichen, aber vor allem bei großen Rechenabständen wie $1,8 \times d_{90}$ und $2,0 \times d_{90}$ die Differenz markant ist. Demzufolge findet beim Bemessungsabfluss und großen lichten Weiten der Fließwechsel wesentlich später als der hydraulische Rückstau statt. Dies kann womöglich mit den vergleichsweise geringeren Fließtiefen bei größeren Rechenabständen begründet werden. Lediglich bei Niederwasserabflüssen und ansteigenden Rechenabständen zeigt sich eine annähernd gleichbleibende niedrige durchschnittliche Differenz von 43,59 % zwischen den Positionen der Stauwurzeln und des Fließwechsels.

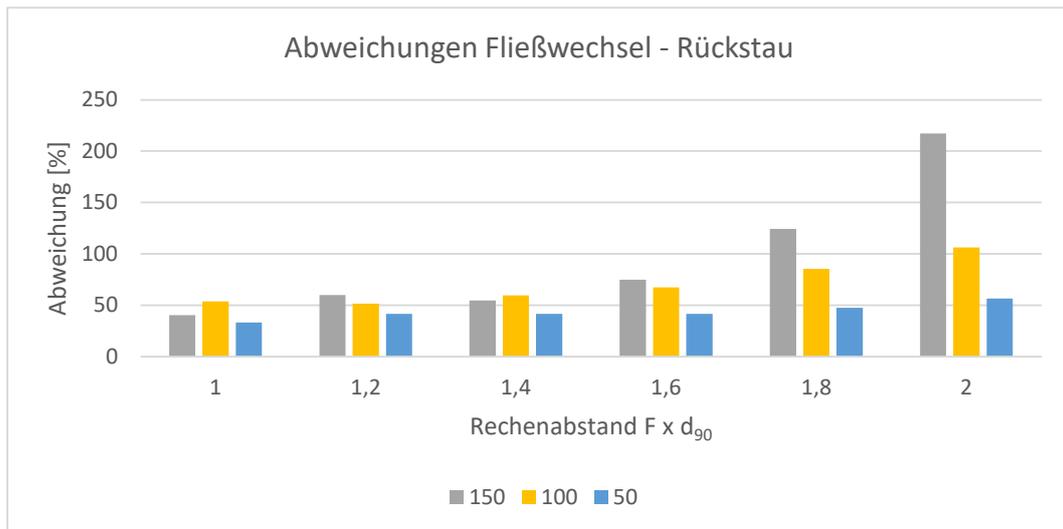


Abbildung 52: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abweichungen der Abstände des Rückstaus zum Fließwechselabstand aufgegliedert nach unterschiedlichen Rechenabständen und Durchflüssen

Weiters wurden die Staulängen des hydraulischen Rückstaus bei variierenden Rechenabständen und Durchflüssen miteinander verglichen (vgl. Abb. 53). Bei Durchflüssen bis 100 m³/s liegen die einzelnen Staukurven, mit Ausnahme jener bei einer lichten Weite von 2,0 x d₉₀, in einem Bereich von 32,40 m bis 34,32 m. Mit steigendem Durchfluss nimmt jedoch der hydraulische Rückstau bei sehr geringen Rechenabständen wie bspw. 1,0 x d₉₀ kontinuierlich zu (vgl. Abb. 53). Im Gegensatz dazu verringern sich die Staulängen ab einer lichten Weite von 1,8 x d₉₀ auf 18,00 m bzw. bei 2,0 x d₉₀ auf 12,72 m bei Durchflüssen bis zu 200 m³/s. Außerdem ist beim Vergleich der Staukurven erkennbar, dass die Stauwurzeln des hydraulischen Rückstaus bei einer lichten Weite von 1,4 x d₉₀ und ansteigenden Durchflüssen auf einem Niveau zwischen 30,00 m und 34,32 m bleiben. Da in diesem Fall eine annähernd gleichbleibende Position der Stauwurzel bei variierenden Durchflüssen angenommen werden kann, ist eine Vorhersage der Position der Stauwurzel für dieses Modell auf jeden Fall möglich, was bspw. einen bedeutenden Vorteil in der Planung des Verlandungsraums mit sich bringt.

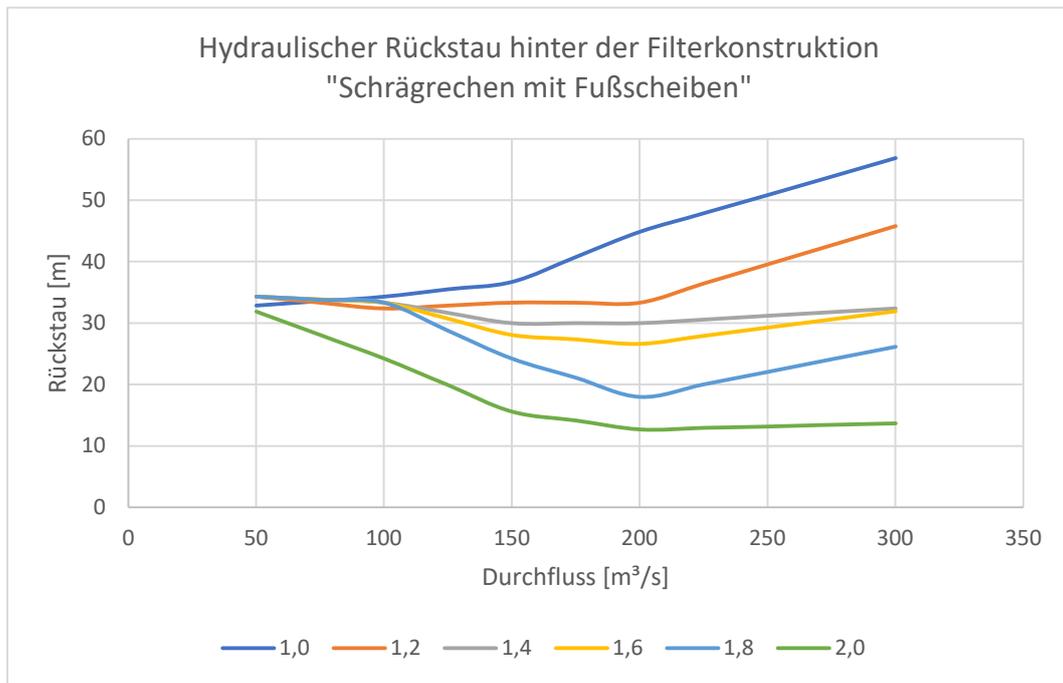


Abbildung 53: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Hydraulischer Rückstau hinter der Filterkonstruktion bei Durchflüssen von 50 m³/s bis 300 m³/s und variierenden Rechenabständen von 1,0 x d₉₀ bis 2,0 x d₉₀

Zusätzlich können die relativen Verbauungsgrade rVG (vgl. Kap. 7.1 Tab. 10) nach den einzelnen lichten Weiten mit den jeweiligen Staulängen (vgl. Abb. 53) verglichen werden. Bei einer lichten Weite von 1,4 x d₉₀ beträgt der rVG bspw. 34,92 % und bei 1,6 x d₉₀ 32,42 %, wodurch der relative Verbauungsgrad bei dem zweitgenannten Rechenabstand um 7,71 % kleiner ist. Werden nun die Rückstaulängen dieser beiden Rechenabstände bei einem Bemessungsabfluss von 150 m³/s miteinander verglichen, zeigt sich, dass die Staulänge bei 1,6 x d₉₀ um 6,4 % geringer als bei einer lichten Weite von 1,4 x d₉₀ ist. Werden die Abweichungen des relativen Verbauungsgrads und der Staulänge der beiden Rechenabstände gegenübergestellt, kann daraus geschlossen werden, dass der hydraulische Rückstau vom relativen Verbauungsgrad abhängig ist. Auch bei geringeren Rechenabständen zeichnet sich nämlich ein ähnliches Bild ab. Lediglich bei den lichten Weiten 1,8 x d₉₀ und 2,0 x d₉₀ korrelieren die Abweichungen zwischen dem rVG und dem hydraulischen Rückstau der beiden Rechenabstände nicht.

7.2.3 Zusammenfassende Erkenntnisse in Bezug auf die Rechenabstände

Die vorliegenden Simulationsanalysen des Bautyps „Schrägrechen mit Fußscheiben“ verdeutlichen den Einfluss von unterschiedlichen lichten Weiten bei variierenden Durchflüssen. Dabei sind vor allem die auftretenden Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ sowie der hydraulische Rückstau zu berücksichtigen, da sich dadurch nämlich die erheblichen Auswirkungen auf die Geschiebetransportkapazität und die vorherrschende Strömungsdynamik am besten nachweisen lassen. Demnach erweisen sich in Bezug auf den Geschiebetransport bei Mittel- und Niederwasserabflüssen sowohl im Messpunkt -12 m als auch im Messpunkt -1,2 m die lichten Weiten von $1,4 \times d_{90}$ bzw. $1,6 \times d_{90}$ als besonders günstig, da erst bei solchen lichten Weiten der erwünschte Effekt einer selbsttätigen Entleerung des Verlandungsraums gefördert wird. Bei lichten Weiten von $1,8 \times d_{90}$ und $2,0 \times d_{90}$ ist die Geschiebetransportkapazität im eingestauten Bereich 12 m hinter der Filterkonstruktion vergleichsweise hoch, aber nimmt jedoch beim Niederwasserabfluss von $50 \text{ m}^3/\text{s}$ schlagartig ab. Dadurch ist es sehr wahrscheinlich, dass es im unmittelbaren Nahbereich des Rechens zu einer Geschiebeablagerung kommt und sich ein mechanischer Rückstau im Verlandungsraum ausbildet. Weiters zeigen die Analysen der Abweichungen des Fließwechsels und der Stauwurzel, dass bei einem Abfluss von $50 \text{ m}^3/\text{s}$ die Abstände zur Filterkonstruktion annähernd gleichbleiben. Beim Bemessungsabfluss von $150 \text{ m}^3/\text{s}$ ist jedoch ab einem Rechenabstand von $1,6 \times d_{90}$ eine signifikante Abweichung der Position des Fließwechsels und der Stauwurzel vorhanden (vgl. Abb. 52). Abschließend ist daher festzuhalten, dass auf Basis der bisher gewonnenen Erkenntnisse die lichten Weiten von $1,4 \times d_{90}$ und $1,6 \times d_{90}$ für den Bautyp „Schrägrechen mit Fußscheiben“ besonders geeignet sind. Werden zudem noch die Energiehöhen am Messpunkt 12 m hinter der Sperre berücksichtigt, ist in erster Linie eine lichte Weite von $1,4 \times d_{90}$ für diese Simulation im Rechteckgerinne empfehlenswert.

7.3 Simulationsanalysen: Mehrfach geknickter Rechen

Der Bautyp „Mehrfach geknickter Rechen“ wurde im Rahmen dieser Arbeit mit zwei unterschiedlichen Varianten – mit und ohne lichte Höhe – modelliert (vgl. Kap. 5.3.2 u. 5.3.3). In Summe wurden 20 Simulationen am Bautyp „Mehrfach geknickter Rechen“ durchgeführt, wobei die Durchflüsse von $50 \text{ m}^3/\text{s}$ bis auf $300 \text{ m}^3/\text{s}$ gesteigert wurden. Für die nachfolgenden Analysen wurden jedoch, aus denselben Gründen wie beim vorherigen Bautyp (vgl. Kap. 7.2), nur die Simulationsergebnisse bis zum Bemessungsabfluss ($150 \text{ m}^3/\text{s}$) herangezogen. Die Messpunkte waren dabei gleich angeordnet wie bei den Simulationen des Bautyps „Schrägrechen mit Fußscheiben“. Im Vergleich zu diesem Bautyp ist der Bautyp „Mehrfach geknickter Rechen“ in seinen geometrischen Abmessungen länger (X-Richtung). Daher stellt der Messpunkt 12 m hinter der Sperre den unmittelbaren Nahbereich der Filterkonstruktion dar, wohingegen beim „Schrägrechen mit Fußscheiben“ der Messpunkt -1,2 m diesen Bereich abbildet.

Weiters wurden die Auswirkungen auf die Strömungsdynamik in Folge einer erhöhten Fluidichte von 1.200 kg/m^3 mit zehn zusätzlichen Simulationen in FLOW-3D untersucht. Dazu wurden die Varianten $1,0 \times d_{90}$ und $1,5 \times d_{90}$ mit lichter Höhe simuliert. Bevor die detaillierten Analysen der Simulationsergebnisse erfolgen, ist in der nachfolgenden Abbildung 54 ein Simulationsergebnis des Bautyps „Mehrfach geknickter Rechen“ (lichte Weite: $1,0 \times d_{90}$; lichte Höhe: $2,0 \times d_{90}$; Durchfluss: $150 \text{ m}^3/\text{s}$) exemplarisch dargestellt, um einen Eindruck über die Darstellung der Simulationsergebnisse in FLOW-3D zu erhalten.

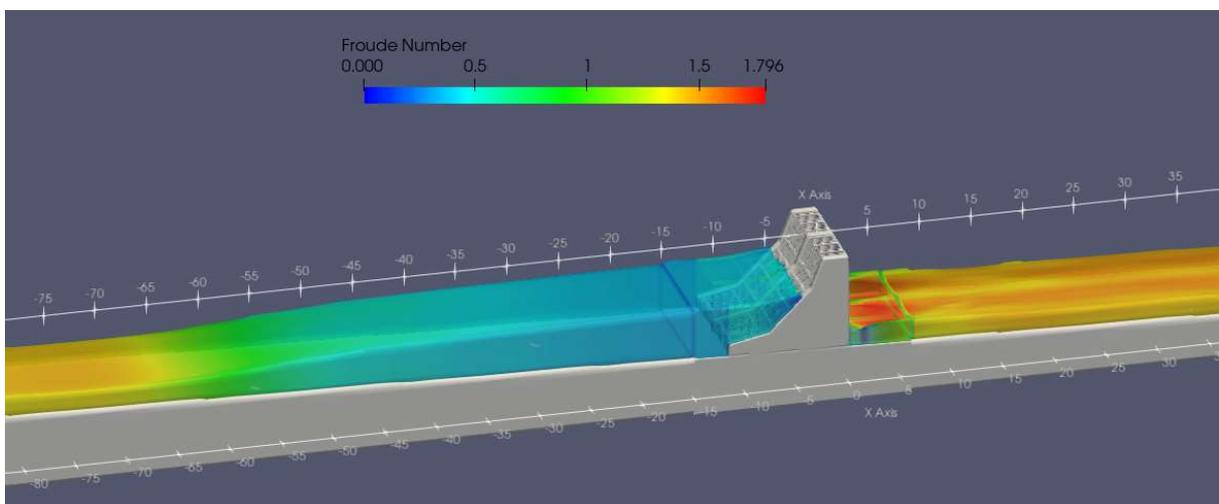


Abbildung 54: „Mehrfach geknickter Rechen“ - exemplarische Darstellung eines Simulationsergebnisses (lichte Weite: $1,0 \times d_{90}$; lichte Höhe: $2,0 \times d_{90}$; Durchfluss: $150 \text{ m}^3/\text{s}$)

7.3.1 Schubspannungen und Energiehöhen

Die gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ der einzelnen Simulationen wurden nach dem Auswertungsschema Schubspannungen - Geschiebetransport (vgl. Kap. 7.1 Abb. 39) ausgewertet und analysiert. Zudem wurden nur ausgewählte Messpunkte, die stromaufwärts der Filterkonstruktion liegen, für die nachfolgenden Analysen verwendet. Konkret sind dies die Messpunkte -100 m, -60 m und -12 m.

7.3.1.1 Messpunkt 100 m hinter der Sperre

Die Schubspannungen beim Messpunkt 100 m hinter der Filterkonstruktion sind das Äquivalent zum Messpunkt -60 m beim Bautyp „Schrägrechen mit Fußscheiben“. Genau genommen reicht beim Messpunkt -100 m des Bautyps „Mehrfach geknickter Rechen“ der hydraulische Rückstau bei einem Durchfluss von $150 \text{ m}^3/\text{s}$ $70,52 \text{ m}$, wodurch die Strömungsdynamik beim Messpunkt -100 m nicht beeinflusst wird. Dieses Erkenntnis kann mit der nachfolgenden Abbildung 55 bestätigt werden, da alle gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ unabhängig von den lichten Weiten und Höhen bei demselben Durchfluss gleich sind. Weiters wird in jedem Fall die kritische Mindestschubspannung τ_{cLW75} überschritten, wodurch ein ausgeprägter Geschiebetransport stattfindet.

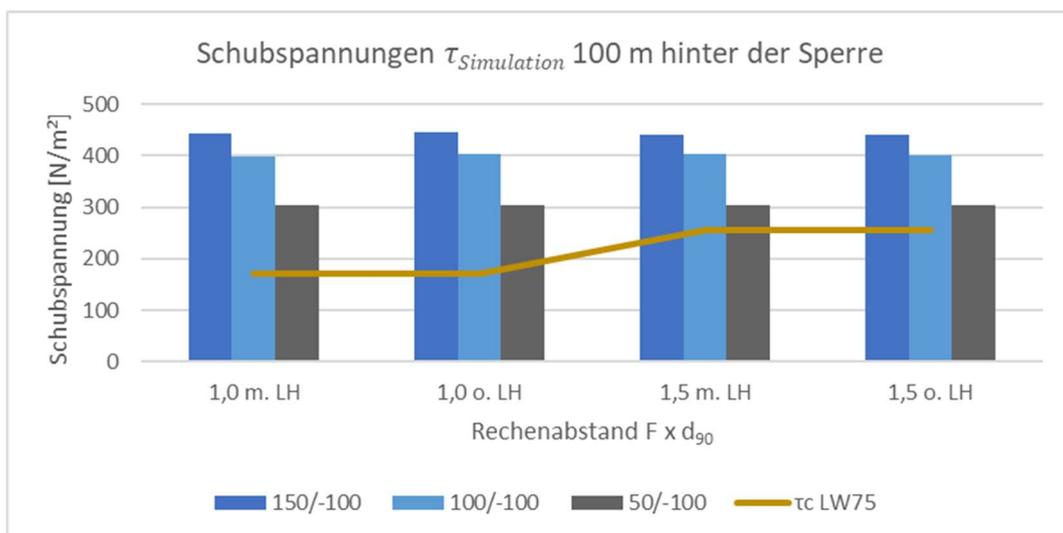


Abbildung 55: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Schubspannung $\tau_{Simulation}$ 100 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$

Werden nun die Energiehöhen h_e im Messpunkt -100 m betrachtet, zeigen sich ebenso keine signifikanten Unterschiede bei den einzelnen Simulationen des Bautyps „Mehrfach geknickter Rechen“ (vgl. Abb. 56). Dahingehend bestätigt sich, dass weder eine Veränderung der lichten Höhe noch der lichten Weite in diesem Messbereich einen Einfluss auf die Strömungsdynamik sowie den Geschiebetransport hat. Daher kann bei diesem Messpunkt keine Aussage zu einem günstigen Rechenabstand oder den Einfluss der lichten Höhe getroffen werden.

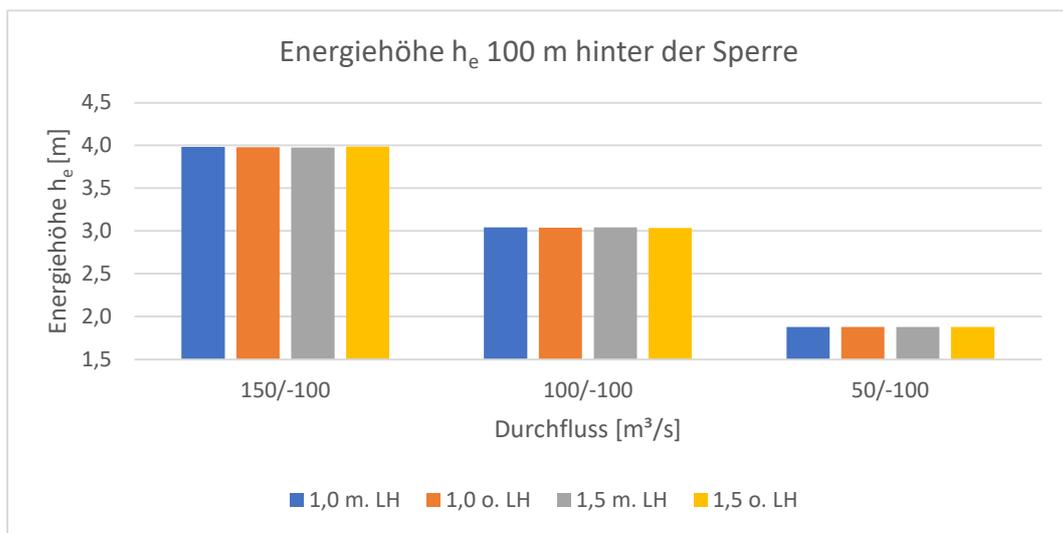


Abbildung 56: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Energiehöhe h_e 100 m hinter der Sperre bei 150 m³/s, 100 m³/s und 50 m³/s

7.3.1.2 Messpunkt 60 m hinter der Sperre

Bereits 60 m hinter der Sperre ist aufgrund der teilweise negativen Abweichungen der gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ zu den Mindestschubspannungen $\tau_{c LW75}$ zu erkennen, dass sich die Strömungsdynamik auf die Schubspannungen auswirkt (vgl. Abb. 57). Demnach werden bspw. beim Bemessungsabfluss von 150 m³/s die Mindestschubspannungen $\tau_{c LW75}$ in jedem Fall unterschritten, da die Strömungsdynamik bereits durch den hydraulischen Rückstau maßgeblich beeinflusst ist. Weiters ist auffällig, dass im Vergleich der Simulationen mit einer lichten Weite von 1,0 x d_{90} (1,0 m. LH bzw. o. LH) und einem Durchfluss von 100 m³/s der Einfluss der lichten Höhe erkennbar ist. Bei der Simulation mit einem Rechenabstand von 1,0 x d_{90} ohne lichte Höhe (1,0 o. LH) verringert sich nämlich die Abweichung um 11,34 % im Vergleich zur Simulation mit 1,0 x d_{90} mit lichter Höhe, wohingegen dies bei 1,5 x d_{90} mit und ohne LH nicht zu beobachten ist. Auch bei Niederwasserabflüssen verändern sich die Abweichungen der jeweiligen Varianten nicht. Außerdem ist festzuhalten, dass

die Abweichungen bei 1,5 m. LH und 1,5 o. LH bei Mittel- und Niederwasserabflüssen nur deshalb geringer sind, da die korngößenspezifische Mindestschubspannung vergleichsweise höher als bei $1,0 \times d_{90}$ ist (vgl. Abb. 58 braune Linie).

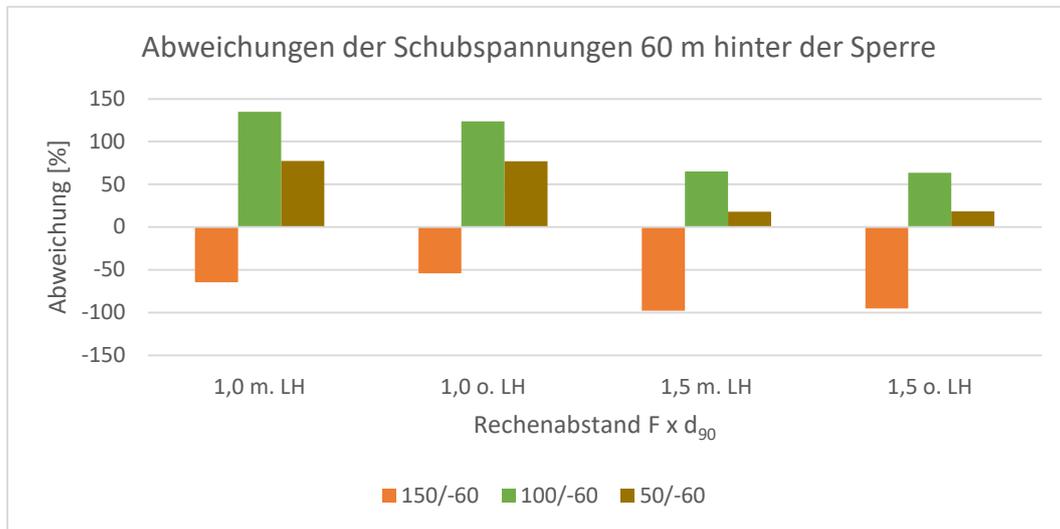


Abbildung 57: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Abweichungen von $\tau_{Simulation}$ zur Mindestschubspannung $\tau_{c, LW75}$ 60 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$

Aus Abbildung 58 geht deutlich hervor, dass die gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ bei einem Durchfluss von $150 \text{ m}^3/\text{s}$ insbesondere bei einer lichten Weite von $1,5 \times d_{90}$ mit $5,69 \text{ N/m}^2$ (1,5 m. LH) bzw. mit $17,75 \text{ N/m}^2$ (1,5 o. LH) äußerst gering sind, wodurch nur Korngrößen d_i von ca. zwei Zentimetern transportiert werden können. Im Gegensatz dazu wurden bei den Niederwasserabflüssen ($50 \text{ m}^3/\text{s}$), unabhängig von den lichten Weiten bzw. der lichten Höhe, annähernd konstante Schubspannungen mit rund 303 N/m^2 gemessen. Dadurch könnten Korngrößen von bis zu 40 cm transportiert werden. Nimmt der Durchfluss jedoch auf $100 \text{ m}^3/\text{s}$ zu, zeigt sich ein signifikanter Einfluss der lichten Weiten und Höhe auf die gemessenen Schubspannungen, da mit zunehmendem Rechenabstand auch die gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ ansteigen. Dies gilt in dem Fall nur in Bezug auf die lichten Weiten, da, wie bereits bei den Abweichungsanalysen erläutert, die gemessenen Schubspannungen bei 1,0 o. LH geringer als bei derselben Variante mit lichter Höhe sind (vgl. Abb. 58).

In Hinblick auf die Analyse der Schubspannungen beim Messpunkt 60 m hinter der Filterkonstruktion kann daher zum Entschluss gekommen werden, dass die Varianten mit einer lichten Weite von $1,5 \times d_{90}$ vor allem bei Mittel- und Niederwasserabflüssen in Hinblick auf den Geschiebetransport sowie den Selbstreinigungseffekt im Verlandungsraum zu bevorzugen sind, da die Abweichungen zwischen den

gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ und den korngößenspezifischen Mindestschubspannungen $\tau_{c LW75}$ vergleichsweise gering sind.

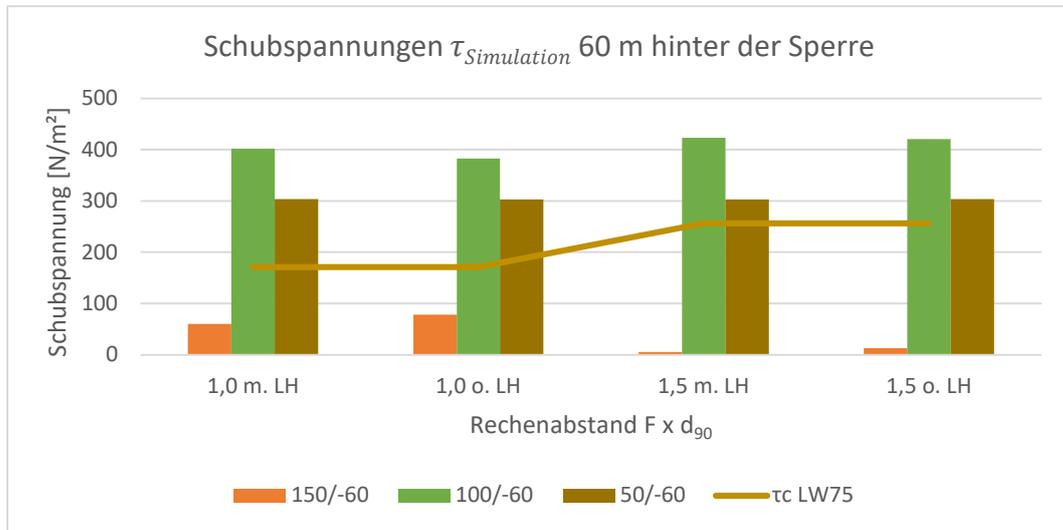


Abbildung 58: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Schubspannung $\tau_{Simulation}$ 60 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$

Werden nun die Energiehöhen h_e 60 m hinter der Sperre miteinander verglichen, zeigt sich bei beiden lichten Weiten bzw. mit und ohne lichte Höhe bei keinem der drei Durchflüsse eine signifikante Abweichung (vgl. Abb. 59). Aufgrund der geringen Differenzen von h_e bei den jeweiligen Durchflüssen kann keine zusätzliche Präferenz zur Wahl einer günstigen Variante des Bautyps „Mehrfach geknickter Rechen“ getroffen werden.

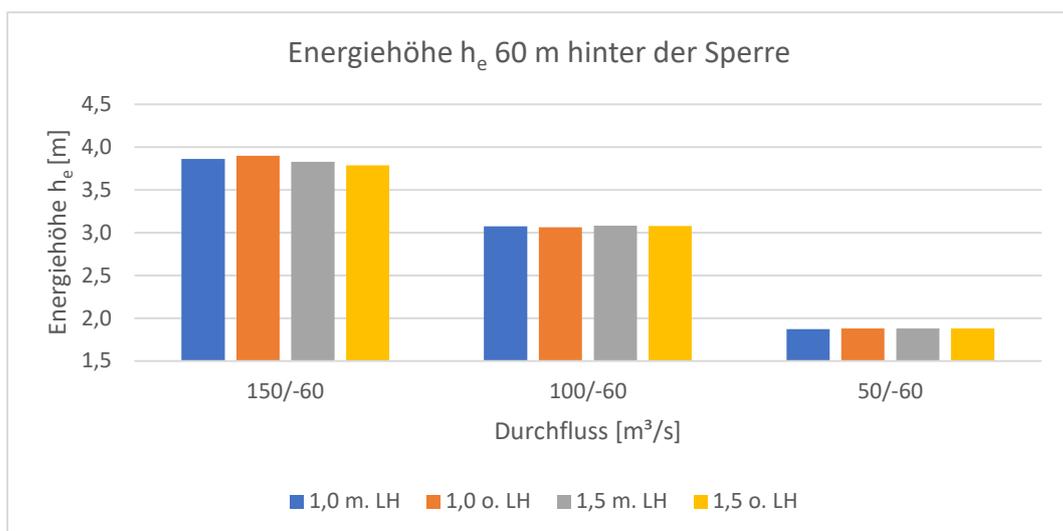


Abbildung 59: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Energiehöhe h_e 60 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$

7.3.1.3 Messpunkt 12 m hinter der Sperre

Der Messpunkt 12 m hinter der Sperre bildet beim „Mehrfach geknickten Rechen“ den unmittelbaren Nahbereich der Filterkonstruktion ab und ist laut den Simulationsanalysen am stärksten von den auftretenden Strömungsprozessen beeinflusst. Dementsprechend zeigt die Abbildung 60 hohe negative Abweichungen von $\tau_{Simulation}$ zu $\tau_{c LW75}$ auf. Aufgrund der großen negativen Differenzen von bis zu 98,56 % kann davon ausgegangen werden, dass nur eine geringe Geschiebetransportaktivität vorhanden ist, wobei jene beim Bemessungsdurchfluss sowie einer lichten Weite von $1,0 \times d_{90}$ und mit lichter Höhe (1,0 m. LH) noch am deutlichsten ausgeprägt ist, da die Abweichung vergleichsweise gering ist.

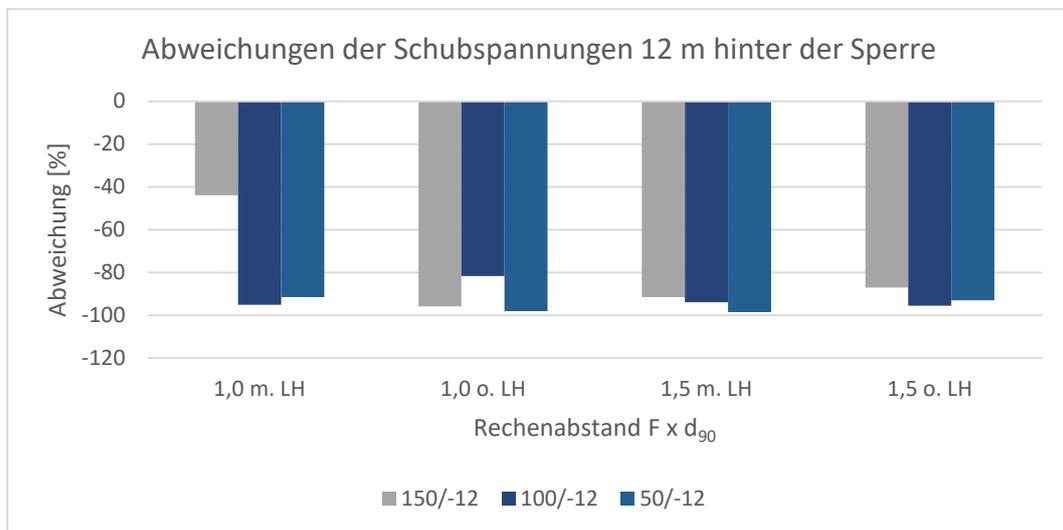


Abbildung 60: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Abweichungen von $\tau_{Simulation}$ zur Mindestschubspannung $\tau_{c LW75}$ 12 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$

Angesichts der geringen gemessenen Schubspannungen beim Messpunkt -12 m (vgl. Abb. 61) kommt der Geschiebetransport beinahe zum Erliegen. Aufgrund des hydraulischen Rückstaus sind die sohnahen Schubspannungen nur noch sehr gering und infolgedessen ist die Transportkapazität in diesem Bereich sehr eingeschränkt, wodurch keine der simulierten Varianten eindeutige Vorteile in Hinblick auf den Geschiebetransport aufzeigen kann.

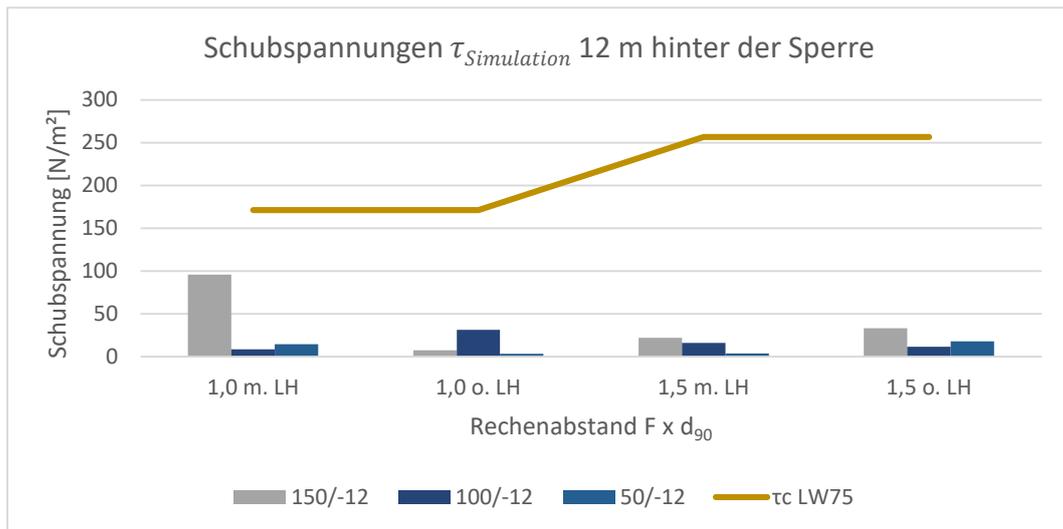


Abbildung 61: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Schubspannung $\tau_{Simulation}$ 12 m hinter der Sperre bei 150 m³/s, 100 m³/s und 50 m³/s

Die auftretenden Energiehöhen h_e sind im Vergleich zum Messpunkt -60 m bei einem Durchfluss von 150 m³/s um zirka 1,35 m höher, aber zeigen dennoch keine signifikanten Unterschiede zwischen den einzelnen Variationen der lichten Weiten sowie der lichten Höhe (vgl. Abb. 62). Lediglich der Einfluss der lichten Höhe ist im Balkendiagramm minimal zu erkennen, aber der Unterschied zwischen den Varianten beträgt beim Niederwasserabfluss maximal 7 cm und ist daher für Rückschlüsse auf eine günstige Variante des Bautyps „Mehrfach geknickter Rechen“ in Hinblick auf den Geschiebetransport nicht von Bedeutung.

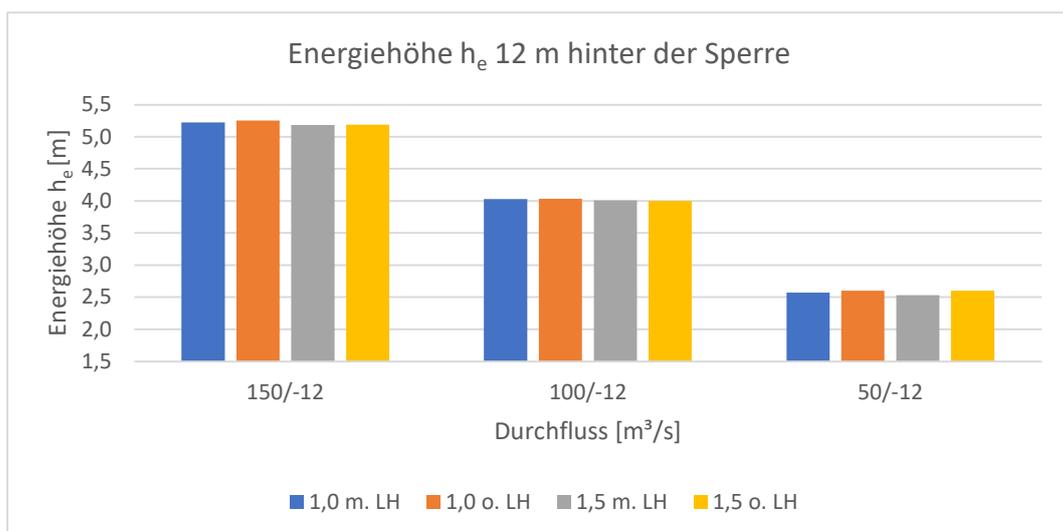


Abbildung 62: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Energiehöhe h_e 12 m hinter der Sperre bei 150 m³/s, 100 m³/s und 50 m³/s

7.3.2 Fließwechsel und hydraulischer Rückstau

Die nachfolgenden Analysen befassen sich mit dem Abstand des Fließwechsels zur Filterkonstruktion und der Staulänge des hydraulischen Rückstaus, denn je geringer diese Längen sind, desto weniger wird die Strömungsdynamik durch die Filterkonstruktion beeinflusst. Zur Auswertung an sich wurde sowohl für die Ermittlung der Position des Fließwechsels als auch zur Erfassung der Einstaulänge des hydraulischen Rückstaus dieselbe Methodik wie beim Bautyp „Schrägrechen mit Fußscheiben“ (vgl. Kap. 7.2.2) angewendet.

Im Balkendiagramm der Abbildung 63 sind die Abstände des Fließwechsels zur Filterkonstruktion für die unterschiedlichen Varianten des Bautyps „Mehrfach geknickter Rechen“ aufgelistet, wobei ersichtlich wird, dass die lichte Höhe (LH) der jeweiligen Varianten ($1,0 \times d_{90}$ und $1,5 \times d_{90}$) einen Einfluss auf die Strömungsdynamik hat. Diesbezüglich ist nämlich bspw. der Abstand des Fließwechsels zum Rechen bei der Variante $1,0 \times d_{90}$ ohne lichte Höhe (1,0 o. LH) und einem Durchfluss von $100 \text{ m}^3/\text{s}$ um $1,43 \text{ m}$ größer als bei derselben Variante mit lichter Höhe (1,0 m. LH). Weiters geht aus der Abbildung 63 hervor, dass die Variante $1,5 \times d_{90}$ mit LH bei allen untersuchten Durchflüssen die kleinsten Abstände zwischen Fließwechsel und Filterkonstruktion aufweist und infolgedessen auch den geringsten Einfluss auf die Strömungsdynamik hat. Basierend darauf ist aus hydraulischer Sicht diese Variante am günstigsten, da der Verlandungsprozess hinter der Sperre erst später einsetzt.

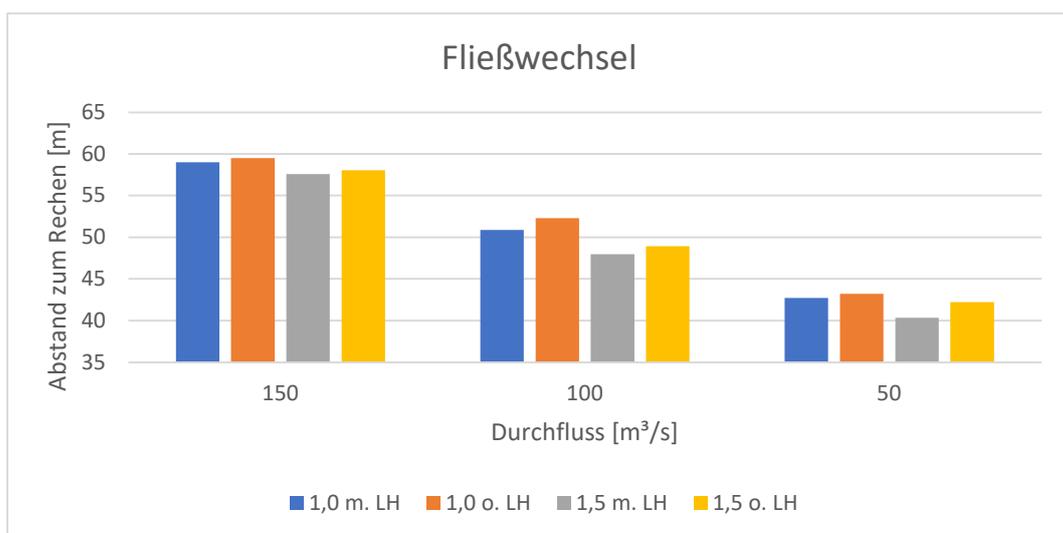


Abbildung 63: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Abstand des Fließwechsels zur Filterkonstruktion aufgegliedert nach unterschiedlichen Durchflüssen und Rechenabständen

Werden nun die Positionen des Fließwechsels und der Stauwurzel verglichen, wird ersichtlich, dass die Stauwurzeln weiter stromaufwärts reichen (vgl. Abb. 63 und 64). Die Stauwurzeln des hydraulischen Rückstaus sind im Diagramm der Abbildung 64 für jede Variante des Bautyps „Mehrfach geknickter Rechen“ (1,0 m. LH/o. LH; 1,5 m. LH/o. LH) bei unterschiedlichen Durchflüssen dargestellt. Daraus geht hervor, dass bei Niederwasserabflüssen ($50 \text{ m}^3/\text{s}$) kein signifikanter Einfluss der lichten Weiten bzw. der lichten Höhe festzustellen ist, wohingegen bei einem Durchfluss von $150 \text{ m}^3/\text{s}$ insbesondere die lichte Höhe wesentliche Auswirkungen auf die Staulängen hat. Die Stauwurzel ist nämlich bei $1,5 \times d_{90}$ mit LH $64,78 \text{ m}$ vom Rechen entfernt und verlagert sich bei der Variante ohne lichte Höhe und gleichbleibender lichter Weite um $5,74 \text{ m}$ stromaufwärts. Dieser Effekt tritt auch bei der Variante $1,0 \times d_{90}$ und einem Durchfluss von $150 \text{ m}^3/\text{s}$ mit einer etwas geringeren Ausprägung auf. Nichtsdestotrotz erscheint in Hinblick auf den Geschiebetransport bei diesem Bautyp vor allem die Variante $1,5 \times d_{90}$ mit lichter Höhe als optimal, da die Staulängen bei allen Durchflüssen am geringsten sind.

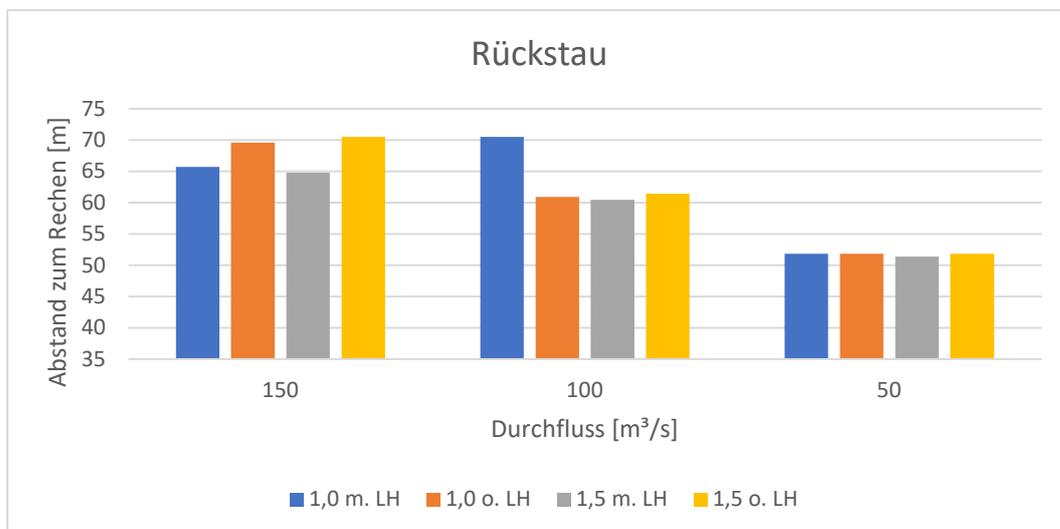


Abbildung 64: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Abstand der Stauwurzel zur Filterkonstruktion aufgliedert nach unterschiedlichen Durchflüssen und Rechenabständen

Schlussendlich sind in Abbildung 65 die einzelnen Abweichungen zwischen der Position des Fließwechsels und der Stauwurzel des hydraulischen Rückstaus angeführt. Aus dieser Gegenüberstellung geht hervor, dass vorwiegend beim Niederwasserabfluss von $50 \text{ m}^3/\text{s}$ vergleichsweise hohe Differenzen bei den Positionen des Fließwechsels und der Stauwurzel vorhanden sind (vgl. Abb. 65). Dahingegen betragen die Abweichungen bei den Varianten mit lichter Höhe und einem

Durchfluss von $150 \text{ m}^3/\text{s}$ durchschnittlich nur 11,94 %. Diese Erkenntnis weist darauf hin, dass der Einstau und der darauffolgende Fließwechsel abrupt stattfinden. Ist im Gegensatz dazu nämlich eine große Abweichung zwischen der Position des Fließwechsels und jener der Stauwurzel des hydraulischen Rückstaus vorhanden, kann darauf rückgeschlossen werden, dass sich der hydraulische Rückstau allmählich aufbaut und schon in weiteren Entfernungen zur Filterkonstruktion die Transportkapazität des Fluids abnimmt und größere Geschiebekomponenten abgelagert werden. Demnach ist in diesem Vergleich eine hohe Differenz wünschenswert, da durch die vorzeitige Ablagerung des groben Materials die Filterkonstruktion länger durchgängig bleibt. Konkret ist daher bei Mittelwasserabflüssen die Variante 1,0 m. LH und bei Niederwasserabflüssen die Variante 1,5 m. LH zu wählen.

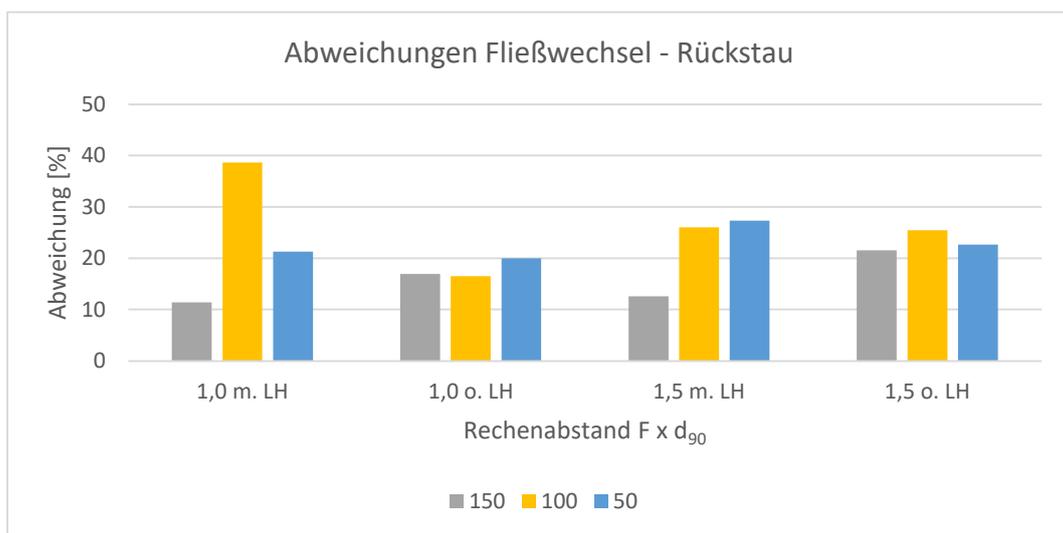


Abbildung 65: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Abweichungen der Abstände des Rückstaus zum Fließwechselabstand aufgliedert nach unterschiedlichen Rechenabständen und Durchflüssen

7.3.3 Einfluss der veränderten Fluidichte

Im Zuge der Simulationen im Rechteckgerinne wurden beim Bautyp „Mehrfach geknickter Rechen“ mit lichter Höhe die Auswirkungen einer veränderten Fluidichte ρ auf das Strömungsregime untersucht. Dabei wurde ρ von 1.000 kg/m^3 auf 1.200 kg/m^3 erhöht, um einen fluviatilen Feststofftransport (ohne den Einfluss von Wildholz) nachzustellen. In Abbildung 66 werden diesbezüglich die Froude-Zahlen im Gerinne bei den Varianten $1,0 \times d_{90}$ und $1,5 \times d_{90}$ mit lichter Höhe und einem Durchfluss von $150 \text{ m}^3/\text{s}$ verglichen. Die Froude-Zahlen werden für diesen Vergleich herangezogen,

da zur Berechnung dieses hydraulischen Parameters sowohl die Fließtiefe als auch die Fließgeschwindigkeit benötigt und somit mögliche Auswirkungen leichter ersichtlich werden.

Im Diagramm der Abbildung 66 ist auf der horizontalen Achse die Entfernung zur Filterkonstruktion aufgetragen, wodurch ein Längsschnitt des Strömungsverlaufs entsteht. Aus dem Vergleich der Froude-Zahlen bei veränderter Fluidichte sowie unterschiedlichen lichten Weiten geht hervor, dass bei einer erhöhten Fluidichte von $1.200 \text{ m}^3/\text{s}$ kein signifikanter Unterschied zwischen den einzelnen Simulationsergebnissen erkennbar ist und selbst die variierenden lichten Weiten nur einen geringfügigen Einfluss auf das Strömungsregime haben. Außerdem zeigt sich unabhängig von der Fluidichte, dass die Froude-Zahlen im Bereich hinter der Filterkonstruktion durch den hydraulischen Rückstau auf durchschnittlich $Fr = 0,35$ abfallen und im Bereich des Sperrenvorfelds schlagartig in einen schießenden Abfluss ($Fr =$ durchschnittlich $1,70$) übergehen.

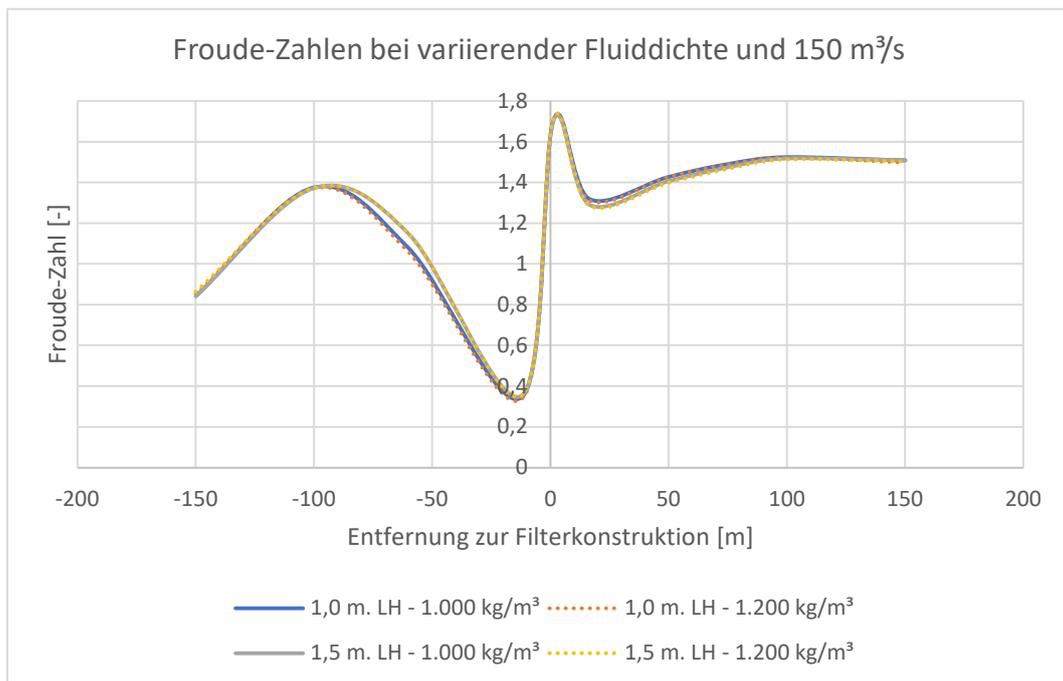


Abbildung 66: „Mehrfach geknickter Rechen“ - Froude-Zahlen bei variierender Fluidichte von 1.000 kg/m^3 und 1.200 kg/m^3 bei den Varianten $1,0 \times d_{90}$ und $1,5 \times d_{90}$ mit lichter Höhe

7.3.4 Zusammenfassende Erkenntnisse in Bezug auf Rechenabstände

Der Bautyp „Mehrfach geknickter Rechen“ hat im Vergleich zum Bautyp „Schrägrechen mit Fußscheiben“ bei jeder Variante einen höheren relativen Verbauungsgrad (vgl. Kap. 7.1 Tab. 10 und 11). Dementsprechend sind in diesem Fall die Einstaulängen des hydraulischen Rückstaus höher und wirken sich infolgedessen negativ auf die sohnnahen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ aus.

Aus den vorangegangenen Analysen geht hervor, dass 100 m hinter der Filterkonstruktion ein uneingeschränkter Geschiebetransport stattfinden wird, da die Stauwurzel des hydraulischen Rückstaus beim Bemessungsabfluss maximal 70,52 m hinter den Rechen reicht. Die Folgen dieses Rückstaus werden jedoch beim Messpunkt -60 m deutlich sichtbar, da die gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ bei einem Durchfluss von 150 m³/s nur sehr gering sind, wohingegen bei Mittel- und Niederwasserdurchflüssen die Abweichungen der gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ zu den Mindestschubspannungen $\tau_{c LW75}$ positiv sind und theoretisch ein Geschiebetransport stattfindet. In diesem Zusammenhang haben die Analysen ergeben, dass ein Rechenabstand von 1,5 x d₉₀ am günstigsten ist, da in diesen Fällen die Abweichungen am geringsten waren.

Im Nahbereich der Filterkonstruktion (-12 m) wird der Geschiebetransport jedoch nahezu zum Erliegen kommen, da die gemessenen Schubspannungen $\tau_{Simulation}$ bei allen Varianten und Durchflüssen sehr gering sind. Dementsprechend konnten in diesem Bereich auch keine Rückschlüsse auf eine optimale Variante des Bautyps in Hinblick auf den Geschiebetransport gezogen werden. Jedoch stellte sich bei der Analyse der Positionen des Fließwechsels sowie der Stauwurzel heraus, dass bei Durchflüssen von 150 m³/s sowie 50 m³/s die Variante 1,5 x d₉₀ mit einer lichten Höhe von 2,0 x d₉₀ und bei Mittelwasserabflüssen die Variante 1,0 x d₉₀ mit einer lichten Höhe von 2,0 x d₉₀ günstig für die Geschiebebewirtschaftung sind. Werden nun abschließend auch die Ergebnisse der Schubspannungsanalysen in die Wahl der günstigsten Variante des Bautyps „Mehrfach geknickter Rechen“ miteinbezogen, ist eine lichte Weite von 1,5 x d₉₀ in Kombination mit einer lichten Höhe von 2,0 x d₉₀ zu bevorzugen.

7.4 Simulationsanalysen: Rindbach

Ziel dieser Simulationsanalysen ist es, die strömungsdynamischen Auswirkungen der geplanten Sperre beim Rindbach (vgl. Kap. 6) zu untersuchen sowie einen hydraulischen Nachweis über die Ertüchtigung des Bauwerks am geplanten Sperrenstandort zu erbringen. Die Simulationen am Rindbach erfolgten dabei auf Basis von unterschiedlichen Szenarien, bei welchen quasi stationäre sowie ein instationärer Bemessungsabfluss angenommen wurden. Weiters wurden steigende Vorverfüllungen des Stauraums hinter der Sperre modelliert und simuliert, um dessen Auswirkungen auf die Strömungsdynamik analysieren zu können.

Für die Simulationen wurde ein PC mit einem Arbeitsspeicher von 32 GB und einem 5,1 GHz 8-Core-Prozessor am Institut für Alpine Naturgefahren der BOKU Wien verwendet. Die Simulationsergebnisse der Software FLOW-3D wurden mit der Postprocessing-Software FLOW-3D POST ausgewertet.

Aufgrund der großen räumlichen Ausdehnung des Simulationsgebiets von 260 m x 160 m x 55 m und der hohen Netzzellenanzahl von 18.044.840 betragen die Simulationszeiten bei stationären Berechnungen zwischen drei und zwölf Tagen. Die instationäre Simulation wurde nach rund 41 Tagen abgebrochen, da der Peak der Abflussganglinie bereits berechnet wurde und für die weiteren Auswertungen hauptsächlich dieser von Relevanz war.

7.4.1 Szenario 1: Stationärer Abfluss ohne Vorverfüllung des Verlandungsraums

Die Simulationen am Rindbach wurden in Szenario 1 mit quasi stationären Reinwasserabflüssen und leerem Verlandungsraum modelliert (vgl. Kap. 6.3.1.1). Die Abbildung 67 gibt einen Überblick über die Simulationsergebnisse des Szenarios 1 im gesamten Berechnungsgebiet. Darauf ist eine Ausbildung von Kehrwasserströmungen im Einlaufbereich des Verlandungsraums durch die eingefügten Stromlinien deutlich sichtbar. Als Kehrwasserströmungen werden Strömungen bezeichnet, die durch Hindernisse im Abflussbereich hervorgerufen werden und gegen die Hauptströmungsrichtung des Wildbachs in Form eines Strudels (kreisförmige Bewegungen) auftreten. Zudem nimmt bei diesen Strömungen die Fließgeschwindigkeit ab und auch bspw. angeschwemmtes Wildholz verbleibt oftmals im Nahbereich dieser Strömungen. (Mason, 1998) Deshalb ist diese Form der Strömungsdynamik vor allem im Bereich des Verlandungsraums unerwünscht.

Die Stromlinien sind nach den lokal auftretenden Fließgeschwindigkeiten eingefärbt (vgl. Abb. 67 „Velocity Magnitude“), wohingegen die Färbung des gesamten Abflussbereichs die tiefengemittelten Fließgeschwindigkeiten aufzeigt (vgl. Abb. 67 „Depth-averaged Velocity“). Dadurch wird erkennbar, dass im Bereich des Staureums der Sperre ein hydraulischer Rückstau entsteht und infolgedessen nur geringe Fließgeschwindigkeiten in diesem Gebiet vorherrschen (vgl. Abb. 67 dunkel- bis hellblauer Bereich). Weiters zeigt der Verlauf der Stromlinien, dass sich durch den dominanten Hauptstrom des Rindbachs Kehrwasserströmungen beim Zubringer Lochbach ausgebildet haben und dieser deshalb rückgestaut wird.

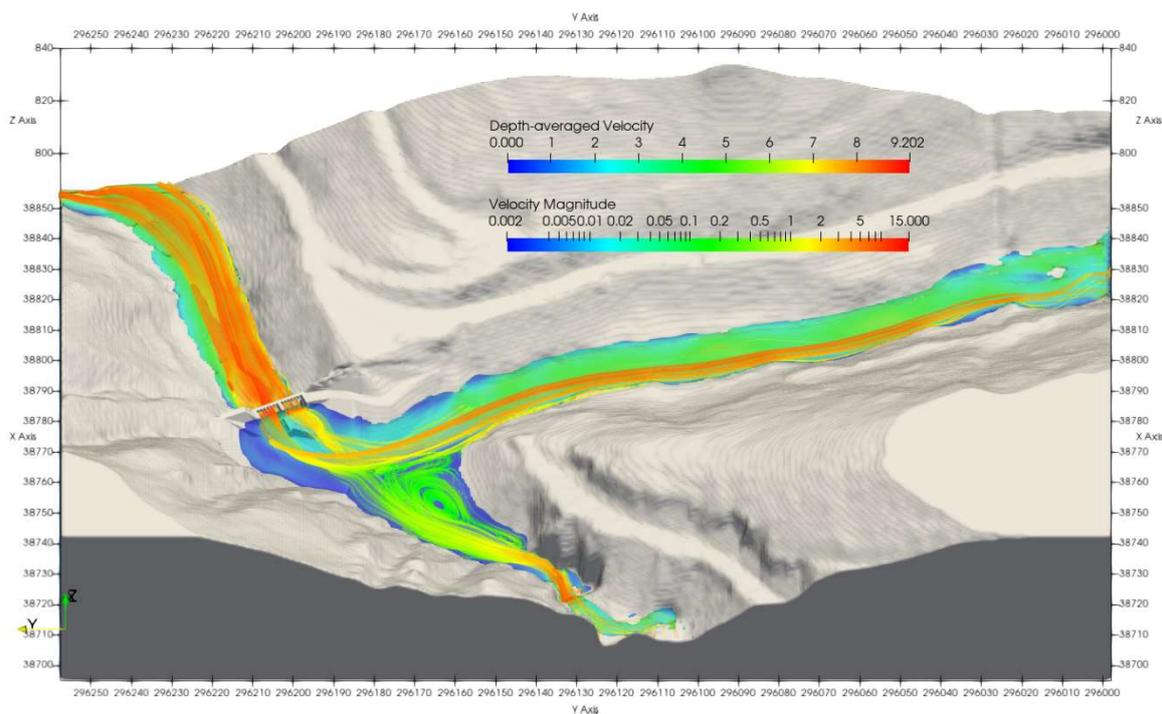


Abbildung 67: Rindbach - Szenario 1, Übersicht über das Simulationsgebiet

Bei genauerer Betrachtung des Nahbereichs der Sperre wird nochmals deutlich ersichtlich, dass die Kehrwasserströmungen im Staureum bis in den Mündungsbereich des Lochbachs zurückreichen (vgl. Abb. 68). Wie bereits erwähnt, sind diese Kehrwasserströmungen jedoch unerwünscht, da die Fließgeschwindigkeiten in diesen Bereichen stark abnehmen und in weiterer Folge eine Geschiebeablagerung möglich ist. Weiters ist an den Stromlinien zu erkennen, dass die Hochwasserfracht des Lochbachs hauptsächlich entlang des linken Ufers vom Hauptbach aufgenommen wird. Durch die Animation in der Simulation ist eine rechtsdrehende Bewegung des

Kehrwassers ersichtlich, wodurch sich die linksufrige Aufnahme der Hochwasserfacht des Lochbachs begründen lässt.

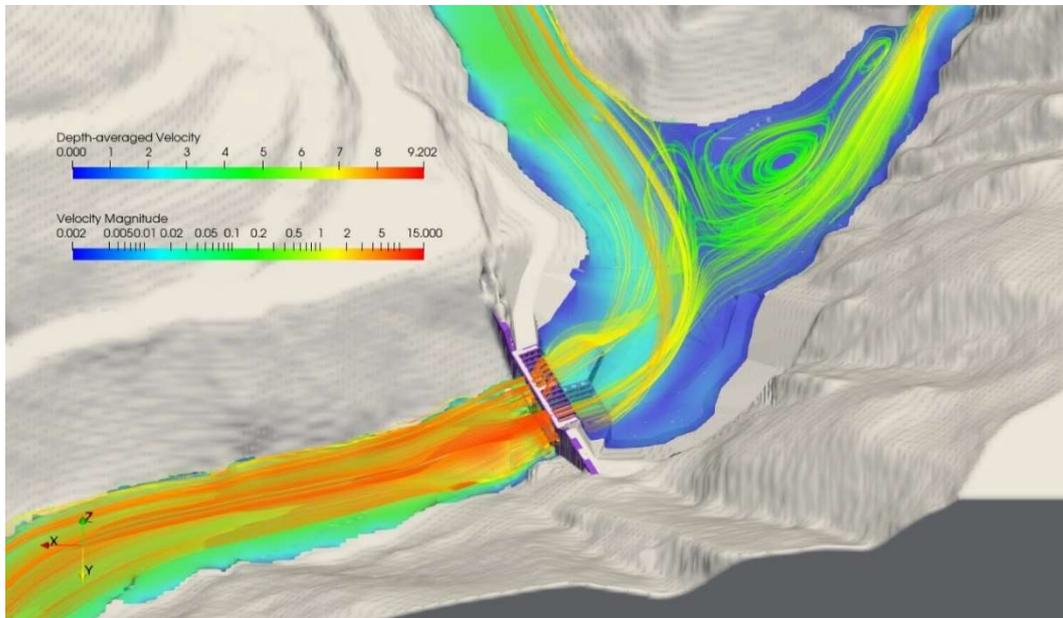


Abbildung 68: Rindbach - Szenario 1, Nahbereich der Filtersperre mit deutlich ausgeprägten Kehrwasserströmungen im Stauraum

Außerdem wurde der hydraulische Nachweis über die Ertüchtigung des Bauwerks in Folge eines Reinwasserabflusses erbracht, da es zu keinem unerwünschten Überborden der Sperrenflügel kam. Daraus lässt sich schließen, dass die Filtersperre unter den Annahmen eines leeren Verlandungsraums sowie ohne den Einfluss von Wildholz das Bemessungsereignis problemlos aufnehmen und schadlos abführen kann.

7.4.2 Szenario 2: Teilweise instationärer Abfluss ohne Vorverfüllung des Verlandungsraums

Wie bereits in Kapitel 6.3.1.2 beschrieben, ist bei diesem Szenario die Einströmrandbedingung des Rindbachs instationär. Dies bedeutet, dass bei der Randbedingung eine Abflussganglinie hinterlegt ist und sich daher der Abfluss im zeitlichen Verlauf verändert. Die Einströmrandbedingung des Zubringers Lochbach blieb im Zuge der Simulation jedoch stationär, da die Berechnungsdauer bereits bei einem instationären Zufluss sehr ausgedehnt ist. In der Simulation dieses Szenarios wurde, ebenso wie in Szenario 1, keine Vorverfüllung des Stauraums der Sperre angenommen. Daher ist es möglich, die beiden Szenarien in Folge miteinander zu vergleichen.

Für diesen Vergleich wurden an ausgewählten Positionen im Simulationsgebiet (Einlaufbereich Rindbach, Verlandungsraum und Sperrenvorfeld) die Froude-Zahlen gemessen und Abweichungen dieser zwischen den beiden Szenarien ermittelt. Die Abweichungsanalyse ergab im Durchschnitt eine Differenz von weniger als 5 %, weshalb für weitere Simulationen aufgrund der langen Berechnungsdauer beim Rindbach eine stationäre Einströmrandbedingung gewählt wurde. Nichtsdestotrotz wurden die Ergebnisse der teilweise instationären Simulation ausgewertet und es zeichnete sich dabei im Grunde das gleiche Bild wie in den Abbildungen 67 und 68 ab. Lediglich beim Abfluss der ansteigenden Hochwasserganglinie ist durch die Animation des Simulationsergebnisses eine rückschreitende Welle des hydraulischen Rückstaus erkennbar. Das bedeutet, dass es bis zu einem gewissen Grad möglich ist, mit FLOW-3D reale Strömungsdynamiken abzubilden. Diesbezüglich ist aber nochmals anzumerken, dass die Simulationen auf einem Reinwasserabfluss basieren und somit den Einfluss einer Verklausung durch Geschiebe oder Wildholz nicht aufzeigen.

Ein weiterer Unterschied zur quasi stationären Simulation ergibt sich in Hinblick auf die Kehrwasserströmungen, denn in Szenario 2 kann mit Hilfe der Animation die Entwicklung dieser Strömungen bei stetig zunehmendem Hochwasserabfluss nachverfolgt werden und ein genauere Rückschluss auf die induzierenden Ausgangsstellen (z. B. Störsteine oder Hindernisse im Abflussbereich) ist dadurch möglich.

7.4.3 Szenario 3: Stationärer Abfluss mit Teilverfüllungen des Verlandungsraums

In der Praxis kommt es immer wieder vor, dass nicht jeder Verlandungsraum eines Bauwerks nach einem Ereignis, aus welchen Gründen auch immer, sofort geräumt werden kann, weshalb Szenario 3 entwickelt wurde. Dabei wurden drei verschiedene Kubaturen von Vorverfüllungen (1.600 m^3 , 2.400 m^3 und 5.000 m^3) im Verlandungsraum in das Modell eingefügt (vgl. Kap. 6.3.1.3), Simulationen durchgeführt und die Auswirkungen auf die Strömungsdynamik analysiert. Das Verlandungsgefälle der Vorverfüllungen wurde dabei dem potentiellen natürlichen Verlandungsgefälle angepasst und mit rund 2 % festgelegt.

7.4.3.1 1.600 m^3 Verlandungskubatur

In Abbildung 69 ist das Simulationsergebnis bei stationärem Abfluss mit einer Teilverfüllung von 1.600 m^3 dargestellt. Dabei zeigt sich, dass die Kehrwasserströmungen im Bereich der Mündung des Lochbachs im Vergleich zum Szenario 1 (vgl. Kap. 7.4.1 Abb. 68) abnehmen, da der hydraulische Rückstau aufgrund der Vorverfüllung weiter bachaufwärts reicht. Weiters ist aus dieser Perspektive klar ersichtlich, dass der Abfluss durch den Rechen hindurchfließt und die Abflussektion nicht vom Fluid beaufschlagt wird.

Aus der Detailansicht des Simulationsergebnisses (vgl. Abb. 70) lässt sich mit Hilfe der Stromlinien rückschließen, dass die Fließgeschwindigkeiten beim Szenario 3 im Bereich des Sperrenvorfelds höher sind und stärker zentralisiert werden als beim Szenario 1 (vgl. Abb. 68). Außerdem ist die Reduktion der Kehrwasserströmungen nochmals genauer ersichtlich. Diese kann vor allem darauf zurückgeführt werden, dass aufgrund der Vorverlandung die hydraulisch ungünstigen Stellen des digitalen Geländemodells geglättet wurden. Weiters zeigt sich in diesem Zusammenhang, dass bei geringeren Kehrwasserströmungen die Strömungsdynamik des Lochbachs nicht so sehr als im Szenario 1 eingeschränkt wird. Insofern steigt zwar die Anschlaglinie des Abflusses aufgrund des erhöhten Sohlniveaus im Bereich der Einmündung des Lochbachs an, jedoch wird dadurch die Strömungsdynamik im Verlandungsraum sogar verbessert. Zudem konnte der hydraulische Nachweis über die Ertüchtigung des Bauwerks in diesem Fall erbracht werden.

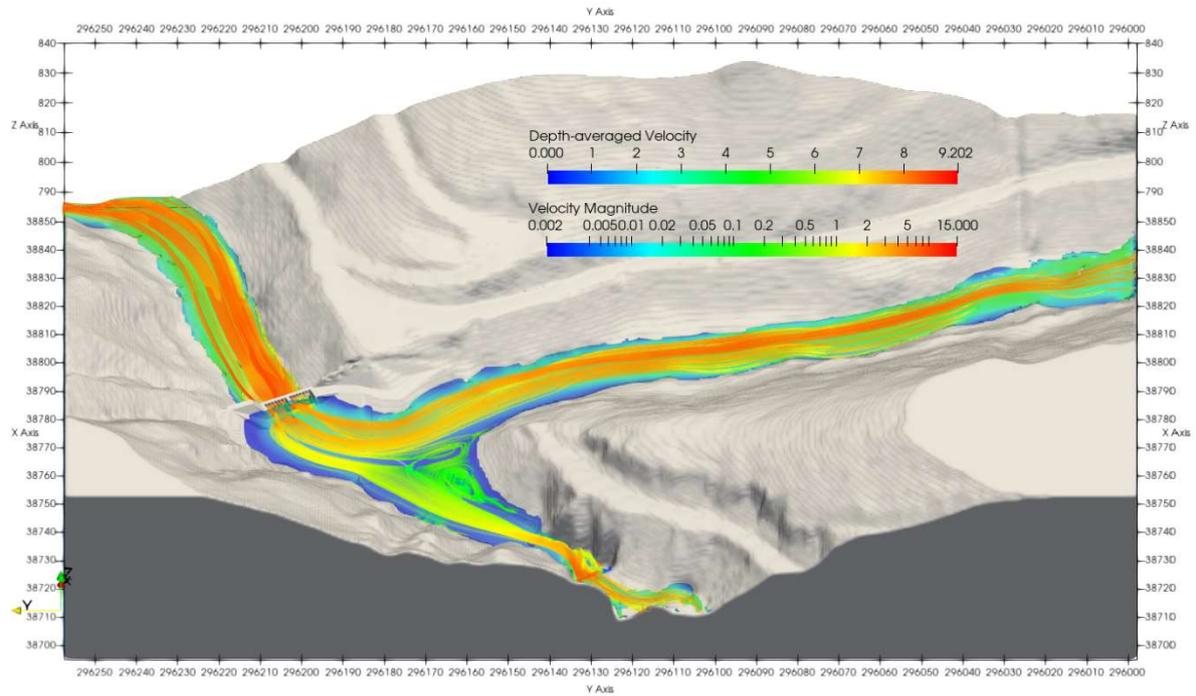


Abbildung 69: Rindbach - Szenario 3, Übersicht über das Simulationsgebiet bei 1.600 m³ Verlandungskubatur

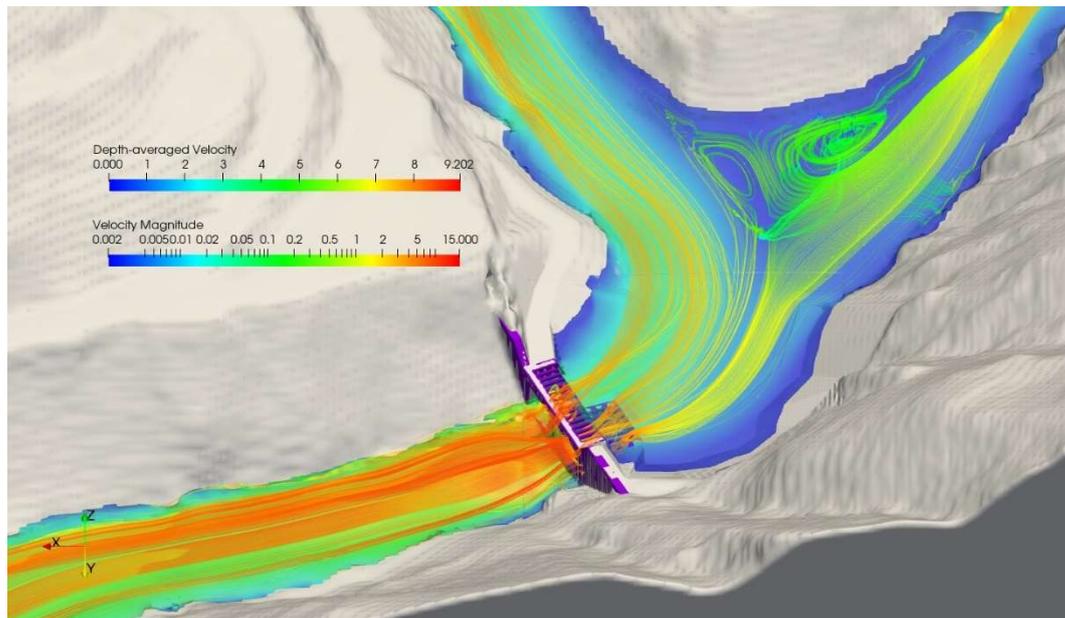


Abbildung 70: Rindbach - Szenario 3, Nahbereich der Filtersperre mit deutlich verringerten Kehrwasserströmungen im Stauraum bei 1.600 m³ Verlandungskubatur

7.4.3.2 2.400 m³ Verlandungskubatur

Bei einer Vorverfüllung des Verlandungsraums mit 2.400 m³ reicht die Stauhöhe in etwa auf bis zu zwei Drittel der Rechenhöhe und verschließt diese in Folge. Aus Abbildung 71 geht zudem hervor, dass der Abfluss zwar gerade noch durch die Filterkonstruktion fließt, aber die Vorverfüllung bereits einen signifikanten Einfluss auf die vorherrschende Strömungsdynamik hat. Dabei ist anzumerken, dass der Verlandungskörper schon ca. 80 m bachaufwärts in den Rindbach reicht. Folge dessen ist in diesem Bereich die tiefengemittelte Fließgeschwindigkeit mit nur 1,8 - 2,3 m/s im Vergleich zu Szenario 1 (2,5 - 3,2 m/s) stark verringert (vgl. Abb. 68 und 72). Die verringerte Fließgeschwindigkeit wirkt sich dementsprechend auch auf die Geschiebetransportkapazität aus, wodurch in diesem Fall das Material bereits früher zur Ablagerung gezwungen werden wird. Dasselbe gilt auch für den Lochbach, denn die Anlandungen glätten zwar die Sohle weiter aus, aber dadurch nimmt auch die Sohlbreite zu und infolgedessen die Fließgeschwindigkeit sowie die Transportkapazität des Fluids immer weiter ab.

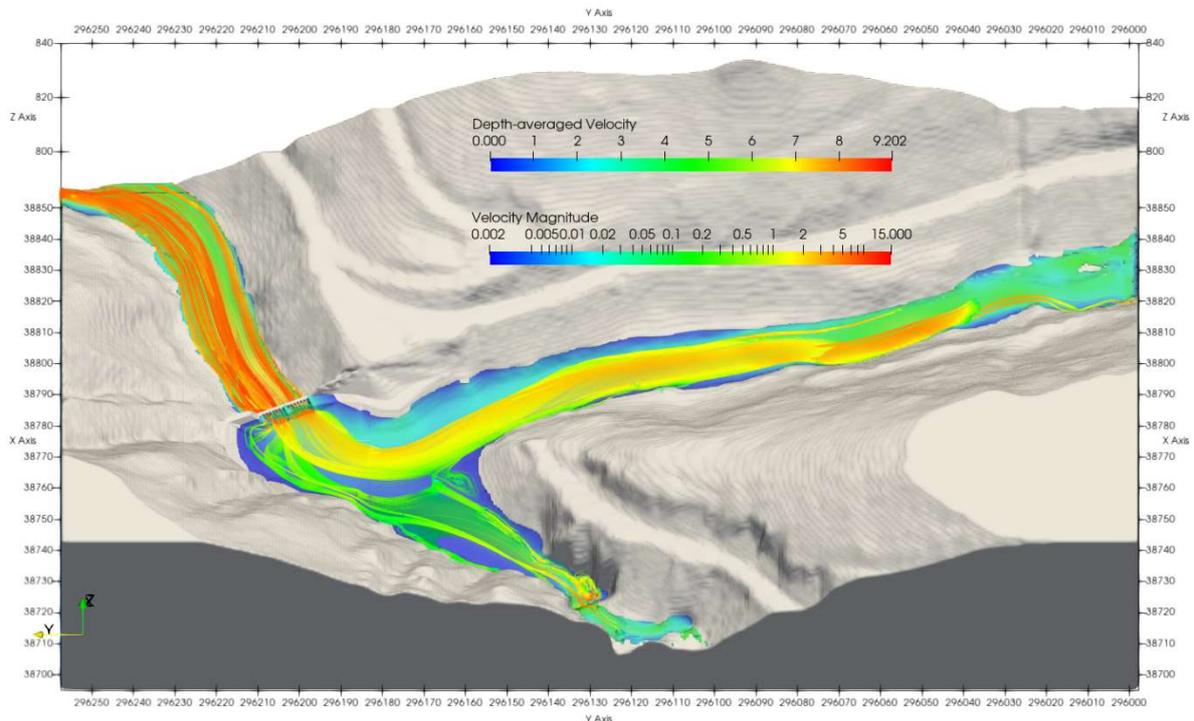


Abbildung 71: Rindbach - Szenario 3, Übersicht über das Simulationsgebiet bei 2.400 m³ Verlandungskubatur

Die Detailansicht des Verlandungsraums in Abbildung 72 verdeutlicht, dass sich sowohl im Einlaufbereich des Verlandungsraums als auch im Nahbereich der Filterkonstruktion Kehrwasserströmungen nur noch im geringfügigen Maße ausbilden.

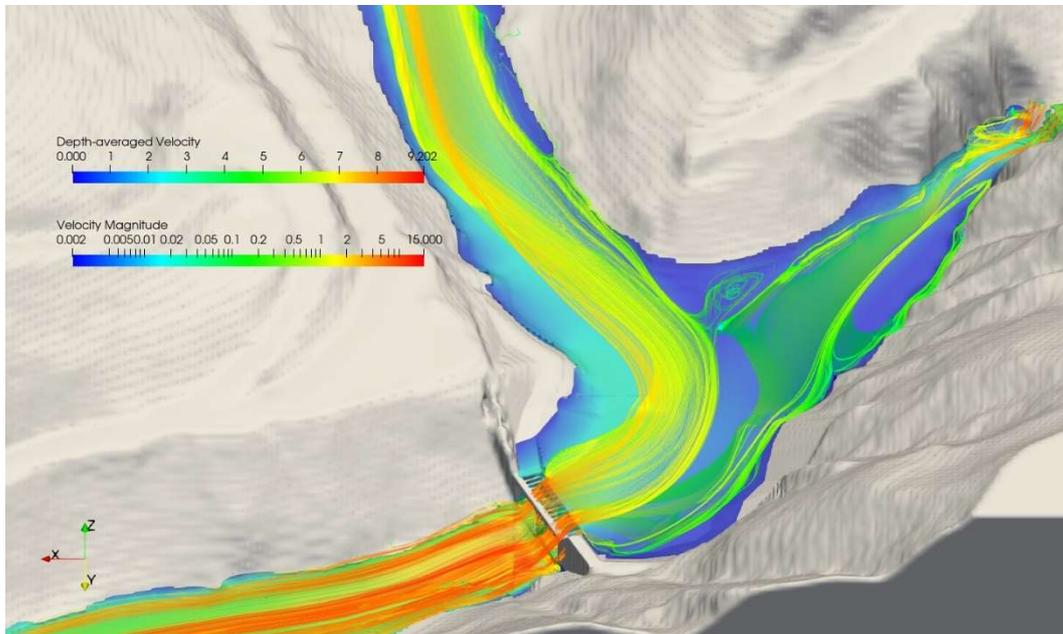


Abbildung 72: Rindbach - Szenario 3, Nahbereich der Filtersperre mit geringen Kehrwasserströmungen im Stauraum bei 2.400 m³ Verlandungskubatur

Letztlich wird mit diesen Simulationsergebnissen auch der hydraulische Nachweis über die Ertüchtigung des Bauwerks erbracht, denn der überwiegende Teil der Abflussfracht wird nach wie vor durch die Filterkonstruktion abgeführt.

7.4.3.3 5.000 m³ Verlandungskubatur

Beim Szenario 3 wurde unter anderem eine Vorverfüllung des Stauraums hinter der Sperre mit 5.000 m³ angenommen. Diese Anlandungen reichen bis ca. 1,00 m unter die Rechenoberkante (= Unterkante Abflusssektion) und füllen dabei weite Teile des Verlandungsraums sowie die Einlaufbereiche von Rind- und Lochbach auf. Die Simulationsergebnisse zeigen bei so großen Vorverfüllungen einen großflächig ausgebildeten hydraulischen Rückstau in den beiden Bächen (vgl. Abb. 73). Aufgrund des hohen und daher geglätteten Sohlniveaus hinter dem Bauwerk sind die Kehrwasserströmungen nur noch im oberen Mündungsbereich des Lochbachs situiert (vgl. Abb. 74). Weiters wird in der Detailansicht ersichtlich, dass in den Randzonen des Rückstaus (Uferbereiche) nahezu keine Strömungsdynamik vorherrscht und dort in Folge Geschiebe abgelagert werden wird. Außerdem findet in dieser Simulation ein Überfall über die Abflusssektion statt, jedoch werden die Sperrenflügel nicht

überbietet und die Standsicherheit der Sperre nicht gefährdet, wodurch der hydraulische Nachweis über die Ertüchtigung des Sperrbauwerks erbracht werden kann.

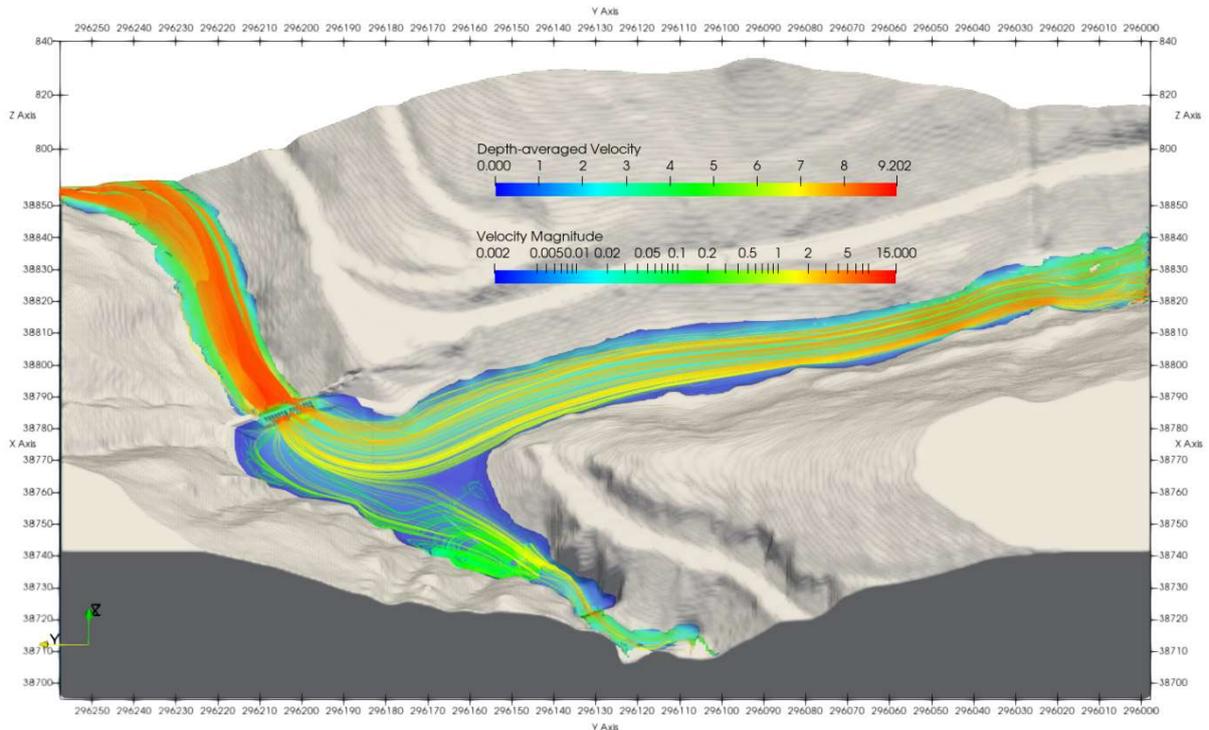


Abbildung 73: Rindbach - Szenario 3, Übersicht über das Simulationsgebiet bei 5.000 m³ Verlandungskubatur

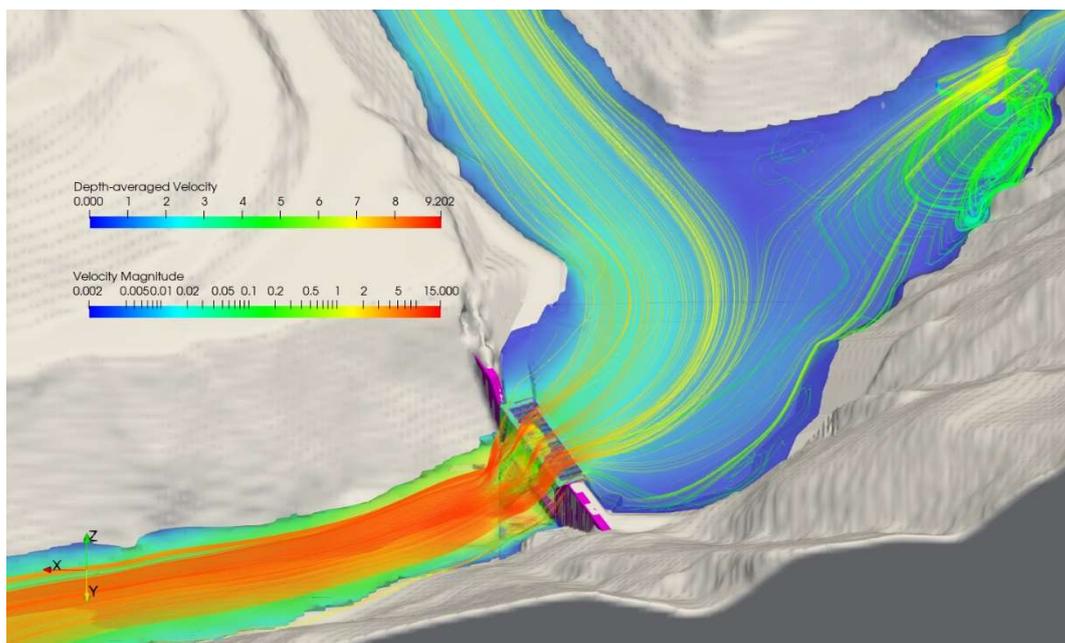


Abbildung 74: Nahbereich der Filtersperre mit Überfall über die Abflussection und geringen Kehrwasserströmungen im Stauraum und 5.000 m³ Verlandungskubatur

8 FAZIT

Im Rahmen dieser Masterarbeit wurden mit Hilfe der numerischen Simulationssoftware FLOW-3D unterschiedliche Rechenabstände und Bautypen zur Optimierung der Geschiebemanagement in Wildbächen untersucht. Die Geschiebemanagement (vgl. Kap. 2) stellt dabei bereits in der Planungsphase von Verbauungskonzepten einen zentralen Aspekt dar und kann auf verschiedenste Arten (vgl. Kap. 3) erfolgen. Vor allem bei einem fluvialen oder murartigen Feststofftransport greifen Schutzmaßnahmen bereits in den Verlagerungsprozess ein und schwächen so ein Ereignis auf ein unschädliches Maß ab. (ONR 24800, 2009) Dazu haben sich insbesondere Bauwerke mit dem Funktionstyp Dosierung und Filterung als praktikabel erwiesen, wobei nach heutigem Stand der Technik hauptsächlich Rechenkonstruktionen (vgl. Kap. 4.1.2) und in besonderen Fällen Netze (vgl. Kap. 4.1.3) verwendet werden. (Bergmeister & Suda, 2020) Bei der Realisierung von Rechenkonstruktionen spielt die lichte Weite sowie die lichte Höhe eine wesentliche Rolle, da sich diese direkt auf die Geschiebemanagement im Wildbacheinzugsgebiet auswirken. (Bergmeister, et al., 2009)

Deshalb zielt diese Arbeit darauf ab, mit Hilfe der numerischen Simulationssoftware FLOW-3D variierende Rechenabstände zu modellieren und dabei einen günstigen Rechenabstand herauszufinden sowie die Geschiebemanagement im Wildbacheinzugsgebiet zu optimieren. Dafür wurden Simulationen im Rechteckgerinne mit eingefügter Filterkonstruktion durchgeführt. Genau genommen wurden die Bautypen „Schrägrechen mit Fußscheiben“ sowie „Mehrfach geknickter Rechen“ mit lichten Weiten von $1,0 \times d_{90}$ bis $2,0 \times d_{90}$ in einem Rechteckgerinne (Sohlneigung 2,50 %) untersucht, wobei auch der Einfluss einer lichten Höhe von $2,0 \times d_{90}$ bei Filterbauwerken analysiert wurde. Für diese Untersuchungen und Analysen wurden die Fließtiefen, Fließgeschwindigkeiten, sohnnahe Schubspannungen, Froude-Zahlen, Energiehöhen sowie der Abstand zur Stauwurzel des hydraulischen Rückstaus und die Position des Fließwechsels dokumentiert und verglichen. Basierend auf diesen Daten wurden in Folge Rückschlüsse auf die vorherrschende Strömungsdynamik und den damit zusammenhängenden Geschiebetransport gezogen.

Insgesamt wurden in dieser Arbeit 60 Simulationen im Rechteckgerinne durchgeführt und ausgewertet. Die Ergebnisse der Auswertungen zeigen dabei auf, dass beim Bautyp „Schrägrechen mit Fußscheiben“ Rechenabstände von $1,4 \times d_{90}$ und $1,6 \times d_{90}$

den Geschiebetransport bei variierenden Durchflüssen ($50 \text{ m}^3/\text{s}$ – $150 \text{ m}^3/\text{s}$) besonders begünstigen (vgl. Kap. 7.2). Beim Bautyp „Mehrfach geknickter Rechen“ zeichnet sich ein ähnliches Bild ab. In diesem Fall ist eine lichte Weite von $1,5 \times d_{90}$ in Kombination mit einer lichten Höhe von $2,0 \times d_{90}$ sowohl für den Geschiebetransport als auch in Hinblick auf die Strömungsdynamik am besten geeignet (vgl. Kap. 7.3).

Grundsätzlich wurde bei den Simulationen im Rechteckgerinne festgestellt, dass die Schubspannungen im stark durch den hydraulischen Rückstau beeinflussten Bereich am geringsten sind und im unmittelbaren Nahbereich des Rechens zum Teil wieder signifikant zunehmen. Weiters geht bei Mittel- und Niederwasserabflüssen ($100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$) hervor, dass bei mittleren Rechenabständen mit lichter Höhe der Geschiebetransport meistens aufrecht erhalten bleibt. Dies hat insbesondere bei einer abklingenden Hochwasserwelle sowie bei kleinen Hochwässern den Vorteil, dass im Verlandungsraum der Sperre ein Selbstreinigungseffekt auftritt und infolgedessen die Verlandungen kontinuierlich bis zu einem gewissen Grad allein durch die Wasserkraft wieder abgetragen werden. Dieser Effekt trägt also auch zu einer optimalen Geschiebemanagement im Wildbacheinzugsgebiet sowie in dessen Vorfluter bei und ist von besonderer limnologischer und gewässerökologischer Bedeutung. Außerdem bietet der Spüleffekt auch einen monetären Vorteil, da bei einer Teilverlandung des Stauraums der Sperre jener nicht oder nur bedingt maschinell geräumt werden muss.

Im Zusammenhang mit den bereits aufgezeigten Ergebnissen ist jedoch festzuhalten, dass all diese Resultate und Rückschlüsse auf Simulationen im Rechteckgerinne basieren und unter idealen Verhältnissen (ohne Wandreibungen, ohne Wildholzeintrag, ohne Vorverlandung, etc.) durchgeführt wurden. Daher sind die Ergebnisse aus den Analysen als idealisiert anzusehen und nur für die modellierten Bautypen „Schrägrechen mit Fußscheiben“ sowie „Mehrfach geknickter Rechen“ gültig. Dementsprechend können die gewonnenen Erkenntnisse nicht verallgemeinert werden, weshalb es im Anschluss an diese Arbeit erstrebenswert wäre, geometrische Parameter wie bspw. die Sohlneigung (aktuell: 2,50 %), die Filterkonstruktionsbreite (aktuell: 12,00 m) sowie die Rechenstabgeometrie (aktuell: rechteckig) in den Simulationen zu variieren. Dadurch können die Ergebnisse überprüft und ggf. allgemein gültige Aussagen zu günstigen Rechenabständen in Hinblick auf die Geschiebemanagement getroffen werden. Ebenso würde in weiterführenden Untersuchungen die Möglichkeit bestehen, Simulationen mit dem Bautyp „Mehrfach

geknickter Rechen“ mit zusätzlichen lichten Weiten und Höhen sowie variierenden geometrischen Parametern durchzuführen, um die bestehenden Daten zu verdichten. Außerdem wurde für die Analysen des Geschiebetransports die Annahme korngößenspezifischer Mindestschubspannungen getroffen $\tau_{c LW75}$, um den Verlagerungsprozess theoretisch zu quantifizieren. Dazu wurde die Formel nach Meyer-Peter und Müller für die kritische Schubspannung bei geringen Sohlneigungen verwendet (vgl. Kap. 2.2.3). Diese Formel ist in diesem Zusammenhang allerdings nur noch bedingt gültig, wenn die Sohlneigung im Simulationsgebiet vergrößert werden würde. Zudem könnten auch andere Ansätze zur Bestimmung des Geschiebetransportbeginns verfolgt werden. Allerdings ist dabei zu berücksichtigen, dass bei den unterschiedlichen Ansätzen verschiedene kritische Schubspannungen herangezogen werden und sich daher eine gewisse Schwankungsbreite ergibt. Auch die verwendeten korngößenspezifischen Mindestschubspannungen $\tau_{c LW75}$ in dieser Arbeit sind lediglich als Richtwert anzusehen. Abgesehen davon wurde im Zuge der Literaturrecherche ersichtlich, dass der Geschiebetransportprozess im Flussbau deutlich umfangreicher als bei Wildbächen thematisiert wird. Dahingehend gibt es unzählige Formelwerke zur Berechnung des Geschiebetransportbeginns unter verschiedensten Annahmen wie bspw. der Deckschichtbildung, aber nur relativ wenige Ansätze zur Berechnung dieses ohne Deckschicht und hohen Korngrößenverteilungen.

Neben den Simulationen im Rechteckgerinne wurden auch Simulationen am oberösterreichischen Rindbach durchgeführt. Durch die Simulation drei verschiedener Szenarien (vgl. Kap. 6.3.1) mit dem Abfluss des 150-jährlichen Bemessungsereignisses konnten wertvolle Erkenntnisse in Hinblick auf die Strömungsdynamik im Verlandungsraum sowie im Nahbereich einer geplanten Sperre mit Filterkonstruktion gewonnen werden. Beispielsweise konnte durch die Simulationen in FLOW-3D die Bildung von Kehrwasserströmungen abgebildet werden. Zudem konnte durch den Vergleich zweier Simulationen, bei denen eine Simulation einen stationären und die andere einen teilweise instationären Abfluss aufwies, festgestellt werden, dass die Auswirkungen dieser Einströmrandbedingung nicht maßgeblich sind. Außerdem wurde durch die Simulationen des Szenarios 3 aufgezeigt, dass erst bei einer Vorverlandung von 5.000 m³ ein Abfluss über die Abflusssektion stattfindet. Ein unerwünschtes Überborden der Sperrenflügel tritt in diesem Fall allerdings nicht auf. Im Endeffekt konnte bei jeglichen Simulationen des

Rindbachs ein hydraulischer Nachweis über die Ertüchtigung des Sperrnbauwerks erbracht werden.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass sich die Simulationssoftware FLOW-3D als ein praktikables Tool zur Modellierung von hydraulischen Prozessen im Rechteckgerinne erweist. Auch die Simulationen am Rindbach haben gezeigt, dass eine dreidimensionale Simulation durchaus neue Erkenntnisse liefern und zu einem erleichterten Prozessverständnis beitragen kann. Jedoch wurden die Möglichkeiten der Software in Bezug auf Geschiebetransport und Wildholz im Abflussprozess noch lange nicht ausgeschöpft. Da derzeit allerdings nur wenige Referenzmodelle und Daten zur Modellkalibrierung und Validierung vorhanden sind, besteht dahingehend durchaus noch Forschungsbedarf, um auch die Module „Sediment Scour Model“ (für die Modellierung von Geschiebetransportprozessen) sowie „General Moving Objects Model“ (für Wildholz im Abflussprozess) erfolgreich in der Praxis zu implementieren. Letztendlich geht aus dieser Arbeit auch hervor, dass die Simulationsergebnisse aus FLOW-3D und deren Analysen nicht nur für das Fachgebiet bereichernd, sondern auch ökonomisch vorteilhaft sind, da mit Hilfe von FLOW-3D die Variabilität bei der Modellierung von verschiedenen Bautypen im Vergleich zu physikalischen Modellversuchen einen geringeren Zeit- und Kostenaufwand darstellt. (Rousselot, et al., 2012) Außerdem ist im Postprocessing sowie in den weiterführenden Untersuchungen eine sehr detaillierte Ergebnisdarstellung möglich, wodurch die Auswirkungen von bspw. verschiedenen Rechenabständen auf die Strömungsdynamik sowie die auftretenden Schubspannungen erst sichtbar werden. Vor allem für die Entwicklung von neuen Filterkonstruktionstypen eignet sich daher die Simulationssoftware FLOW-3D hervorragend, wobei nach Möglichkeit auch an die Ergebnisse dieser Arbeit angeknüpft werden kann.

9 VERZEICHNISSE

9.1 Literaturverzeichnis

- Bechteler, W., 2006. *ALPRESERV - Sedimentquellen und Transportprozesse*. 2. Auflage Hrsg. Neubiberg: Universität der Bundeswehr München - Institut für Wasserwesen.
- Bergmeister, K. & Suda, J., 2020. Wildbachsperrren. In: *Betonkalender 2020*. Wien: Wilhelm Ernst & Sohn GmbH, pp. 501-719.
- Bergmeister, K., Suda, J., Hübl, J. & Rudolf-Miklau, F., 2009. *Schutzbauwerke gegen Wildbachgefahren - Grundlagen, Entwurf und Bemessung, Beispiele*. Berlin: Ernst & Sohn, Verlag für Architektur und technische Wissenschaft GmbH & Co. KG.
- Bezzola, G. R., 2002. *Fliesswiderstand und Sohlenstabilität natürlicher Gerinne unter besonderer Berücksichtigung des Einflusses der relativen Überdeckung*. Mitteilung 173 Hrsg. Zürich: Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich.
- BMLRT, 2020. *Österreichs Exposition für Alpine Naturkatastrophen*. Wien: Bundesministerium für Landwirtschaft, Regionen und Tourismus.
- BMLRT, 2020. *Wasserrahmenrichtlinie (2000/60/EG)*. Wien: Bundesministerium für Landwirtschaft, Regionen und Tourismus.
- Bollrich, G., 2000. *Technische Hydromechanik Band 1*. 5. veränderte Auflage Hrsg. Berlin: HUSS-MEDIEN GmbH, Verlag Bauwesen.
- Brenner, F. & Moser, M., 2018. Konstruktionstypen zur Feststoffbewirtschaftung; Erfahrungen und Beispiele aus der Praxis der Sektion Salzburg. *Zeitschrift für Wildbach-, Lawinen-, Erosions- und Steinschlagschutz; Sperrrenbau - Sperrrentypen - Sperrrenfunktionen*, 82. Jg.(181), pp. 64-76.
- Busch, E. & Matzl, A., 2015. *Hydraulische Modellversuche zur Optimierung von kronenoffenen Sperrren*. Wien: Universität für Bodenkultur Wien - Institut für Alpine Naturgefahren.
- Carter, M. & Starobin, A., 2011. *Modeling Volume Changes and High Temperatur Microstructure in Cast Iron*, s.l.: Flow Science.
- Dittrich, A., Rosport, M. & Badde, O., 1992. *Untersuchungen zum Stabilitätsverhalten von Gerinnesohlen*. Karlsruhe: Institut für Wasserbau und Kulturtechnik der Universität Karlsruhe.
- ENTWURF ÖNORM B 4800, 2021. *Schutzbauwerke der Wildbachverbauung; Begriffe, Einwirkungen, Entwurf, Bemessung und Erhaltung*. Wien: Österreichisches Normungsinstitut.
- EP und RAT, 2000. *Richtlinie 2000/60/EG*. Straßburg: Europäisches Parlament und Rat der europäischen Union.

- Fäh, R., 1997. *Numerische Simulation instationärer Freispiegel-Abflüsse, mit Berücksichtigung der Wechselwirkung von Strömung, Sedimenttransport und Gerinnemorphologie*. Zürich: Eidgenössische Technische Hochschule Zürich.
- Fehr, R., 1987. Einfache Bestimmung der Korngrößenverteilung von Geschiebematerial mit Hilfe der Linienzahlanalyse. *Schweizer Ingenieur und Architekt*, 105(38), pp. 1104-1109.
- Ferziger, J. H. & Peric, M., 2008. *Numerische Strömungsmechanik*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag.
- Feurich, D. R., 2021. *Funktionsweise von FlowSight und FLOW-3D POST* [Interview] (12 04 2021).
- Flow Science Deutschland GmbH, 2020. *Flow Science Deutschland*. [Online] Available at: <https://www.flow3d.de/unternehmen/firmenprofil.html> [Zugriff am 06 03 2022].
- Flow Science Inc., 2021. *FLOW-3D® Version 12.02.03 Users Manual*, Santa Fe, NM: Flow Science, Inc. <https://www.flow3d.com>.
- Franco, A. et al., 2020. The 1958 Lituya Bay tsunami - pre-event bathymetry reconstruction and 3D numerical modelling utilising the computational fluid dynamics software Flow-3D. *Nat. Hazards Earth Syst. Sci.*, 20(8), p. 2255–2279.
- G.U.N.T. Gerätebau GmbH, 2021. *Grundlagen des Sedimenttransports*. Hamburg: G.U.N.T. Gerätebau GmbH.
- Gabl, R., Gems, B., Cesare, G. D. & Aufleger, M., 2014a. Anregungen zur Qualitätssicherung in der 3-D-numerischen Modellierung mit FLOW-3D. *WasserWirtschaft*, pp. 15-20.
- Gabl, R. et al., 2014b. 8. Numerical Simulations in Hydraulic Engineering. In: *Computational Engineering*. Innsbruck: Springer Verlag, pp. 195-224.
- Gabl, R., Seibl, J., Gems, B. & Righetti, M., 2017. Modellversuch und Numerik - Gegner oder Partner. *WasserWirtschaft*, pp. 14-20.
- Gehrig, W., 1981. Die Berechnung des Geschiebetriebanfanges. In: *Mitt.-Bl d. BAW Nr. 50*. Karlsruhe: Bundesanstalt für Wasserbau, pp. 21-39.
- Gems, B., 2012. *Entwicklung eines integrativen Konzeptes zur Modellierung hochwasserrelevanter Prozesse und Bewertung der Wirkung von Hochwasserschutzmaßnahmen in alpinen Talschaften - Modellanwendung auf Basis einer regionalen Betrachtungsebene*. 1. Auflage Hrsg. Innsbruck: Universität Innsbruck - Institut für Infrastruktur, Arbeitsbereich Wasserbau.
- Gems, B., 2021. *Modellerstellung in der Simulationssoftware FLOW-3D* [Interview] (07 05 2021).
- Gems, B., Kammerlander, J., Moser, M. & Aufleger, M., 2020. Fluviale Feststoffereignisse. In: V. U. Press, Hrsg. *ExtremA 2019*. Wien: Vandenhoeck & Ruprecht Verlag, pp. 287-316.

- Gessler, J., 1965. *Der Geschiebetriebbeginn bei Mischungen untersucht an natürlichen Abpflästerungserscheinungen in Kanälen*. Zürich: Eidgenössische Technische Hochschule Zürich.
- Habersack, H. et al., 2012. Maßnahmen für einen modernen Flussbau betreffend Sohlstabilisierung und Flussrückbau - Granulometrische Sohlverbesserung, Bühnoptimierung, Uferrückbau und Gewässervernetzung. ÖWAV, pp. 571-581.
- Hainzer, D., 2013. *Geschiebemanagement Schöttlbach*. Wien: Universität für Bodenkultur; Institut für Alpine Naturgefahren.
- Hampel, R., 1982. Ausmaß und Bekämpfung von Wildbachkatastrophen. *Zeitschrift des Vereins der Diplomingenieure der Wildbach- und Lawinenverbauung Österreichs*, 46. Jg.(1.), pp. 1-49.
- Hartlieb, A., 2017. Schwemmholzgefahren - Gesamtbetrachtung im Einzugsgebiet und lokale Beurteilung einzelner Engstellen. In: P. Rutschmann, Hrsg. *Naturgefahren - von der Sturzflut zur Schwemmholzverklauung; Ereignisanalysen, aktuelle Forschungsvorhaben und Projekte*. Obernach: Technische Universität München - Lehrstuhl und Versuchsanstalt für Wasserbau und Wasserwirtschaft, pp. 65-74.
- Hett, U., 2008. *Numerische Strömungssimulationen*. Wuppertal: Bergische Universität Wuppertal - Institut für Grundbau, Abfall- und Wasserbau.
- Hjulström, F., 1935. *Studies of the morphological activity of rivers as illustrated by the river Fyris*. University of Uppsala: Bull of the Geological Institution of the University of Uppsala.
- Hörtnagl, R. & Neurauder, R., 2016. Behandlung von Räumgut aus Geschieberückhaltebecken. *Zeitschrift für Wildbach-, Lawinen-, Erosions- und Steinschlagschutz; Feststofftransport und Sedimentmanagement*, Issue 177, pp. 192-203.
- Hübl, J., 2006. *Report 081: Großmaßstäbliche Murenversuche Gaschiera MUR.Expo - Schesa 2006*, Wien: Universität für Bodenkultur Wien - Institut für Alpine Naturgefahren.
- Hübl, J., 2018. Schutzstrategien und Funktionen von Schutzbauwerken. *Zeitschrift für Wildbach-, Lawinen-, Erosions- und Steinschlagschutz; Sperrenbau - Sperrentypen - Sperrenfunktionen*, Issue 181, pp. 34-44.
- Hübl, J., Agner, P. & Fuchs, S., 2007. *IAN Report 90 - Optimierung der Gefahrenzonenplanung: Weiterentwicklung der Methoden der Gefahrenzonenplanung*, Wien: Universität für Bodenkultur Wien - Institut für Alpine Naturgefahren.
- Hübl, J. et al., 2013. *IAN REPORT 155 - Ereignisdokumentation 2013*, Wien: Universität für Bodenkultur - Institut für Alpine Naturgefahren.
- Hunziker, R. P., 1995. *Fraktionsweiser Geschiebetransport*. VAW Mitteilung 138 Hrsg. Zürich: Eidgenössische Technische Hochschule Zürich - Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie.

- Jäger, G. & Moser, M., 2013. Beeinflussung des Geschiebetriebes durch Geschiebestausperren auf regulierte Unterlaufgerinne mit Hilfe von Berechnungen und 1D Abflusssimulationsmodelle. *Dresdner Wasserbauliche Mitteilungen* 48, pp. 287-295.
- Jäger, G. & Moser, M., 2016. *Optimierung von Schutzbauwerken zur Geschiebe- und Wildholzbewirtschaftung auf Basis von physikalischen Modellversuchen*. Wallgau: Technische Universität München, Ingenieur fakultät Bau Geo Umwelt.
- Jungwirth, M., 2003. EU-WRRL: Konsequenzen für den modernen Schutzwasserbau aus ökologischer Sicht. In: BMLFUW, Hrsg. 20. *Flussbautagung; LIFE-SYMPOSIUM*. Wien: s.n., pp. 56-78.
- Kaitna, R., Moser, M. & Delgo, L., 2016. Rheologische und numerische Untersuchung zur Parametrisierung der Muren-Simulationssoftware FLOW-2D. *Zeitschrift für Wildbach-, Lawinen-, Erosions- und Steinschlagschutz*, pp. 74-85.
- Klar, R., 2016. *Langzeitsimulation des Geschiebetransports in alpinen Tälern - Weiterentwicklung von Methoden zur Modellierung der langfristigen Sohllagenentwicklung und zur Ermittlung von Hochwassergefahren in inneralpinen Tälern*. Innsbruck: Leopold-Franzens-Universität Innsbruck - Fakultät für technische Wissenschaft.
- Koll, K., 2002. *Feststofftransport und Geschwindigkeitsverteilung in Raugerinnen*. Karlsruhe: Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH) - Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen.
- Koll, K., 2013. *Untersuchungen des Geschiebetransports auf statischen Decksichten*. Braunschweig: Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig - Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltschaften.
- Kresser, W., 1964. *Gedanken zur Geschiebe- und Schwebstoffführung der Gewässer*. s.l.:ÖWW.
- Lamb, M. P., Dietrich, W. E. & Venditti, J. G., 2008. Is the critical Shields stress for incipient sediment motion dependent on channel-bed slope?. *Journal of geophysical research*, Issue 113, pp. 1-20.
- Larcher, M. & Armanini, A., 2018. Schlitzsperrren zur hydrodynamischen Kontrolle der Sedimente. *Zeitschrift für Wildbach-, Lawinen-, Erosions- und Steinschlagschutz; Sperrrenbau - Sperrrentypen - Sperrrenfunktionen*, Issue 181, pp. 274-279.
- Laurien, E. & Oertel jr., H., 2018. *Numerische Strömungsmechanik. Grundlagen und Modelle - Lösungsmethoden - Qualität und Genauigkeit*. 6. Auflage Hrsg. Stuttgart: Springer Vieweg.
- Leys, E., 1976. *Die technischen und wirtschaftlichen Grundlagen in der Wildbachverbauung der großdoligen und der kronenoffenen Bauweise*. Wien: Universität für Bodenkultur Wien.

- Luzian, R. et al., 2002. *Wildbäche und Muren - Eine Wildbachkunde mit einer Übersicht von Schutzmaßnahmen der Ära Aulitzky*. Innsbruck: Forstliche Bundesversuchsanstalt - Institut für Lawinen- und Wildbachkunde.
- Malcherek, A., 2019. *Fließgewässer - Hydraulik, Hydrologie, Morphologie und Wasserbau*. Wiesbaden: Springer Fachmedien GmbH.
- Mason, B., 1998. *Die Kunst des Kanufahrens. Der Canadier. Deutsche Bearbeitung von Arno Gatz und Elmar Engel*. 6. Auflage Hrsg. Köln (DEU): Gatz - Verlag für Sport, Natur und Freizeit.
- Mayer, R., Mölk, M., Schmid, R. & Stepanek, L., 2003. *ETAIP Handbuch Detailebene. "Gesamtheitliche Erfassung und Bewertung von Erosions- und Transportvorgängen in Wildbacheinzugsgebieten"*. Wien: BMLRT.
- Moser, M. & Pfitscher, M., 2018. *Anwendungen, Erfahrungen und Probleme unterschiedlicher Bautypen der Wildbachverbauung anhand von Fallbeispielen*. Wien: Autonome Provinz Bozen - Agentur für Bevölkerungsschutz - Amt der Wildbach- und Lawinenverbauung Ost.
- Nachtnebel, H.-P., 2008. *Konstruktiver Wasserbau und Flussgebietsmanagement*. Wien: Universität für Bodenkultur Wien - Institut für Wasserwirtschaft und konstruktiven Wasserbau.
- ONR 24800, 2009. *ONR 24800 Schutzbauwerke der Wildbachverbauung - Begriffe und ihre Definition sowie Klassifikation*. Wien: Österreichisches Normeninstitut (ON).
- ONR 24802, 2011. *ONR 24802 Schutzbauwerke der Wildbachverbauung - Projektierung, Bemessung und konstruktive Durchbildung*. Wien: Österreichisches Normeninstitut (ON).
- ÖWAV, 2003. *Gestaltung von Fließgewässern auf Schwemmkegeln im dicht besiedelten alpinen Raum*. Heft 146 Hrsg. Wien: Selbstverlag des Österreichischen Wasser- und Abfallwirtschaftsverbandes.
- ÖWAV, 2007. *Fließgewässermodellierung - Arbeitsbehelf Hydrodynamik. Grundlagen, Anwendung und Modelle für die Praxis*. Wien: Selbstverlag des Österreichischen Wasser- und Abfallwirtschaftsverbandes.
- ÖWAV, 2011. *Fließgewässermodellierung - Arbeitsbehelf Feststofftransport und Gewässermorphologie*. Wien: Selbstverlag des Österreichischen Wasser- und Abfallwirtschaftsverbandes.
- Patt, H. & Gonsowski, P., 2011. *Wasserbau - Grundlagen, Gestaltung von wasserbaulichen Bauwerken und Anlagen*. 7. Auflage Hrsg. Heidelberg Dordrecht London New York: Springer-Verlag.
- Phillips, C. J. & Davies, T. R. H., 1991. Determining rheological parameters of debris flow material. *Geomorphology*, pp. 101-110.
- Piton, G. & Recking, A., 2015. Design of Sediment Traps with Open Check Dams. I: Hydraulic and Deposition Processes. *Journal of Hydraulic Engineering*, pp. 1-16.

- Rapp, C., 2017. *Hydraulik für Ingenieure und Naturwissenschaftler*. Wiesbaden: Springer Vieweg.
- Recking, A., 2009. Theoretical development on the effects of changing flow hydraulics on incipient bed load motion. *Water Resources Research*, Issue 45, pp. 1-16.
- Rickenmann, D., 2014. *Methoden zur quantitativen Beurteilung von Gerinneprozessen in Wildbächen*, Birmensdorf: Eidg. Forschungsanstalt für Wald, Schnee und Landschaft WSL.
- Rickenmann, D., Brauner, M. & Kaitna, R., 2012. Gerinneabfluss und Feststofftransport. In: *Naturgefahren*. Wien: Universität für Bodenkultur - Institut für Alpine Naturgefahren, pp. 3-32.
- Rimböck, A., 2006. Netzsperrn zum Schwemmholtzrückhalt - Anwendungsbereich und Bemessungskonzept. *Österreichische Wasser- und Abfallwirtschaft*, 58. Jg.(3-4), pp. a11-a14.
- Rousselot, P., Vetsch, D. & Fäh, R., 2012. *Merkblatt-Sammlung Wasserbau und Ökologie. Merkblatt 7. Numerische Fließgewässer-Modellierung*, Bern: Bundesamt für Umwelt (BAFU).
- Rudolf-Miklau, F. & Patek, M., 2004. Geschiebemanagement in Wildbacheinzugsgebieten im Einklang mit der EU-Wasserrahmenrichtlinie. *INTERPRAEVENT 2004 - Riva/Trient*, pp. 207-216.
- Sattler, K. & Mehlhorn, S., 2020. Überblick alpiner Naturgefahren in Österreich. In: V. U. Press, Hrsg. *ExtremA 2019; Aktueller Wissensstand zu Extremereignissen alpiner Naturgefahren in Österreich*. Göttingen: Vandenhoeck & Ruprecht GmbH & Co. KG, pp. 45-57.
- Schiffer, M., 2007. Netzsperrn - Die kostengünstige Alternative?. *Zeitschrift für Wildbach-, Lawinen-, Erosions- und Steinschlagschutz; Sektion Oberösterreich*, 71. Jg.(156), pp. 152-157.
- Schwindt, S., Franca, M. J. & Schleiss, A. J., 2018. Teildurchgängige Geschiebesammler für sicheren Rückhalt. *WasserWirtschaft*, Issue 4, pp. 18-23.
- Steinfeld, T., 2021. *Mathepedia*. [Online]
Available at: <https://mathepedia.de/Zylinderkoordinaten.html>
[Zugriff am 23 05 2021].
- Sturm, M. et al., 2017. Validierung experimenteller und 3-D-numerischer Untersuchungen zur Einwirkung hydrodynamischer Fließprozesse auf Objekte. *WasserWirtschaft*, 107(6), pp. 21-27.
- Umweltbundesamt GmbH, 2022. *umweltbundesamt*. [Online]
Available at: <https://www.umweltbundesamt.at/news210624>
[Zugriff am 16 04 2022].
- Van Rijn, L. C., 1993. *Principles of sediment transport in rivers, estuaries and coastal seas*. Amsterdam: Aqua Publications.

- Volkwein, A., 2014. *Flexible Murgangbarrieren – Bemessung und Verwendung*, Birmensdorf: Eidg. Forschungsanstalt für Wald, Schnee und Landschaft WSL.
- Wendeler, C., Hofmann, H., Stieglitz, L. & Berger, C., 2018. Spezielle Netzbauwerke gegen Murgang: Hüpach Projekt als Fallbeispiel. *Zeitschrift für Wildbach-, Lawinen-, Erosions- und Steinschlagschutz; Sperrenbau - Sperrentypen - Sperrenfunktionen*, Issue 181, pp. 76-85.
- WLV GBL OÖ West, 2015. *Einzugsgebietsbeschreibung des Rindbaches*, Bad Ischl: die.wildbach.
- WLV GBL OÖ West, 2017. *Einreichprojekt Rindbach*. Bad Ischl: die.wildbach.
- WLV Sektion Steiermark, 2020. *Bautypenkatalog Sperrenbau - Teil II*. Graz: Wildbach- und Lawinenverbauung, Sektion Steiermark.
- WLV, 2022. *Abfragen aus dem Wildbach- und Lawinenkataster*. Wien: Wildbach- und Lawinenverbauung.
- Zanke, U., 1990. *Der Beginn der Sedimentbewegung als Wahrscheinlichkeitsproblem*. s.l.:Wasser und Boden.
- Zanke, U., 2013. *Hydraulik für den Wasserbau*. 3. Auflage Hrsg. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag.
- Zollinger, F., 1983. *Die Vorgänge in einem Geschiebeablagerungsplatz. Ihre Morphologie und die Möglichkeit einer Steuerung*. Zürich: Eidgenössische Technische Hochschule Zürich.

9.2 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Verlagerungsprozesse.....	9
Abbildung 2: Darstellung eines AGS	12
Abbildung 3: Kräfte am Sedimentkorn an der Gerinnesohle.....	14
Abbildung 4: Kräftegleichgewicht eines Kornes auf geneigter Sohle.....	16
Abbildung 5: Shieldsdiagramm mit Bewegungsbeginn für unterschiedliche sedimentologische Korndurchmesser D^*	19
Abbildung 6: Bewegungsbeginn nach Hjulström 1935	24
Abbildung 7: Schutzbauwerke zur Geschiebewardirtschaftung	29
Abbildung 8: Mittelteil einer Geschiebefiltersperre.....	37
Abbildung 9: Sperrbautypen zur Geschiebewardirtschaftung in Wildbacheinzugsgebieten.....	38
Abbildung 10: Rechenformen mit Querträgern	41
Abbildung 11: Rechenformen mit Scheiben bzw. Fußscheiben.....	42
Abbildung 12: VOF-Methode, eigene Darstellung	57
Abbildung 13: Netzauflösung im Zusammenhang mit der FAVOR-Methode	57
Abbildung 14: Prozessablauf der Modellkalibrierung.....	59
Abbildung 15: Versuchsaufbau des physikalischen Modells.....	60
Abbildung 16: Ausschnitt der Messpunkte im Versuchsgerinne	60
Abbildung 17: Rechenkonstruktionstyp des physikalischen Referenzmodells.....	61
Abbildung 18: 3D Modellvariante "D 20/20".....	63
Abbildung 19: Messpunkte im Simulationsgebiet „D 20/20“ – hochskaliertes FAVOR- Modell M 1:1	64
Abbildung 20: Abweichungen der Froude-Zahl im Vergleich Laborversuch M 1:30 - numerisches Modell M 1:30.....	67
Abbildung 21: Relative Abweichungen der hydraulischen Parameter im Vergleich Laborversuch M 1:30 - numerisches Modell M 1:30	68
Abbildung 22: Abweichungen der Froude-Zahl im Vergleich Laborversuch M 1:1 - numerisches Modell M 1:1	69
Abbildung 23: Relative Abweichungen der hydraulischen Parameter im Vergleich Laborversuch M 1:1 - numerisches Modell M 1:1	69
Abbildung 24: Abweichungen der Froude-Zahl im Vergleich der numerischen Modelle M 1:30 und M 1:1.....	70

Abbildung 25: Relative Abweichungen der hydraulischen Parameter im Vergleich der numerischen Modelle M 1:30 und M 1:1.....	71
Abbildung 26: Abmessungen des Bautyps „Schrägrechen mit Fußscheiben“ mit einer lichten Weite von $1,0 \times d_{90}$	73
Abbildung 27: 3D-Modell des „Schrägrechens mit Fußscheiben“	74
Abbildung 28: Position der Messpunkte im Simulationsgebiet der Versuchsreihe „Schrägrechen mit Fußscheiben“	75
Abbildung 29: Abmessungen des Bautyps „Mehrfach geknickter Rechen“ mit einer lichten Weite von $1,0 \times d_{90}$ und einer lichten Höhe von $2,0 \times d_{90}$	76
Abbildung 30: 3D-Modell des „Mehrfach geknickten Rechens“ mit lichter Höhe	77
Abbildung 31: 3D-Modell des „Mehrfach geknickten Rechens“ ohne lichte Höhe	79
Abbildung 32: Übersichtskarte Einzugsgebiet Rindbach	81
Abbildung 33: Übersichtskarte mit Detailausschnitt vom geplanten Sperrenstandort in hm 53,60.....	82
Abbildung 34: Ansicht der Filtersperre lt. Plan des Einreichprojekts.....	83
Abbildung 35: Übersicht des diskretisierten Modells Rindbach	84
Abbildung 36: Abflussganglinie Rindbach HQ ₁₀₀	87
Abbildung 37: Vergleich zwischen leerem (links) und teilverfülltem (rechts) Verlandungsraum mit 5.000 m^3	88
Abbildung 38: Linienzahlanalyse Schöttlbach und damit einhergehende berechnete Schubspannungen sowie Reduktion von $\tau_c LW$ (in Grafik d90) zu $\tau_c LW75$ (in Grafik 75% von d90)	91
Abbildung 39: Auswertungsschema Schubspannungen - Geschiebetransport - Rechenabstand	94
Abbildung 40: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abweichungen von $T_{\text{Simulation}}$ ZUR Mindest-schubspannung $\tau_c LW75$ 60 m hinter der Sperre bei $200 \text{ m}^3/\text{s}$ und $300 \text{ m}^3/\text{s}$	98
Abbildung 41: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ - Überlastfall $1,0 \times d_{90}$ bei $300 \text{ m}^3/\text{s}$	98
Abbildung 42: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Schubspannung $T_{\text{Simulation}}$ 60 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$	100
Abbildung 43: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Energiehöhe h_e 60 m hinter der Sperre bei $150 \text{ m}^3/\text{s}$, $100 \text{ m}^3/\text{s}$ und $50 \text{ m}^3/\text{s}$	100

Abbildung 44: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abweichungen von $T_{\text{Simulation}}$ zur Mindestschubspannung $T_{c, LW75}$ 12 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	101
Abbildung 45: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Schubspannung $T_{\text{Simulation}}$ 12 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	102
Abbildung 46: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Energiehöhe h_e 12 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	103
Abbildung 47: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abweichungen von $T_{\text{Simulation}}$ zur Mindestschubspannung $T_{c, LW75}$ 1,2 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	104
Abbildung 48: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Schubspannung $T_{\text{Simulation}}$ 1,2 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	105
Abbildung 49: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Energiehöhe h_e 1,2 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	106
Abbildung 50: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abstand des Fließwechsels zur Filterkonstruktion aufgliedert nach unterschiedlichen Durchflüssen und Rechenabständen	107
Abbildung 51: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abstand der Stauwurzel zur Filterkonstruktion aufgliedert nach unterschiedlichen Durchflüssen und Rechenabständen	108
Abbildung 52: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Abweichungen der Abstände des Rückstaus zum Fließwechselabstand aufgliedert nach unterschiedlichen Rechenabständen und Durchflüssen.....	109
Abbildung 53: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ – Hydraulischer Rückstau hinter der Filterkonstruktion bei Durchflüssen von 50 m ³ /s bis 300 m ³ /s und variierenden Rechenabständen von 1,0 x d_{90} bis 2,0 x d_{90}	110
Abbildung 54: „Mehrfach geknickter Rechen“ - exemplarische Darstellung eines Simulationsergebnisses (lichte Weite: 1,0 x d_{90} ; lichte Höhe: 2,0 x d_{90} ; Durchfluss: 150 m ³ /s)	112
Abbildung 55: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Schubspannung $T_{\text{Simulation}}$ 100 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	113
Abbildung 56: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Energiehöhe h_e 100 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	114

Abbildung 57: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Abweichungen von $T_{\text{Simulation}}$ zur Mindestschubspannung T_c LW75 60 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	115
Abbildung 58: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Schubspannung $T_{\text{Simulation}}$ 60 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	116
Abbildung 59: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Energiehöhe h_e 60 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	116
Abbildung 60: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Abweichungen von $T_{\text{Simulation}}$ zur Mindestschubspannung T_c LW75 12 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	117
Abbildung 61: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Schubspannung $T_{\text{Simulation}}$ 12 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	118
Abbildung 62: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Energiehöhe h_e 12 m hinter der Sperre bei 150 m ³ /s, 100 m ³ /s und 50 m ³ /s	118
Abbildung 63: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Abstand des Fließwechsels zur Filterkonstruktion aufgegliedert nach unterschiedlichen Durchflüssen und Rechenabständen	119
Abbildung 64: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Abstand der Stauwurzel zur Filterkonstruktion aufgegliedert nach unterschiedlichen Durchflüssen und Rechenabständen	120
Abbildung 65: „Mehrfach geknickter Rechen“ – Abweichungen der Abstände des Rückstaus zum Fließwechselabstand aufgegliedert nach unterschiedlichen Rechenabständen und Durchflüssen.....	121
Abbildung 66: „Mehrfach geknickter Rechen“ - Froude-Zahlen bei variierender Fluidichte von 1.000 kg/m ³ und 1.200 kg/m ³ bei den Varianten 1,0 x d_{90} und 1,5 x d_{90} mit lichter Höhe	122
Abbildung 67: Rindbach - Szenario 1, Übersicht über das Simulationsgebiet	125
Abbildung 68: Rindbach - Szenario 1, Nahbereich der Filtersperre mit deutlich ausgeprägten Kehrwasserströmungen im Stauraum.....	126
Abbildung 69: Rindbach - Szenario 3, Übersicht über das Simulationsgebiet bei 1.600 m ³ Verlandungskubatur	129
Abbildung 70: Rindbach - Szenario 3, Nahbereich der Filtersperre mit deutlich verringerten Kehrwasserströmungen im Stauraum bei 1.600 m ³ Verlandungskubatur	129

Abbildung 71: Rindbach - Szenario 3, Übersicht über das Simulationsgebiet bei 2.400 m ³ Verlandungskubatur	130
Abbildung 72: Rindbach - Szenario 3, Nahbereich der Filtersperre mit geringen Kehrwasserströmungen im Stauraum bei 2.400 m ³ Verlandungskubatur.....	131
Abbildung 73: Rindbach - Szenario 3, Übersicht über das Simulationsgebiet bei 5.000 m ³ Verlandungskubatur	132
Abbildung 74: Nahbereich der Filtersperre mit Überfall über die Abflusssektion und geringen Kehrwasserströmungen im Stauraum und 5.000 m ³ Verlandungskubatur	132

9.3 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Übersicht der charakteristischen Verlagerungsprozesse in Wildbächen..	11
Tabelle 2: Shieldszahlen und deren Zustandsformen nach MPM 1949.....	23
Tabelle 3: Klassifizierung der Sohlstabilität mit Hilfe der Sohlschubspannung.....	27
Tabelle 4: Dimensionierungsansätze nach Sperrtypen	47
Tabelle 5: Steckbrief Simulation „D 20/20“ M 1:30	65
Tabelle 6: Steckbrief Simulationen "Schrägrechen mit Fußscheiben" M 1:1	75
Tabelle 7: Steckbrief Simulationen "Mehrfach geknickter Rechen“ mit lichter Höhe M 1:1	78
Tabelle 8: Steckbrief Simulationen "Rindbach" M 1:1.....	85
Tabelle 9: Rechenabstände mit der jeweiligen Korngröße und den adäquaten Schubspannungen.....	92
Tabelle 10: „Schrägrechen mit Fußscheiben“ - relativer Verbauungsgrad rVG [%] nach lichter Weite	96
Tabelle 11: „Mehrfach geknickter Rechen“ - relativer Verbauungsgrad rVG [%] nach lichter Weite und mit (m.) bzw. ohne (o.) lichter Höhe (LH)	96

9.4 Abkürzungsverzeichnis

1-D.....	Eindimensional
2-D.....	Zweidimensional
3-D.....	Dreidimensional
AGS.....	Abstrahiertes Gerinnesystem
Art.....	Artikel
BE ₁₅₀	150-jährliches Bemessungsereignis
BMLRT.....	Bundesministerium für Landwirtschaft, Regionen und Tourismus
BOKU.....	Universität für Bodenkultur Wien
CAD.....	Computer Aided Design
CFD.....	Computational Fluid Dynamics
DGM.....	digitales Geländemodell
DN.....	Nenndurchmesser
EG.....	Europäische Gemeinschaft
EU.....	Europäische Union
EZG.....	Wildbacheinzugsgebiet
F.....	Faktor
FAVOR.....	Fractional Area/Volume Obstacle Representation-Method
FDM.....	Finite-Differenzen-Methode
FEM.....	Finite-Elemente-Methode
Fr.....	Froude-Zahl
FVM.....	Finite-Volumen-Methode
GBL.....	Gebietsbauleitung
Gl.....	Gleichung
GMO.....	General Moving Object
GSE.....	Gerinnesystemelement
hm.....	Hektometer
HQ _x	Abfluss der Jährlichkeit X
IF.....	Intensitätsfaktor
Inc.....	Incorporated (Gesellschaftsform US)
IWI.....	Infrastruktur – Wasserbau – Innsbruck
LH.....	Lichte Höhe

LW	Lichte Weite
LZA	Linienzahlanalyse
MPM	Meyer-Peter & Müller
ONR	Österreichische Normen Richtlinie
OÖ	Oberösterreich
ÖWAV	Österreichischer Wasser- und Abfallwirtschaftsverband
RANS	Reynolds-Averaged Navier-Stokes equations
RAT	Rat der EU
RNG	Renormalization Group
rVG	relativer Verbauungsgrad
STB	Stahlbeton
ü. A.	über Adria
VOF	Volume of Fluid
WLV.....	forsttechnischer Dienst der Wildbach- und Lawinenverbauung
WRG.....	Wasserrechtsgesetz
WRRL.....	Wasserrahmenrichtlinie
WSP	Wasserspiegel

10 ANHANG

10.1 Bedienung und Anwendung der Software FLOW-3D

Auf den folgenden Seiten wird, basierend auf selbst erstellten Simulationen, der Aufbau sowie die Bedienung der Software FLOW-3D näher erläutert. Dabei wird auf die einzelnen Reiter des Hauptmenüs (Simulation Manager, Model Setup, Analyse und Display) sowie deren weiterführende Funktionen näher eingegangen. Für diese Arbeit wurde FLOW-3D mit der Solver-Version 12.0.2.03 und der Interface-Version 12.0.2.5 verwendet. (Flow Science Inc., 2021)

10.1.1 Simulation Manager

Der „Simulation Manager“ (vgl. Abb. A-1) wird beim Öffnen der Software FLOW-3D als Erstes angezeigt. In diesem Bereich des Programms können die einzelnen Simulationen angelegt, gestartet und der Berechnungsfortschritt überwacht werden. Um eine neue Simulation anzulegen, muss im Reiter „Files“ ein neuer Workspace (vgl. Abb. A-1) erstellt und in diesem wiederum eine neue Simulation hinzugefügt werden. Der Workspace ist dabei jener gewählter Speicherort, in welchem alle von FLOW-3D generierten Daten gespeichert werden. (Flow Science Inc., 2021)

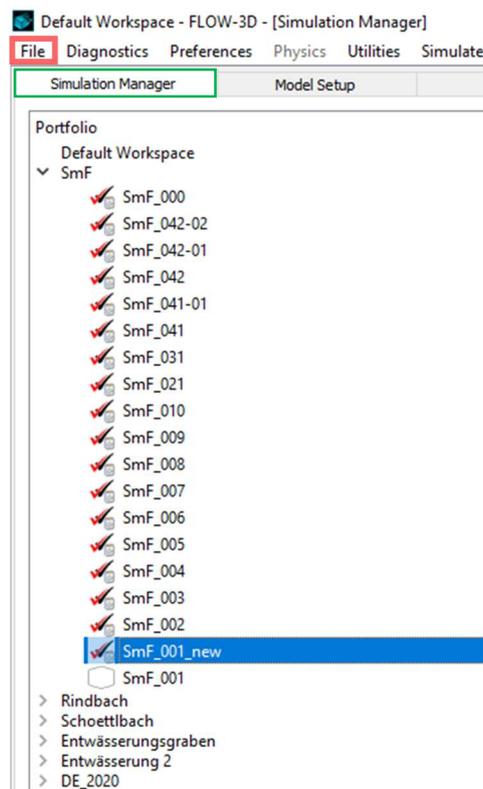


Abbildung A-1: Simulation Manager

10.1.2 Model Setup

Im Reiter „Model Setup“ wird im nächsten Schritt die Simulation erstellt. Dafür wird von FLOW-3D mit der Abfolge der Icons (vgl. Abb. A-2) eine mögliche Reihenfolge für die einzelnen Arbeitsschritte vorgegeben. (Flow Science Inc., 2021) Die Einstellungsmöglichkeiten, die hinter den jeweiligen Icons liegen, werden in den folgenden Unterkapiteln näher erläutert.

10.1.2.1 Global

Im Menü des ersten Icons „Global“ können die physikalischen Grundeinstellungen wie beispielsweise der Referenzdruck und die Referenztemperatur festgelegt werden. Diese beiden Parameter wurden in den durchgeführten Simulationen jedoch auf den Standardeinstellungen, also einem mittleren Luftdruck der Atmosphäre von 1.013 hPa und einer „Lufttemperatur“ von 0°C, belassen (vgl. Abb. A-2). (Flow Science Inc., 2021)

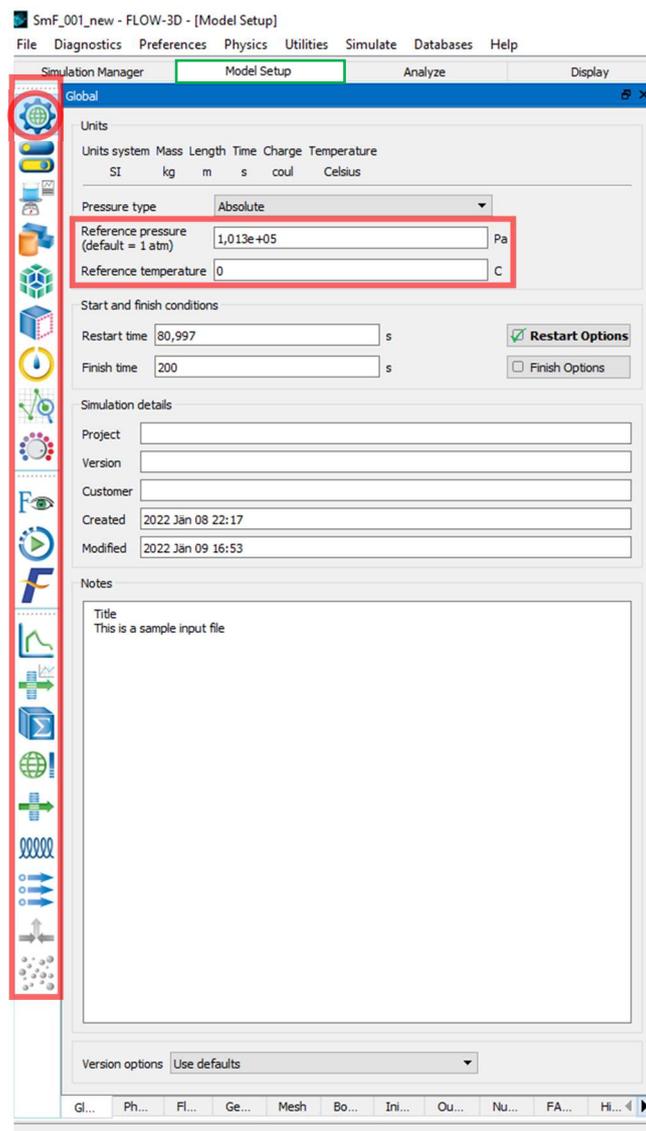


Abbildung A-2: Model Setup

In diesem Menüpunkt werden auch der Start- und Endzeitpunkt, sprich die Simulationsdauer, festgelegt. Im Zuge dieser Arbeit wurde die Simulationsdauer über einen quasi stationären Strömungszustand festgelegt. Außerdem besteht unter diesem Menüpunkt die Möglichkeit, einzelne Simulationen mit Hilfe der Funktion „Restart“ zu verknüpfen. (Flow Science Inc., 2021) Dazu wird das Ergebnis einer bereits abgeschlossenen Simulation verwendet und darauf aufbauend eine zweite Simulation berechnet. Genau genommen kann ein bereits berechnetes Modell (Annahme: Modell A) mit einem zusätzlichen, noch nicht berechneten Modell (Annahme: Modell B) verknüpft werden, sofern beide Simulationen ein identisches Simulationsgebiet besitzen. Dazu wird im Modell A der Abflussprozess ohne Rechenkonstruktion im Rechteckgerinne simuliert. Im Anschluss wird mit Hilfe der Restart-Funktion das berechnete Modell A mit dem noch nicht berechneten Modell B verknüpft. Im Modell B wird nun die Rechenkonstruktion eingefügt und die Simulation gestartet. Dieser Arbeitsschritt dient zur Vorbeugung von Berechnungsfehlern und kann zudem auch die Berechnungsdauer der Simulation B minimieren. (Gems, 2021) Wird auf den „Restart Options“-Button geklickt, öffnet sich eine Eingabemaske (vgl. Abb. A-3), in der die abgeschlossene Simulation und der Zeitpunkt, an dem die neue Simulation starten sollte, ausgewählt werden kann. (Flow Science Inc., 2021)

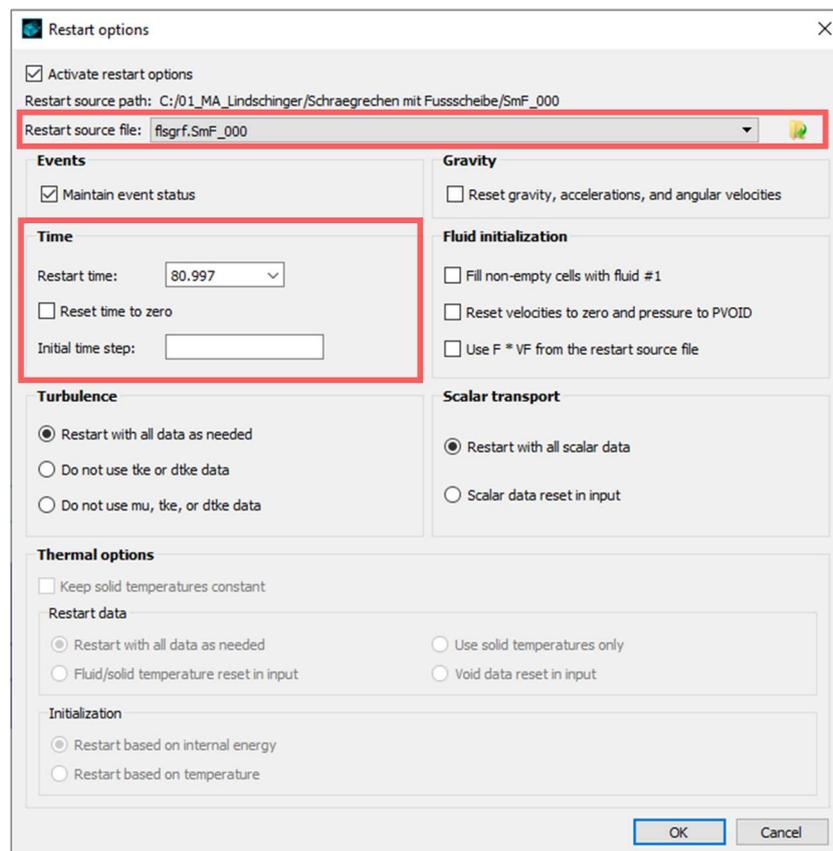


Abbildung A-3: Model Setup - Global – Restart options

10.1.2.2 Physics

Im Menüpunkt „Physics“ können die einzelnen physikalischen Module sowie die Anzahl der Fluide und dessen Kompressibilität ausgewählt werden. Zur Berechnung von freien (Wasser-)Oberflächen empfiehlt sich die Verwendung der Module „Gravity and Non-inertial Reference“ sowie „Viscosity and Turbulence“. Im Aufgabenbereich des Wasserbaus können zur Modellierung von freien (Wasser-)Oberflächen im Zusammenhang mit Geschiebe und Wildholz auch noch weitere Module wie „Sediment Scour“, „Moving & Simple Deforming Objects“ oder „Shallow Water“ eingesetzt werden. Vor allem das Modul „Sediment Scour“, ein Modell zur Berechnung der Sedimenterosion, wäre für die Simulationen dieser Arbeit vorteilhaft, jedoch gibt es keine Referenzdaten zur Kalibrierung und Validierung des Modells. Aufgrund dessen beschränkt sich die Auswahl auf die beiden Module „Gravity and Non-inertial Reference“ und „Viscosity and Turbulence“ (vgl. Abb. A-4). (Flow Science Inc., 2021); (Gems, 2021)

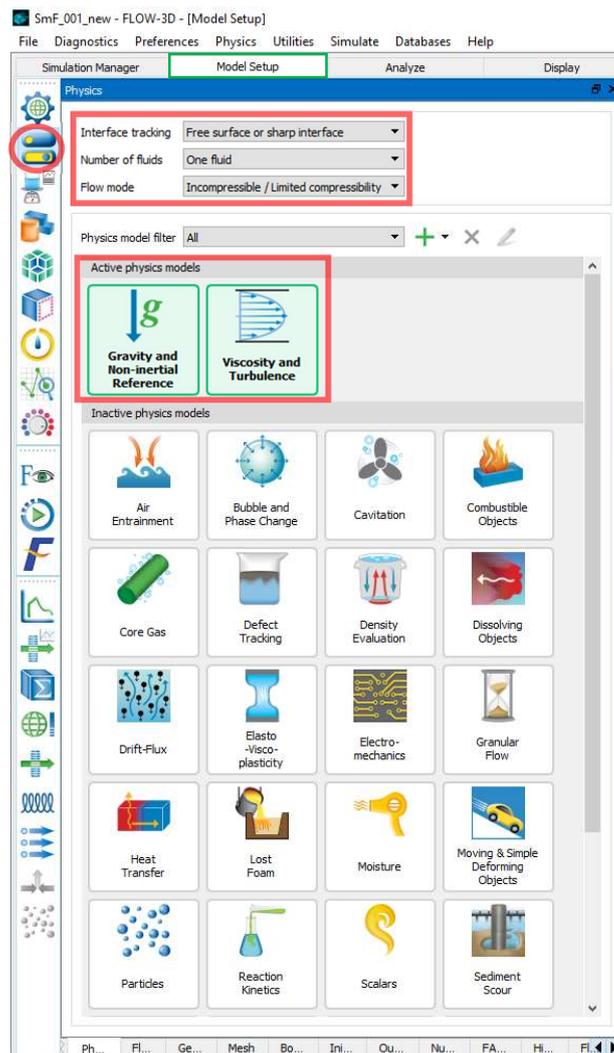


Abbildung A-4: Model Setup – Physics

Die Einstellungen im Menüpunkt „Physics“ (vgl. Abb. A-4) sowie in den jeweiligen Modulen selbst (vgl. Abb. A-5) wurden bei den Simulationen der vorliegenden Arbeit wie folgt gewählt:

Physics

Interface tracking: Free surface or sharp interface

Number of fluids: One fluid

Flow mode: Incompressible/Limited compressibility

Gravity and Non-inertial Reference

X component: 0 m/s²

Y component: 0 m/s²

Z component: -9,81 m/s²

Mit der negativen Z-Komponente wird dem Simulationsgebiet die vertikal wirkende Gravitationskraft hinzugefügt (vgl. Abb. A-5). Für Simulationen im Rechteckgerinne besteht in diesem Zusammenhang die Möglichkeit, ein Gerinne ohne Sohlgefälle zu berechnen, indem die Gravitationskraft auf die jeweilige Koordinatenachse des theoretischen Längsgefälles und die Z-Achse aufgeteilt wird. Diese Methode hat zum Beispiel den Vorteil, dass Diskretisierungsfehler von komplexen Geometrien verringert werden. (Gems, 2021)

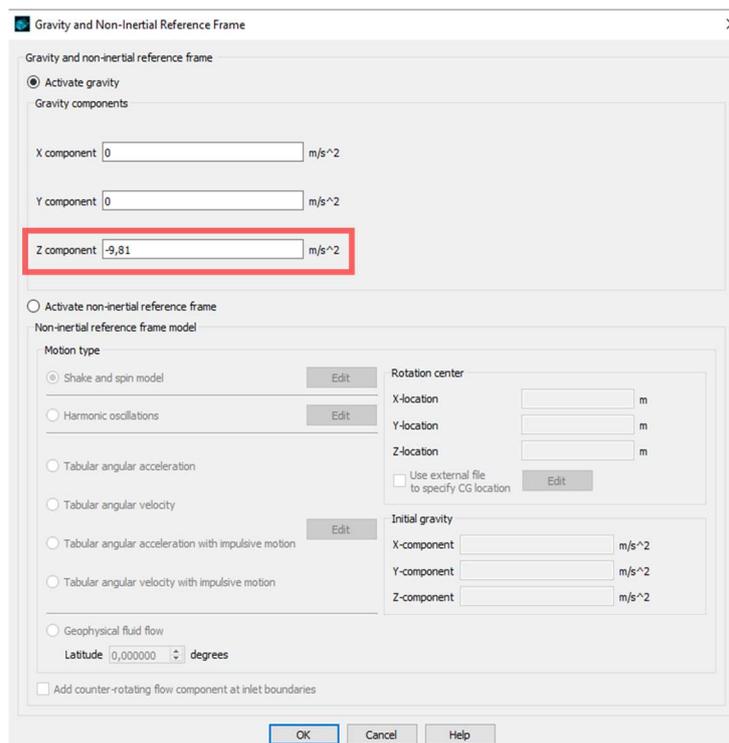


Abbildung A-5: Model Setup – Physics – „Gravity and Non-inertial Reference“

Viscosity and Turbulence

In diesem Modul wurde einerseits unter „Viscosity options“ der „Viscous flow“, spricht das Fließverhalten des Fluids bestimmt, aktiviert und andererseits ein Turbulenzmodell ausgewählt (vgl. Abb. A-6). Konkret wurde dabei das „Renormalized group (RNG) model“ verwendet, da es im Gegensatz zum $k-\varepsilon$ - Modell einen größeren Anwendungsbereich hat und vor allem Strömungen mit hohen Schubspannungen genauer beschreibt. (Flow Science Inc., 2021)

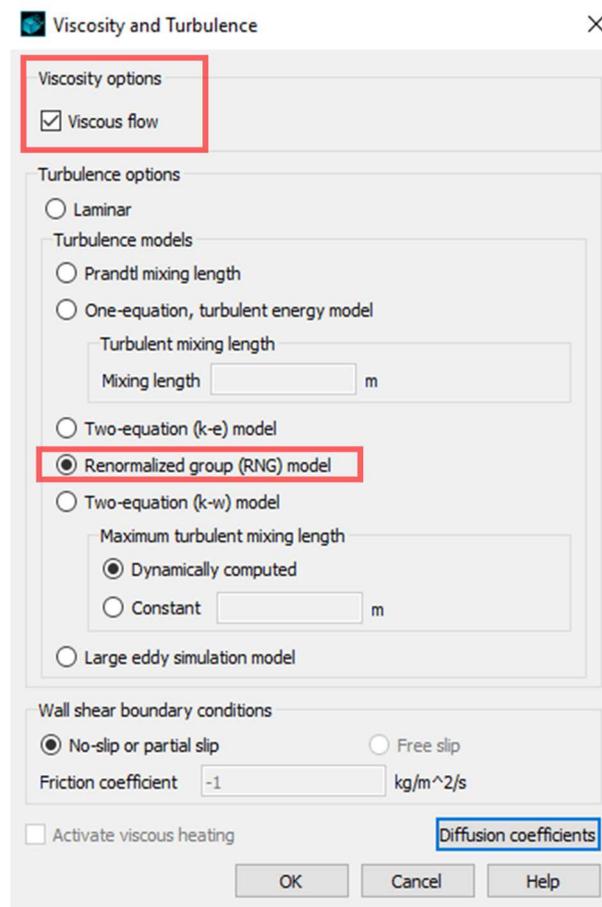


Abbildung A-6: Model Setup – Physics – „Viscosity and Turbulence“

10.1.2.3 Fluids

Im nächsten Schritt wird ein Fluid für die Simulation ausgewählt bzw. besteht auch die Möglichkeit, ein Fluid und dessen Stoffeigenschaften selbst zu definieren. Zur Auswahl steht in der Software FLOW-3D eine Datenbank mit unterschiedlichsten Fluiden, Gasen und Metallen (vgl. Abb. A-7). Im Zuge der Untersuchungen dieser Arbeit wurde ausschließlich das Fluid Wasser mit einer Temperatur von 20°C verwendet. Alle weiteren Fluidparameter wurden, mit Ausnahme einer Versuchsreihe, bei der die Fluidichte geändert wurde, auf den Standardeinstellungen belassen. (Flow Science Inc., 2021)

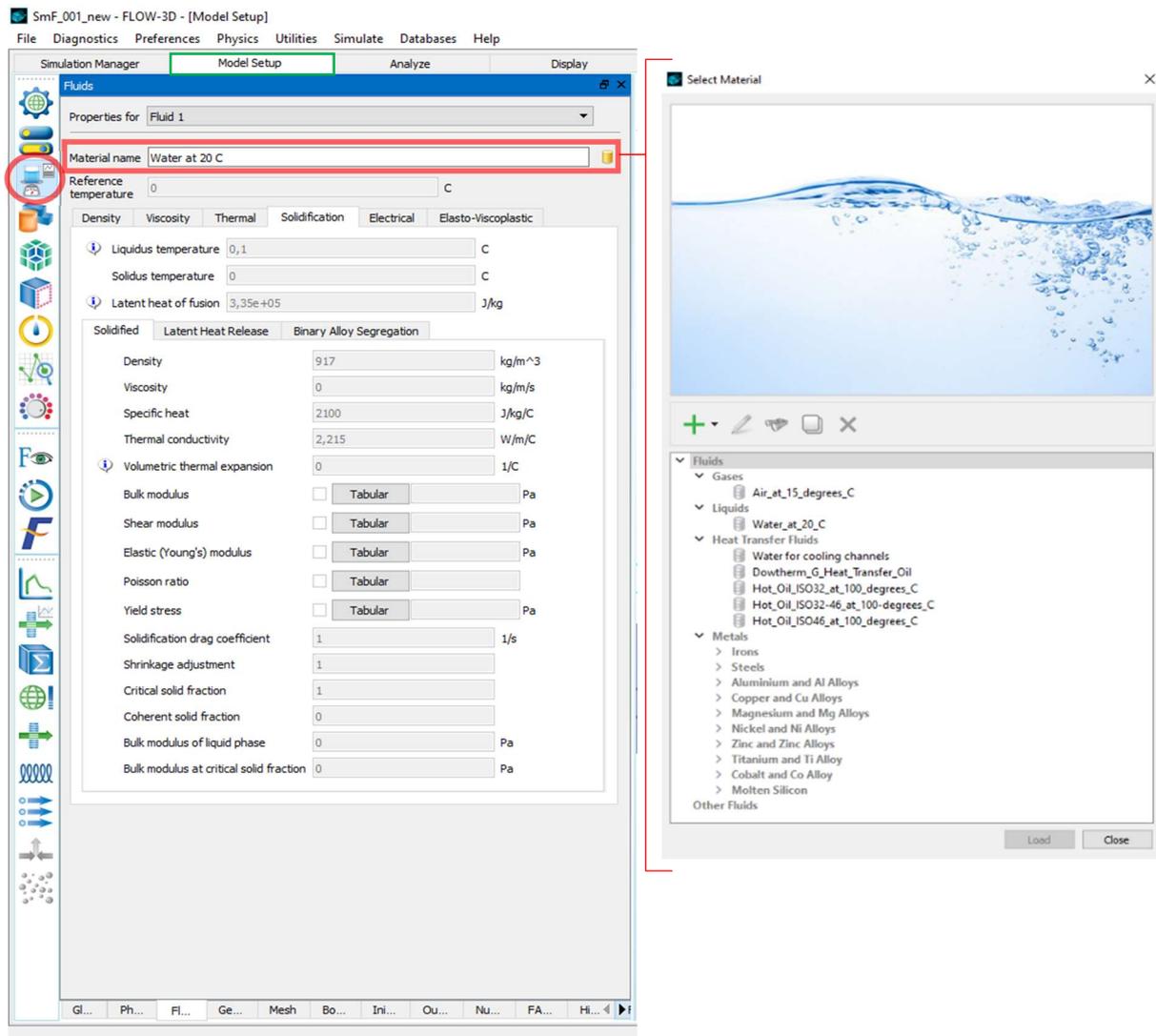


Abbildung A-7: Model Setup – Fluids – Select Material

10.1.2.4 Geometry

Im Anschluss an die Eingabe der allgemeinen Rahmenbedingungen (Global bis Fluids) werden die Geometrien (vgl. Abb. A-7) zur Simulation hinzugefügt. Diese bestehen aus einzelnen Volumenkörpern und können entweder in der Software FLOW-3D selbst erstellt, oder als externe Dateien eingefügt werden. Im Simulationsprogramm selbst können vor allem einfache geometrische Körper wie Quader oder Kegel konstruiert werden. Im Gegensatz dazu werden komplexere Geometrien in einer CAD-Software wie zum Beispiel AutoCAD oder Rhinocerus erstellt. Dabei empfiehlt es sich, aus den vorhandenen Geometrien Volumenkörper zu erstellen und diese daraufhin entweder als Textdatei (ASCII) oder als 3D-Datei (STL) zu exportieren, da nur diese beiden Dateitypen von der Software FLOW-3D eingelesen werden können. (Flow Science Inc., 2021)

Im Simulationsprogramm können in weiterer Folge die erstellten bzw. eingelesenen Geometrien mit den jeweiligen Materialeigenschaften (sog. „Component Properties“) belegt werden. Dafür steht entweder die Materialdatenbank von FLOW-3D (vgl. Abb. A-7) zur Verfügung oder die Eigenschaften werden vom Anwender selbst zu den jeweiligen Volumenkörpern hinzugefügt. Die Oberflächeneigenschaften sind bei den „Component Properties“ als eigener Unterpunkt („Surface Properties“) aufgelistet (vgl. Abb. A-8). Ein Parameter dieser Materialeigenschaften ist die Rauigkeit der Oberfläche des Volumenkörpers. Dieser Parameter wird im Simulationsprogramm „Roughness hight“ bezeichnet und in der Einheit Meter angegeben. Die Wahl dieses Werts ist von besonderer Bedeutung, da die Simulationsergebnisse je nach dessen Größe stark variieren können.

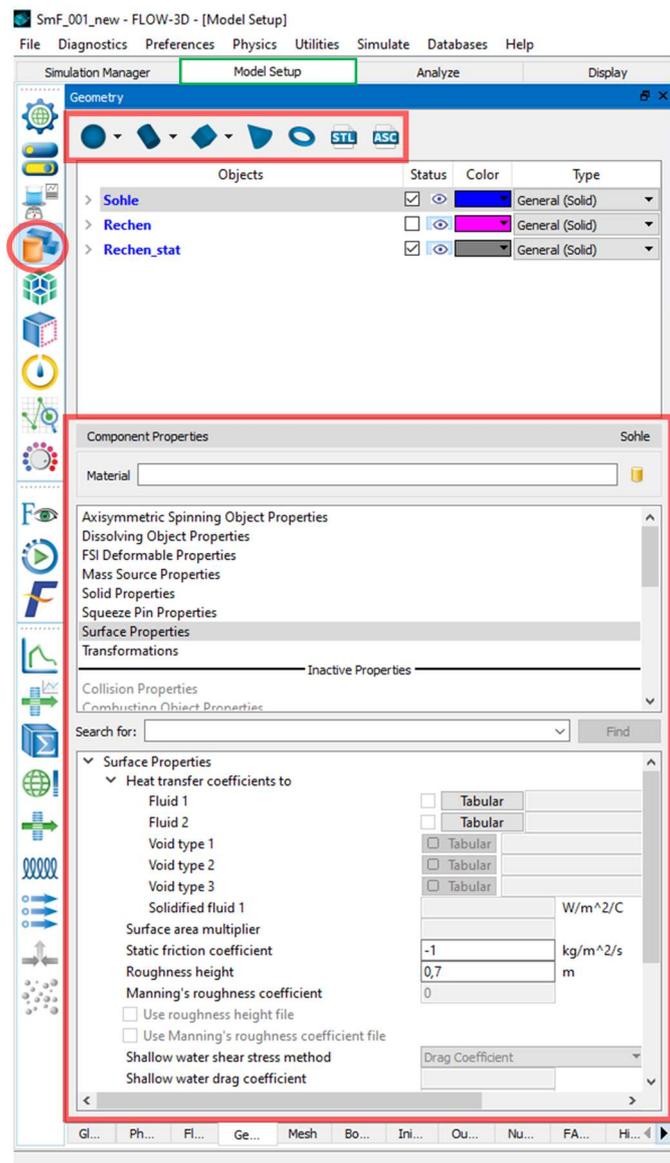


Abbildung A-8: Model Setup – Geometry

10.1.2.5 Mesh

Zur Definition eines Simulationsgebiets muss ein Berechnungsnetz („Mesh“) erstellt werden. Eine Besonderheit dieses Netzes ist die orthogonal ausgerichtete Gitterstruktur im kartesischen Koordinatensystem. (Flow Science Inc., 2021) Die Erstellung des Berechnungsnetzes erfolgt daher durch die Einstellung der räumlichen Ausdehnung der drei Koordinatenachsen X, Y und Z (vgl. Abb. A-9). Für jede Koordinatenachse kann dabei die Ausdehnung als auch die Netzgröße separat definiert werden. Die Netzgröße kann entweder durch die Eingabe der Zellengröße in Metern, oder über die Zellenanzahl, die sich aus dem Verhältnis von räumlicher Ausdehnung zu Zellengröße ergibt, festgelegt werden. In der Praxis hat sich die Angabe der Zellenanzahl je Koordinatenrichtung bewährt. (Gabl, et al., 2014a)

In der Software werden die einzelnen dreidimensionalen Berechnungsgitter als „Mesh Block“ bezeichnet. Innerhalb eines Simulationsgebiets ist es allerdings auch möglich, dass mehrere „Mesh Blocks“ ineinander verschachtelt sind, wodurch sich ein sog. „Nested Multi Mesh Block“ ergibt. Wenn nun die einzelnen „Mesh Blocks“, zum Beispiel aus Gründen der Darstellungsgenauigkeit, unterschiedliche Zellengrößen aufweisen, ist es in diesem Zusammenhang sehr wichtig, dass die kleineren Zellen immer ein Vielfaches der Größeren darstellen. Hat beispielsweise der erste „Mesh Block“ eine Zellengröße von 0,20 m, sollte der zweite, kleinere „Mesh Block“ eine Zellengröße von 0,10 m oder 0,05 m aufweisen, sodass daraus der Faktor 2 bzw. 4 resultiert. (Flow Science Inc., 2021)

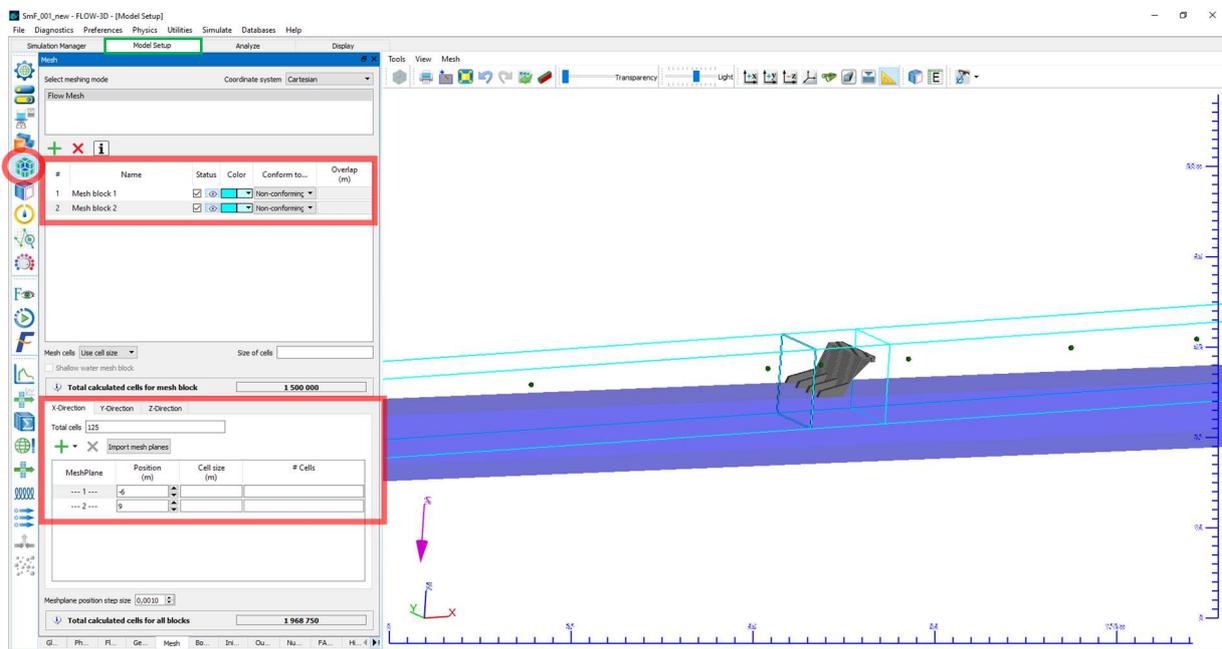


Abbildung A-9: Model Setup – Mesh

Die Umrandungen der „Mesh Blocks“ in Abbildung A-9 sind in Form von blauen Rahmen dargestellt. Das Berechnungsnetz kann aber auch als Gitterstruktur angezeigt werden. Diese Einstellung ist vor allem bei unterschiedlichen Zellengrößen zur Kontrolle der Gitterstruktur sehr hilfreich. Dabei muss darauf geachtet werden, dass sich die kleineren Zellen genau innerhalb der größeren Zellen befinden (vgl. Abb. A-10). Der exakte Übergang zwischen den Zellengrößen ist nämlich besonders wichtig, da ansonsten Berechnungsfehler und Komplikationen im Simulationsverlauf auftreten können. (Flow Science Inc., 2021)

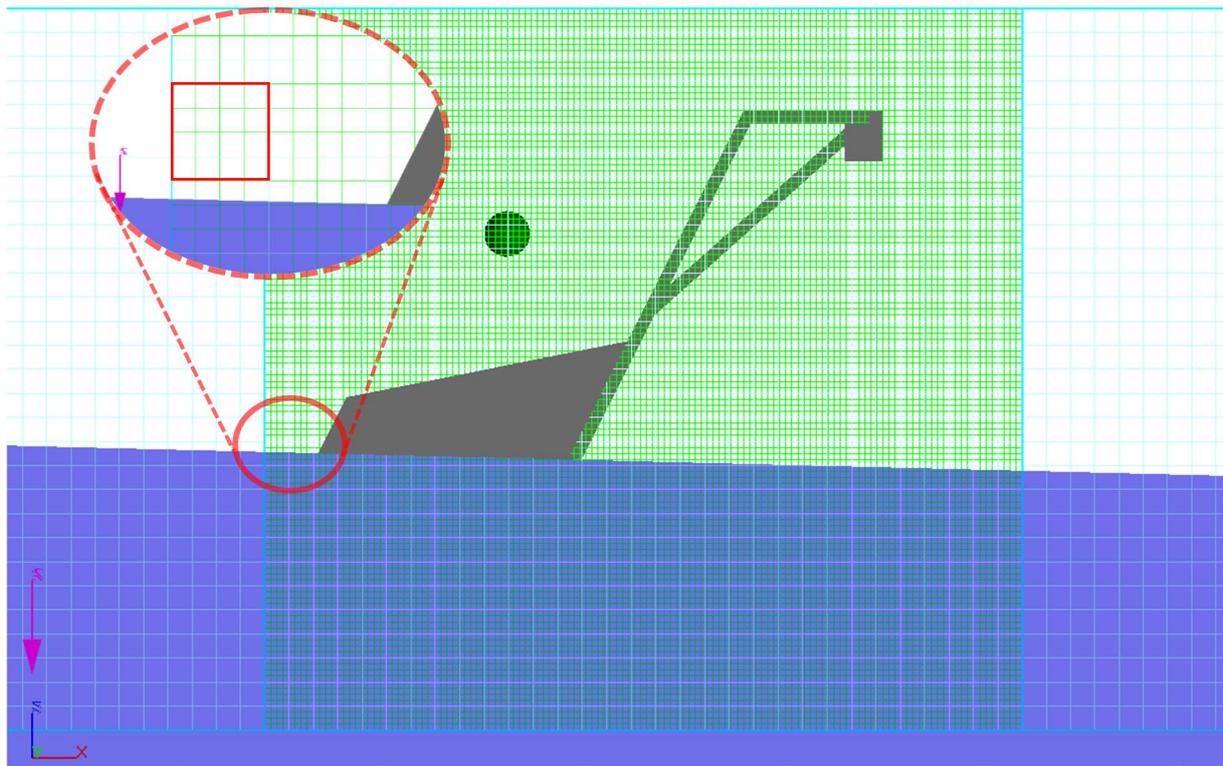


Abbildung A-10: Model Setup – Mesh – Nested Multi Mesh Block

10.1.2.6 **Boundary Conditions**

Die Randbedingungen einer Berechnung („Boundary Conditions“) werden an den äußeren Grenzen eines „Mesh Blocks“ im Simulationsgebiet definiert. Der „Mesh Block“ an sich wird über die koordinative Ausdehnung festgelegt und der Koordinatenursprung liegt dabei am Fußpunkt der Rechenkonstruktion. Ein „Mesh Block“ besitzt folglich zwei Seiten je Koordinatenachse. Jene in negative Richtung (ausgehend vom Koordinatenursprung) wird als Minimum und jene in positive Richtung als Maximum definiert.

Für die Erstellung der Einströmrandbedingung, sprich jener Seite des Simulationsgebiets, bei der das Fluid hineinströmen soll, gibt es mehrere Varianten. Sie kann zum Beispiel durch eine Druck- („Pressure“), eine Geschwindigkeits- („Velocity“) oder eine Zufluss-Rate-Randbedingung („Volume flow rate“) bestimmt werden (vgl. Abb. A-11 X Min). In den Simulationen der vorliegenden Arbeit wurde eine Zufluss-Rate-Randbedingung gewählt, da ein konstanter Zufluss und quasi stationäre Verhältnisse erforderlich waren. An dieser Stelle ist noch zu erwähnen, dass im Unterpunkt „Volume flow rate“ die betreffende Koordinatenachse der Randbedingung (X-Achse) auf den Wert 1 gesetzt werden muss, um das Einströmen in das

Simulationsgebiet zu erlauben (vgl. Abb. A-11). Weiters ist eine anfängliche Abflusstiefe im Berechnungsgebiet einzugeben. Diese kann mit Hilfe von einfachen hydraulischen Berechnungen ermittelt werden und dient der Simulation sozusagen als „Startwert“ im Rechenprozess. (Bollrich, 2000) Hat die Simulation einen quasi stationären Zustand erreicht, muss die errechnete Abflusstiefe nicht mit der anfänglich eingegebenen Abflusstiefe übereinstimmen. Weiters ist es innerhalb der Zufluss-Rate-Randbedingung auch möglich, eine Abflussgangline anstatt des konstanten Zuflusses einzufügen. Dadurch können instationäre Strömungsverhältnisse abgebildet werden. (Flow Science Inc., 2021)

Für die Ausflussrandbedingung gibt es ebenso mehrere Einstellungsmöglichkeiten, wie zum Beispiel eine vorgegebene Druckhöhe („Pressure“) oder einen ungestörten Ausfluss aus dem Simulationsgebiet. Bei allen Simulationen dieser Arbeit wurde der ungestörte Ausfluss („Outflow“) gewählt, da im Bereich X Max zum einen die Wasserspiegellage nicht bekannt war und zum anderen der Abfluss nicht durch Einflüsse dieser Randbedingung gestört werden sollte. (vgl. Abb. A-11 X Max). (Flow Science Inc., 2021)

Die untere sowie die seitlichen Randbedingungen (vgl. Abb. A-11 Z Min, Y Min, Y Max) des Simulationsgebiets wurden mit „Wall“ und die obere Begrenzung (vgl. Abb. A-11 Z Max) mit „Symmetry“ definiert, wodurch die seitlichen Begrenzungen nicht von Reibungen beeinflusst werden. Bei „Symmetry“ ist das Simulationsgebiet nach oben hin offen, damit ein möglicher Wellenschlag nicht durch die obere Randbedingung verfälscht wird. Die Randbedingungen für den „Mesh Block 2“, das ist der „Mesh Block“ mit dem feineren Berechnungsgitter, sind einheitlich auf „Symmetry“ gestellt worden, sodass die Abflussprozesse ungehindert stattfinden können. (Gems, 2021); (Flow Science Inc., 2021)

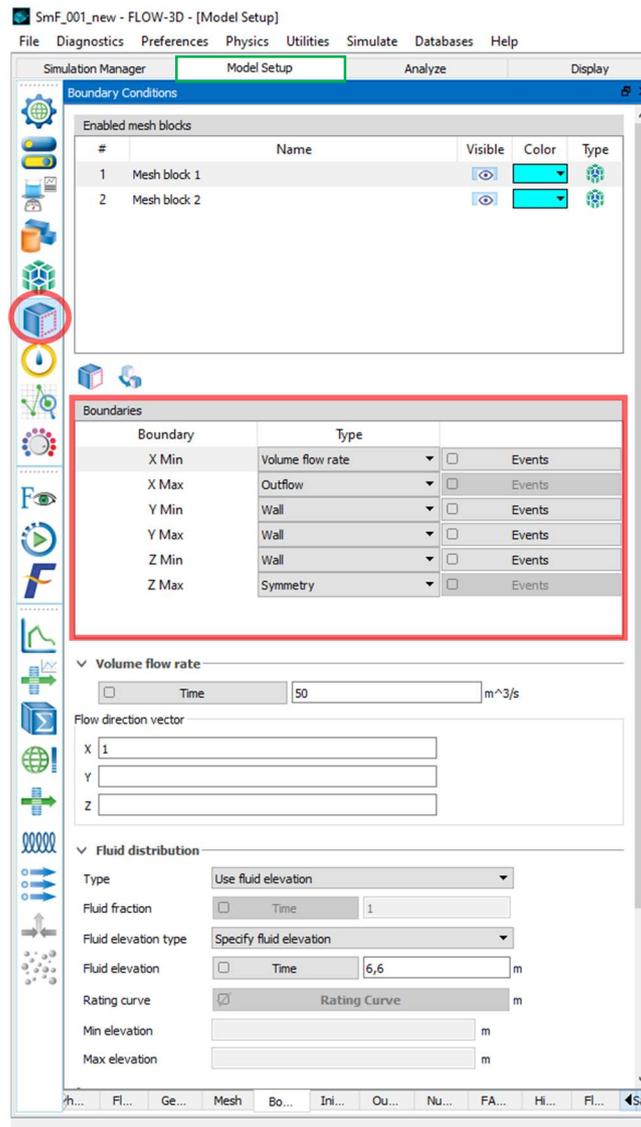


Abbildung A-11: Model Setup – Boundary Conditions

10.1.2.7 Initial

Der Menüpunkt „Initial“ wurde nicht explizit verwendet und daher wurden die Standardeinstellungen übernommen. Für andere Aufgabenstellungen ist es unter diesem Menüpunkt möglich, bspw. einen Anfangswasserstand (vor Simulationsbeginn) in einem Gerinne zu definieren und dadurch die Simulationszeit zu verkürzen.

10.1.2.8 Output

Im Menüpunkt „Output“ erfolgt die Auswahl der gewünschten Berechnungsparameter, die im Anschluss an die Simulation ausgegeben werden sollen. In diesem Arbeitsschritt wird auch das Ausgabeintervall in Sekunden festgelegt (vgl. Abb. A-12).

Je größer das Intervall ist, desto kleiner ist die ausgegebene Datenmenge und vice versa.

Für die Bearbeitung der Fragestellungen dieser Arbeit wurden hauptsächlich hydraulische Parameter wie die Fließtiefe, die Fließgeschwindigkeit, die Froude-Zahl und die auftretenden sohnnahen Schubspannungen benötigt. Dementsprechend wurde die Parameterwahl in den Menüunterpunkten „Selected Data“ und „Advanced“, wie in Abbildung A-12 ersichtlich, getroffen. (Flow Science Inc., 2021)

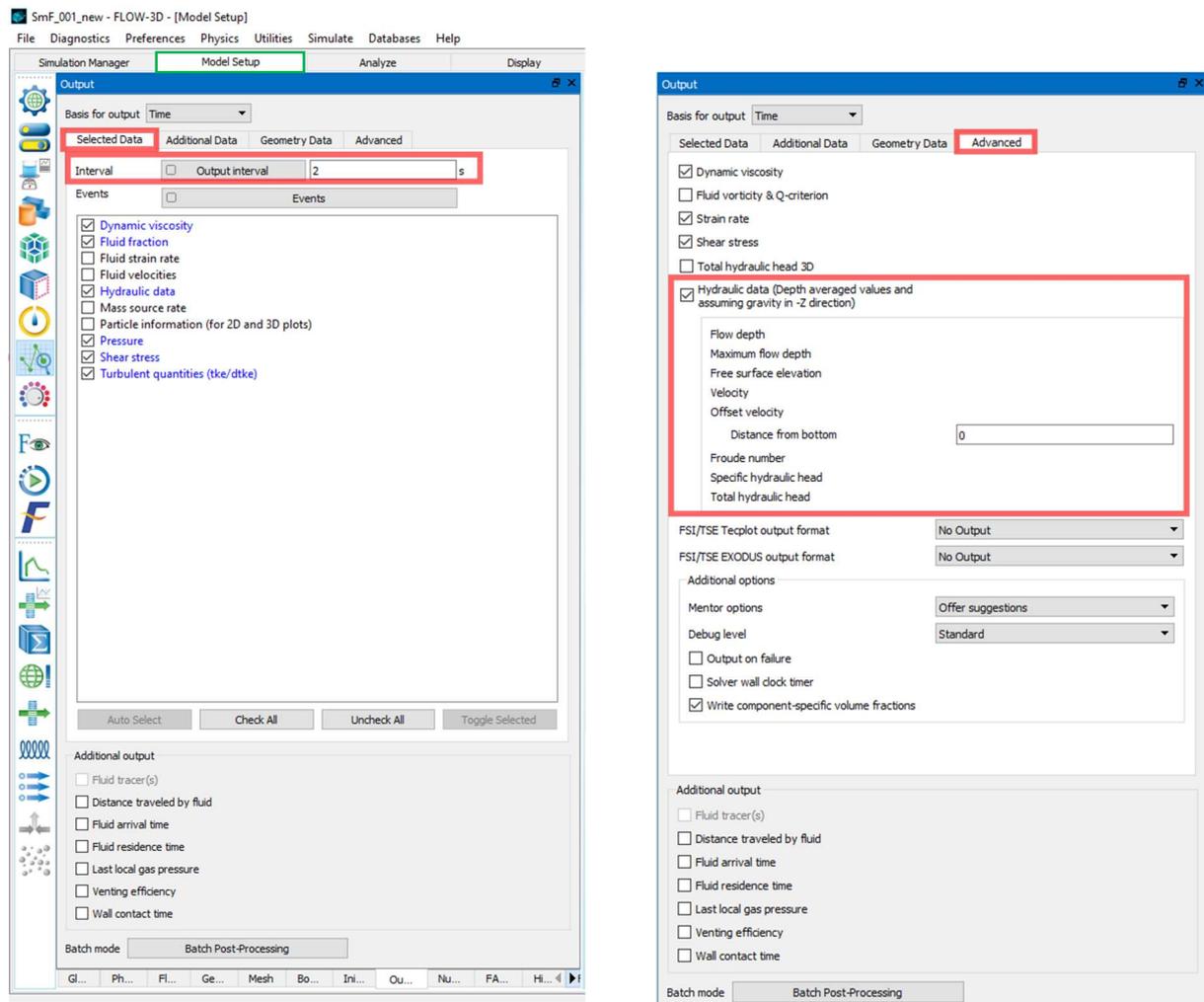


Abbildung A-12: Model Setup – Output

10.1.2.9 Numerics

Die Einstellungen des Menüpunkts „Numerics“ blieben weitestgehend unverändert. Lediglich unter „Time-step controls“ wurde der minimale Zeitschritt für Iterationen auf $1e-21$ Sekunden verändert. Diese Einstellung sollte ein mögliches „Hängenbleiben“ der Simulation an einem Berechnungsschritt vermeiden. (Gems, 2021)

10.1.2.10 Model Setup – FAVOR™

Eine Besonderheit von FLOW-3D ist die Diskretisierung von Geometrien. Während bei anderen Simulationsprogrammen FLOW-2D und HEC-RAS das Netz („Mesh“) mit Hilfe von polygonalen Netzstrukturen an die Geometrien angepasst wird, erfolgt bei FLOW-3D eine Anpassung der Geometrien an das Netz. Diese Tatsache ist vor allem bei der Diskretisierung von geneigten Oberflächen und feinen geometrischen Formen bzw. Strukturen von Bedeutung, da zum Beispiel auf einer geneigten Sohle oder an schrägen Rechenstäben eine künstliche Rauigkeit erschaffen und das Simulationsergebnis dadurch negativ beeinflusst werden kann. Um dieses Problem weitestgehend zu vermeiden, ist entweder eine Anpassung des Koordinatensystems (Umrechnung der Gravitationskonstante auf die jeweiligen Koordinatenachsen) oder eine Adaptierung bzw. Verringerung der Netzgröße erforderlich. Im Zusammenhang mit der Wahl der Netzgröße muss der Anwender von FLOW-3D ein ausgewogenes Verhältnis zwischen Darstellungsgenauigkeit und verfügbarer Rechen- bzw. Speicherkapazität des Computers schaffen. Je kleiner nämlich die Netzauflösung ist, desto genauer wird zwar die geometrische Auflösung im Simulationsgebiet, aber umso größere Rechen- und Speicherkapazitäten sind erforderlich. Dieser Aspekt spiegelt sich vor allem bei großen Simulationsgebieten (Zellenanzahl > 5.000.000) in der Berechnungsdauer wider. (Gems, 2021); (Gabl, et al., 2014a)

Wie bereits im Kapitel 5.1.2 Numerik beschrieben, werden die Geometrien mit der FAVOR-Methode diskretisiert. Daraufhin entsteht eine diskretisierte Form des Modells, die vor den Berechnungen auf mögliche unerwünschte Diskretisierungsfehler kontrolliert werden muss. Dafür gibt es in der Software den Menüpunkt FAVOR™, in welchem die einzelnen Volumenkörper diskretisiert und überprüft werden können (vgl. Abb. A-13). (Flow Science Inc., 2021)

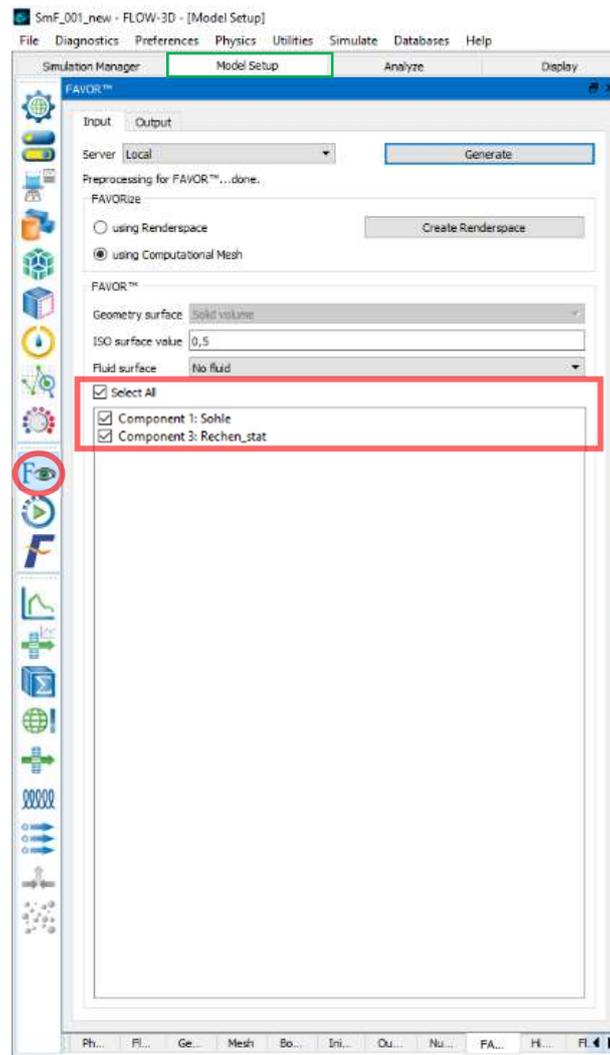


Abbildung A-13: Model Setup – FAVOR™

10.1.2.11 Simulate & FlowSight

Die zwei darauffolgenden Icons im Menü sind „Simulate“ und „FlowSight“. Durch die Auswahl des ersten Icons bestehen die Optionen, die erstellte Simulation auf mögliche Fehler im Vorfeld zu prüfen („Simulation Pre-Check“), das Modell auf die Simulation vorzubereiten („Preprocessing“) sowie diese zu starten („Run Simulation“). (Flow Science Inc., 2021) Im Zuge des „Preprocessing“ wird eine sogenannte „isofavor“-Datei im STL-Format am PC gespeichert. Mit einem CAD-Programm kann daraufhin die erstellte Geometrie ebenso auf Diskretisierungsfehler geprüft und im Anschluss verifiziert werden. (Gabl, et al., 2014a) Im Menüpunkt „FlowSight“ kann die Simulation analysiert und ausgewertet werden. (Flow Science Inc., 2021) Da jedoch die Updates für „FlowSight“ als Postprocessing-Programm eingestellt wurden, kann dieser Menüpunkt vernachlässigt werden. Sämtliches Postprocessing wird nämlich mit der Software FLOW-3D POST durchgeführt. (Feurich, 2021)

10.1.2.12 History probes

„History probes“ sind Messpunkte, die im Simulationsgebiet zur Ermittlung von mehreren hydraulischen Parametern verwendet werden. Damit hat der Anwender die Möglichkeit, die Abflussprozesse entweder mit einem stationären Messpunkt des Typs „Stationary or attached to GMO“ oder einem dynamischen Messpunkt des Typs „Move with Fluid“ aufzuzeichnen (vgl. Abb. A-14). In der vorliegenden Arbeit wurden ausschließlich stationäre Messpunkte, die im Rechteckgerinne mittig und entlang der Sohle positioniert sind, verwendet. Durch diese Situierung der „History probes“ wird der Einfluss auftretender Randeffekte minimiert. (Gems, 2021)

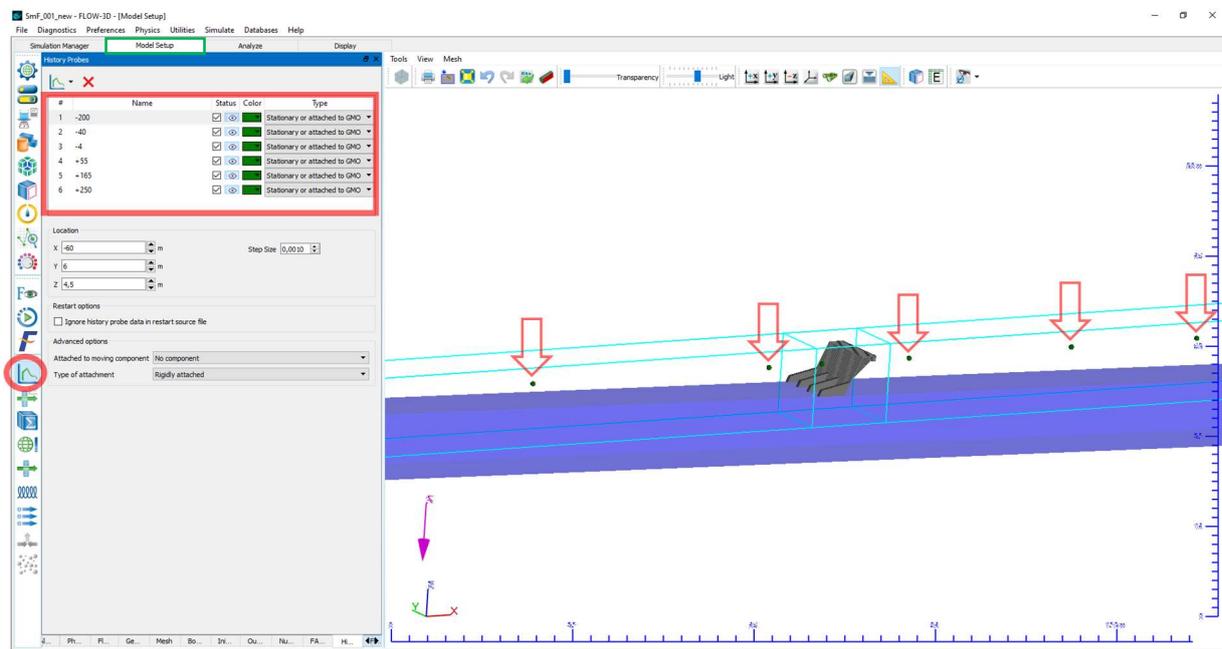


Abbildung A-14: Model Setup – History probes

10.1.2.13 Model Setup – Flux surfaces

Mit den zuvor genannten „History probes“ lassen sich zwar mehrere hydraulische Parameter im Simulationsgebiet erheben, allerdings kann damit kein Durchfluss gemessen werden. Um diesen zu erfassen, müssen „Flux surfaces“ verwendet werden. Diese können sowohl entlang einer Koordinatenachse als auch durch die Eingabe eines Drehwinkels in jeder beliebigen räumlichen Lage in ein Simulationsgebiet eingefügt werden (vgl. Abb. A-15). Gemessen wird dabei der Durchfluss innerhalb eines „Mesh Blocks“.

In der vorliegenden Arbeit wurden an mehreren Stellen „Flux surfaces“ integriert, wodurch die Menge des einströmenden und abfließenden Fluids ermittelt werden konnte. (Flow Science Inc., 2021) Außerdem wurde der gemessene Durchfluss für den Nachweis des quasi stationären Zustands der Simulation verwendet. Dieser Zustand wird erreicht, wenn sich eine definierte Durchflussrate im zeitlichen Verlauf der Simulation nicht mehr verändert (vgl. Abb. A-17). (Rapp, 2017)

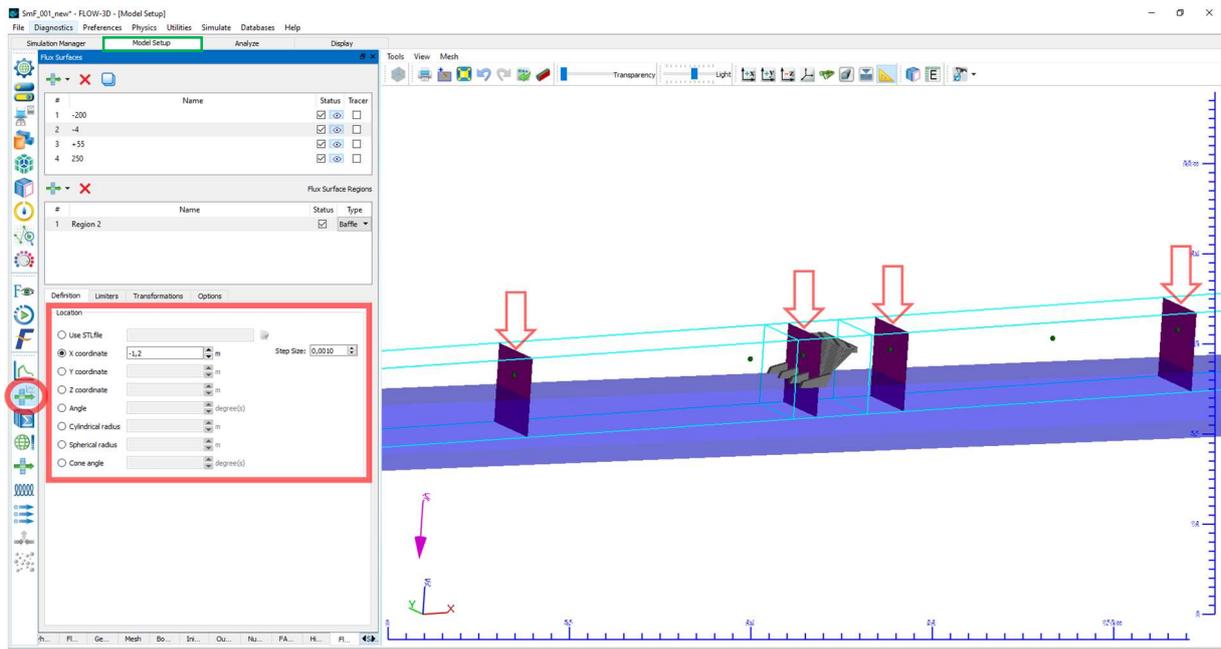


Abbildung A-15: Model Setup – Flux surfaces

Die verbleibenden sieben Icons im Reiter „Model Setup“ wurden im Zuge dieser Arbeit nicht benötigt und werden deshalb nicht näher beschrieben.

10.1.3 Analyze

Der Reiter „Analyze“ im Hauptmenü von FLOW-3D wird für die erste Analyse der Daten, die bspw. aus den „History probes“ und „Flux surfaces“ ausgelesen werden, verwendet. Wie in Abbildung A-16 ersichtlich, muss der Menüpunkt „Probe“ ausgewählt werden, um die „Data variables“ anzuzeigen. Darunter befindet sich die „Data source“ bei der „General history“ ausgewählt werden muss (vgl. Abb. A-16), um jene hydraulischen Parameter, die im Menüpunkt „Output“ (vgl. Kap. 10.1.2.8) festgelegt wurden, anzuzeigen. Daraus können anschließend gewünschte Parameter ausgewählt werden, um deren Daten auszugeben. Die Datenausgabe geschieht erst durch einen Klick auf den Button „Render“ und kann sowohl graphisch als auch tabellarisch erfolgen (vgl. Abb. A-16). (Flow Science Inc., 2021)

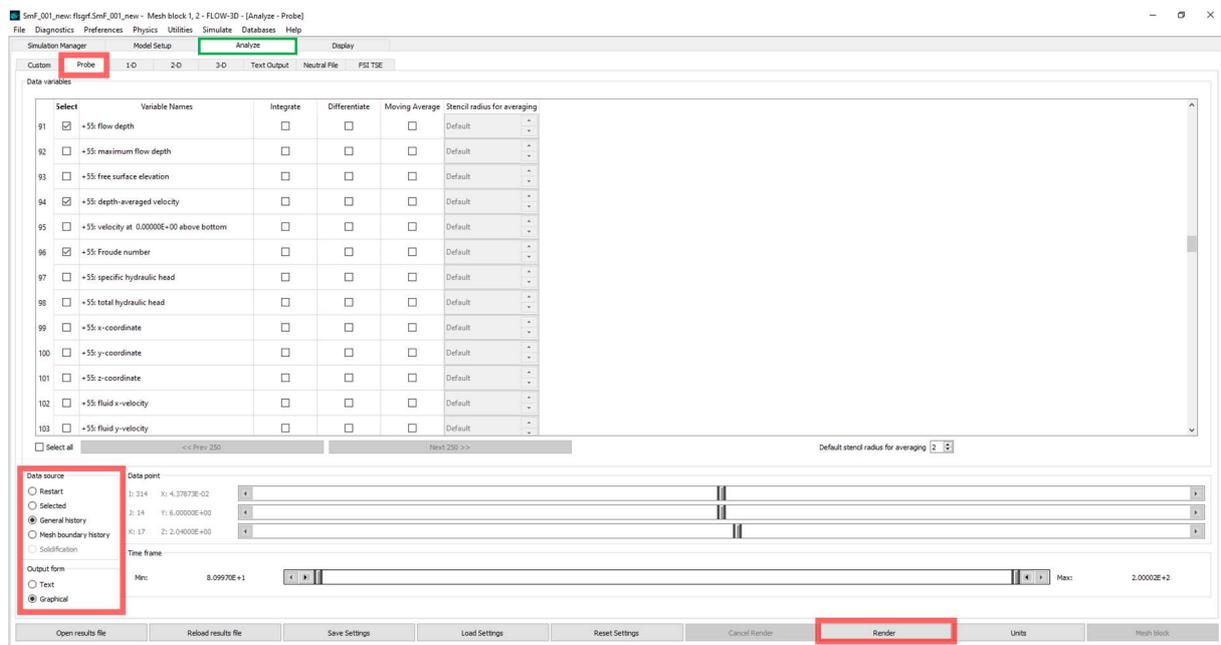


Abbildung A-16: Analyze

10.1.4 Display

Der Reiter „Display“ wird automatisch geöffnet, wenn zuvor im Reiter „Analyse“ die „Output form“ „Graphical“ ausgewählt und gerendert wurde. Daraufhin werden alle ausgewählten Daten dargestellt und können nach Belieben mit der Funktion „Overlay“ in einem Graph zusammengefügt werden (vgl. Abb. A-17). Für eine ausführlichere Datenauswertung bzw. grafische Darstellung eignet sich allerdings die Software FLOW-3D POST deutlich besser. (Feurich, 2021)

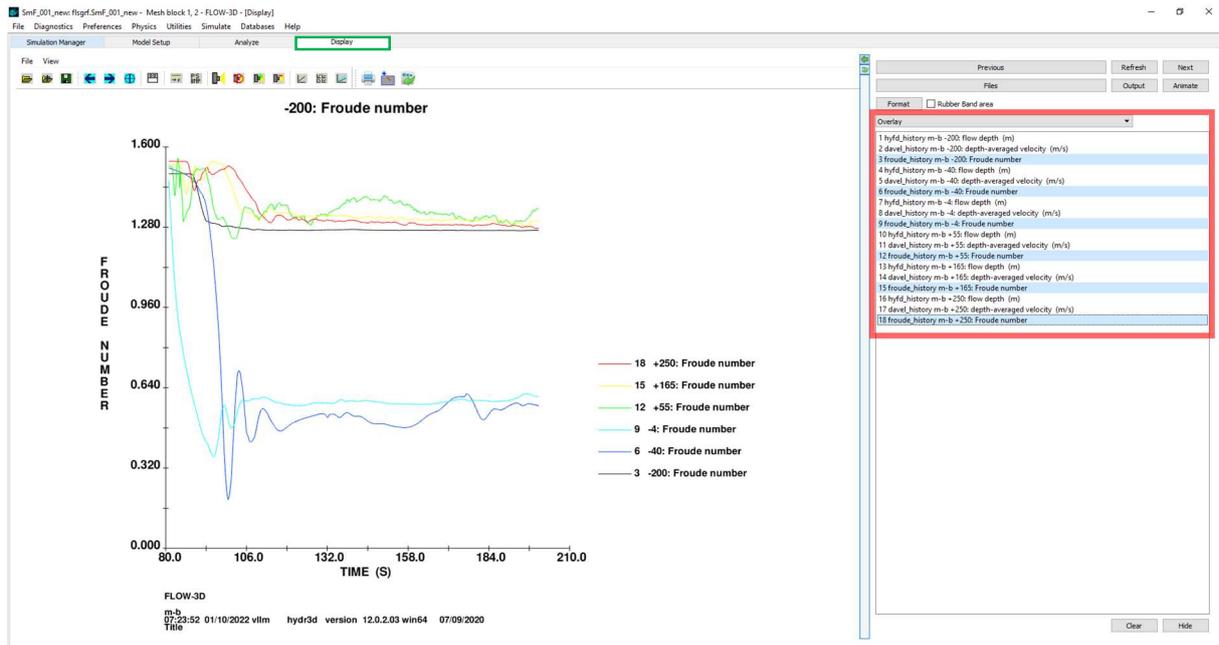


Abbildung A-17: Display

10.2 Modellkalibrierung

10.2.1 Hydraulische Parameter der Modellkalibrierung

Tabelle A-1: Ergebnisse der Modellkalibrierung

Modellkalibrierung Laborversuch - Numerische Simulationen

Laborversuch	Abstand [m]					
M 1:30	-2,5	-0,4	-0,04	0,55	1,65	2,5
	Fließtiefe [m]					
	0,060	0,064	0,112	0,068	0,062	-
	tiefengemittelte Fließgeschwindigkeit [m/s]					
	1,260	1,170	0,670	1,110	1,210	-
	Froude-Zahlen					
1,649	1,477	0,639	1,364	1,552	-	

num. Simulation	Abstand [m]					
M 1:30	-2,5	-0,4	-0,04	0,55	1,65	2,5
	Fließtiefe [m]					
	0,065	0,068	0,108	0,073	0,067	0,066
	tiefengemittelte Fließgeschwindigkeit [m/s]					
	1,189	1,145	0,739	1,083	1,154	1,189
	Froude-Zahlen					
1,492	1,399	0,718	1,283	1,418	1,475	

num. Simulation	Abstand [m]					
M 1:1	-75	-12	-1,2	16,5	49,5	75
	Fließtiefe [m]					
	1,923	2,489	3,532	2,138	2,007	1,958
	tiefengemittelte Fließgeschwindigkeit [m/s]					
	6,490	5,322	3,803	5,749	6,120	6,323
	Froude-Zahlen					
1,494	1,077	0,646	1,255	1,379	1,443	

10.2.2 Abweichungsanalyse der Fließtiefe und Fließgeschwindigkeit Laborversuch – Numerisches Modell M 1:30

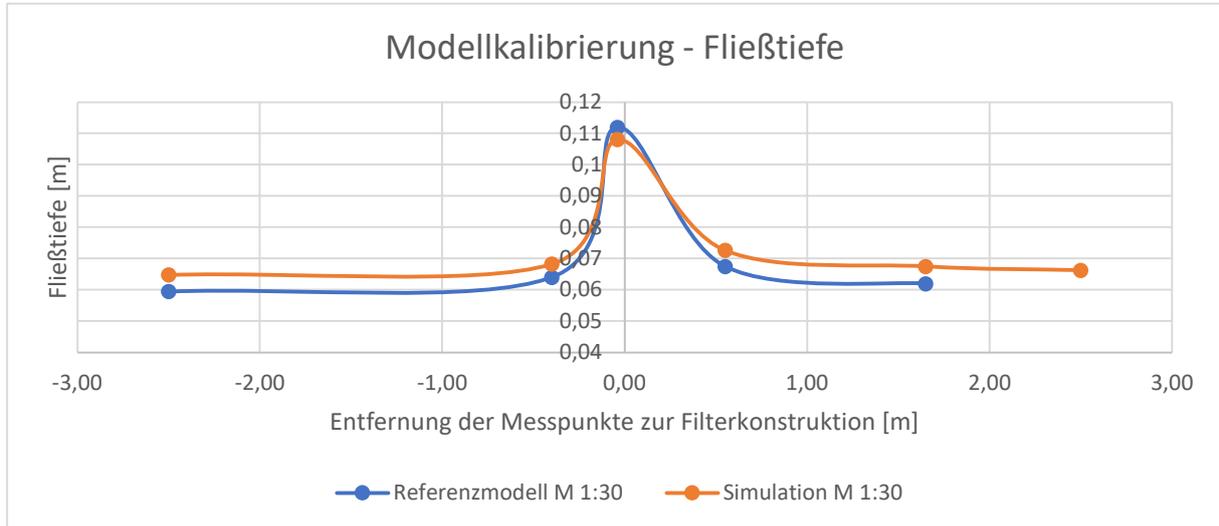


Abbildung A-18: Modellkalibrierung – Fließtiefe

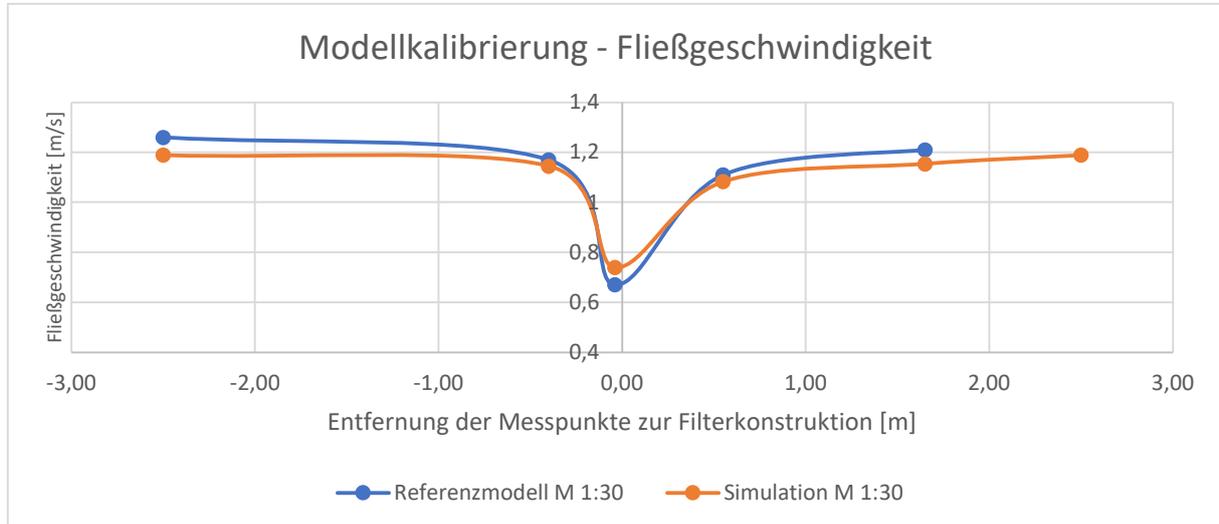


Abbildung A-19: Modellkalibrierung – Fließgeschwindigkeit

10.2.3 Visueller Vergleich Laborversuch – Numerisches Modell M 1:30

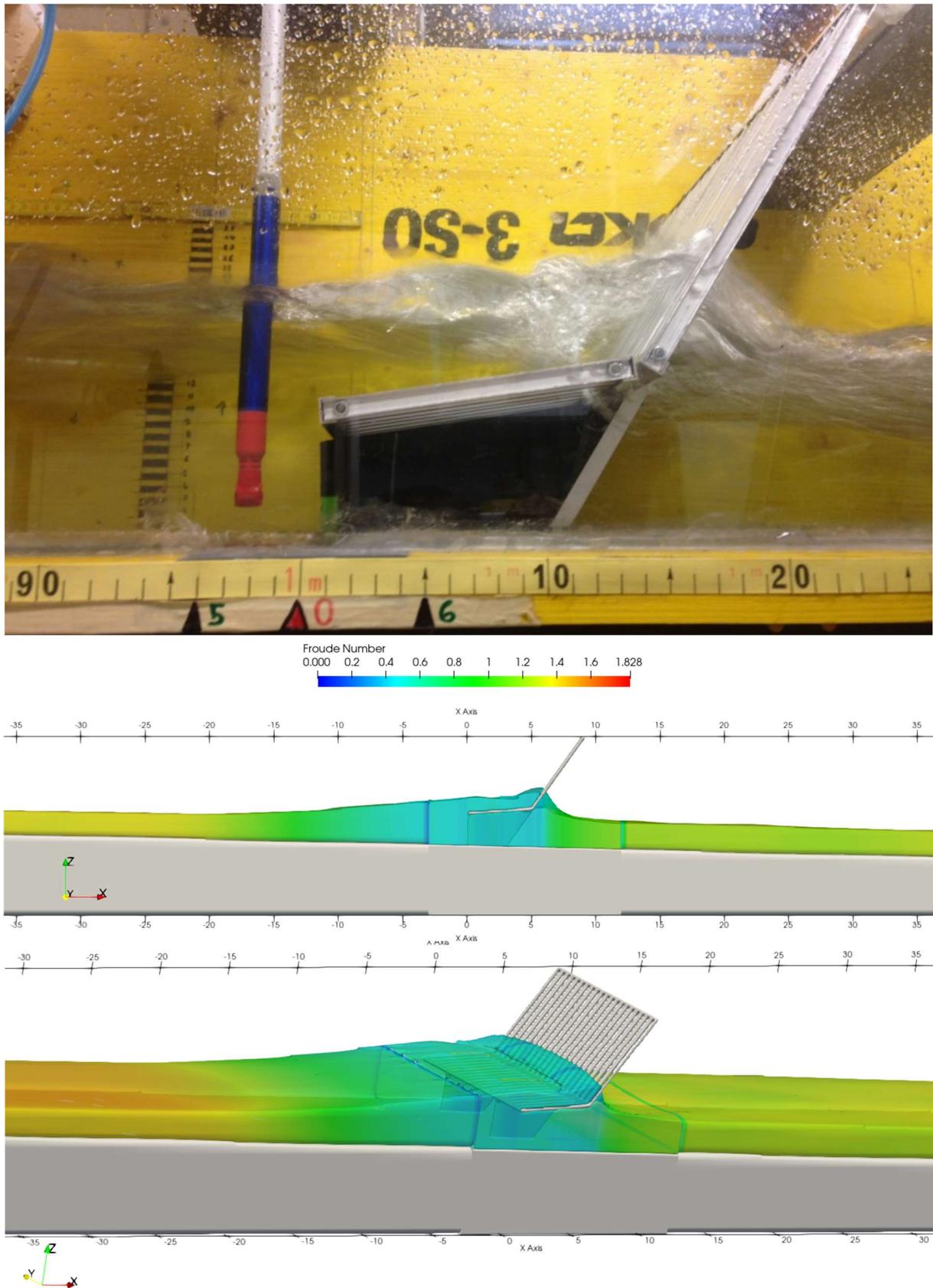


Abbildung A-20: Visueller Vergleich Laborversuch – numerisches Modell

10.2.4 Steckbrief „D 20/20“ M 1:1

Tabelle A-2: Steckbrief Simulation „D 20/20“ M 1:1

Steckbrief Simulation „D 20/20“ M 1:1			
Allgemein	Physikalische Module		<ul style="list-style-type: none"> ▪ Gravitation and Non-inertial Reference ▪ Viscosity and Turbulence
	Turbulenzmodell		RNG
	Berechnungsdauer [s]		600
	Fluidichte ρ [kg/m ³]		1.000
	Durchfluss Q [m ³ /s]		147,885
	Sohlneigung [%]		2,50
	Meshgröße (block 1 / block 2) [m]		0,48/0,12
	Zellenanzahl [-]		1.968.750
	Länge Sohle [m]		300,00
	Breite Sohle [m]		12,00
Rauigkeit	Sohle [m]		0,70
	Rechen [m]		0,43
Randbedingungen	X	Min / Max	Volume flow rate / Outflow
	Y	Min / Max	Wall / Wall
	Z	Min / Max	Wall / Symmetry

10.3 Kritische Schubspannungen je Korngröße $\tau_{c d_i}$ nach Meyer-Peter und Müller

Tabelle A-3: Kritische Schubspannung je Korngröße $\tau_{c d_i}$ nach Meyer-Peter und Müller

Fraktil	d_i [m]	$\tau_{c d_i}$ [N/m ²]	Fraktil	d_i [m]	$\tau_{c d_i}$ [N/m ²]	Fraktil	d_i [m]	$\tau_{c d_i}$ [N/m ²]
	0,01	7,61		0,25	190,19		0,49	372,78
	0,02	15,22		0,26	197,80		0,50	380,38
d_{30}	0,03	22,82		0,27	205,41		0,51	387,99
	0,04	30,43		0,28	213,01		0,52	395,60
	0,05	38,04		0,29	220,62		0,53	403,21
	0,06	45,65	d_{90}	0,30	228,23		0,54	410,81
	0,07	53,25		0,31	235,84		0,55	418,42
	0,08	60,86		0,32	243,44		0,56	426,03
	0,09	68,47		0,33	251,05		0,57	433,64
	0,10	76,08		0,34	258,66		0,58	441,24
	0,11	83,68		0,35	266,27		0,59	448,85
	0,12	91,29		0,36	273,88		0,60	456,46
d_{50}	0,13	98,90		0,37	281,48		0,61	464,07
d_m	0,14	106,51		0,38	289,09		0,62	471,67
	0,15	114,11		0,39	296,70		0,63	479,28
	0,16	121,72		0,40	304,31		0,64	486,89
	0,17	129,33		0,41	311,91		0,65	494,50
	0,18	136,94		0,42	319,52		0,66	502,11
	0,19	144,55		0,43	327,13		0,67	509,71
	0,20	152,15		0,44	334,74		0,68	517,32
	0,21	159,76		0,45	342,34		0,69	524,93
	0,22	167,37		0,46	349,95	d_{max}	0,70	532,54
	0,23	174,98		0,47	357,56			
	0,24	182,58		0,48	365,17			

10.4 Sohl Schubspannungsmuster „Schrägrechen mit Fußscheiben“ 1,4 x d₉₀

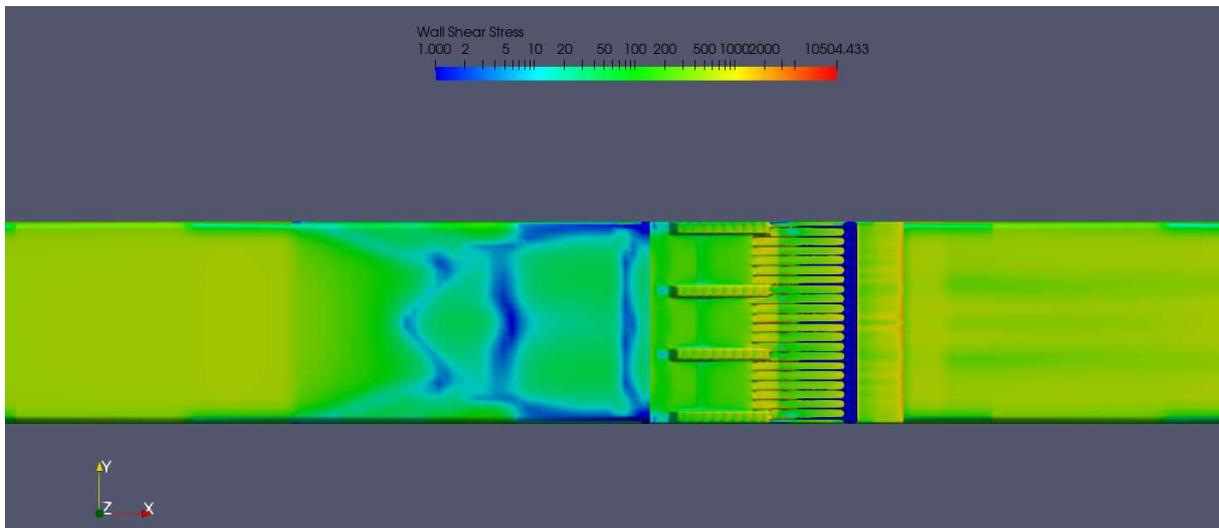


Abbildung A-21: Sohl Schubspannungsmuster „Schrägrechen mit Fußscheiben“ bei 150 m³/s

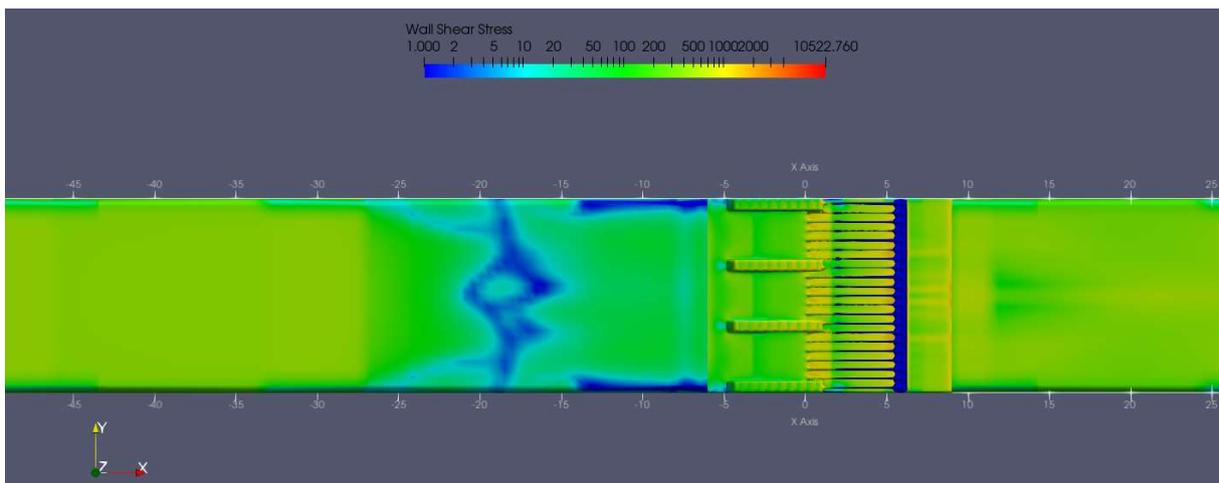


Abbildung A-22: Sohl Schubspannungsmuster „Schrägrechen mit Fußscheiben“ bei 100 m³/s

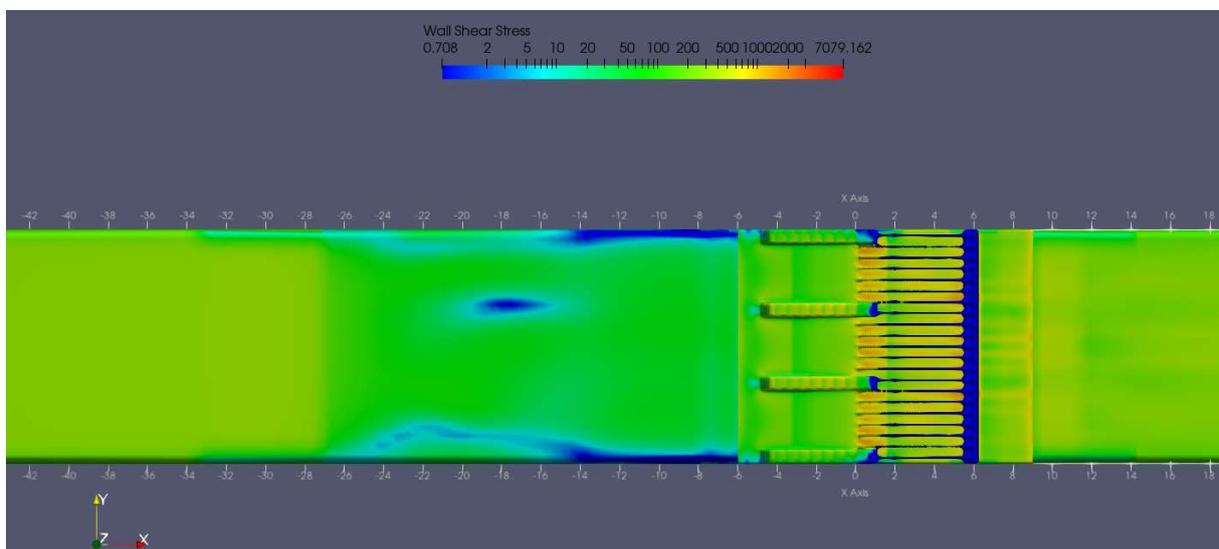


Abbildung A-23: Sohl Schubspannungsmuster „Schrägrechen mit Fußscheiben“ bei 50 m³/s