

Jan Peter Balmes, M.Eng.

Totholzstämmе in Fließgewässern: Hydraulische Untersuchungen zu Strömungswiderstand, Aufstau und Nachlaufströmung

Experimentelle und numerische Analysen horizontaler Zylinder

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grads

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

vorgelegt an der

Universität Duisburg-Essen

Fakultät für Ingenieurwissenschaften

Abteilung Bauwissenschaften

Monheim am Rhein, Oktober 2024

© 2024/10 Jan Peter Balmes

Vervielfältigung nur mit Genehmigung des Autors.

Dissertation zur Erlangung des akademischen Grads
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

vorgelegt von

Jan Peter Balmes

an der

Universität Duisburg-Essen

Fakultät für Ingenieurwissenschaften

Abteilung Bauwissenschaften

Eingereicht am: 08. August 2024

Tag der Prüfung: 23. September 2024

Erstgutachter:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. André Niemann

Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft

Universität Duisburg-Essen

Zweitgutachter:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Mario Oertel

Professur für Wasserbau

Helmut-Schmidt-Universität Hamburg

Vorsitz:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Renatus Widmann

Fachgebiet Siedlungswasser- und Abfallwirtschaft

Universität Duisburg-Essen

Weitere Mitglieder:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Natalie Stranghöner, Universität Duisburg-Essen

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Carolin Birk, Universität Duisburg-Essen

DuEPublico

Duisburg-Essen Publications online

UNIVERSITÄT
DUISBURG
ESSEN

Offen im Denken

ub | universitäts
bibliothek

Diese Dissertation wird via DuEPublico, dem Dokumenten- und Publikationsserver der Universität Duisburg-Essen, zur Verfügung gestellt und liegt auch als Print-Version vor.

DOI: 10.17185/duepublico/82506

URN: urn:nbn:de:hbz:465-20241030-123822-4

Alle Rechte vorbehalten.

Danksagung

Zuallererst möchte ich mich bei allen Personen bedanken, die mich auf dem Weg zu dieser Dissertation unterstützt haben – auch wenn ich euch im Folgenden nicht separat erwähnt haben sollte.

Ein besonderer Dank gilt Prof. Dr.-Ing. Mario Oertel, der mich seit meinem Bachelorstudium fachlich begleitet hat. Du hast bei mir das erste Interesse zur Hydraulik, der numerischen Modellierung und der Forschung geweckt, und dafür bin ich sehr dankbar. Ohne deinen Input wäre ich nicht so weit gekommen.

Ein sehr großer Dank geht an Prof. Dr.-Ing. André Niemann für die Möglichkeit, unter deiner Betreuung meine Dissertation anzufertigen. Du hast mir das Vertrauen geschenkt, mich inhaltlich frei zu entwickeln, über den Tellerrand zu blicken und mir die finanziellen Mittel freigestellt. Von unschätzbarem Wert war für mich deine hohe Expertise in der Wasserwirtschaft und dem Wasserbau, das Einordnen in das große Ganze.

Auch meinen ehemaligen Kollegen der Universität und dem Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft möchte ich danken. Unsere Diskussionen – sei es am Whiteboard, im Türrahmen oder direkt am Bildschirm – haben die Arbeit immer wieder bereichert. Besonders möchte ich mich bei Felix, Ben und Gregor für die tolle Zusammenarbeit bedanken. Es war mir eine Freude, Teil eines solch motivierten und kreativen Teams zu sein.

Bei Dr.-Ing. Ingo Schnauder bedanke ich mich insbesondere für den tiefen Einblick in die Welt der umströmten Zylinder, unsere gemeinsamen Zoom-Meetings und all deine hilfreichen Hinweise.

Mein tiefster Dank gilt meiner Familie für die unermüdliche Unterstützung und die Rücksichtnahme, besonders in den letzten Monaten. Carolin, Peter und Johanna – ihr wart immer für mich da und der wichtige Hafen neben meinen beruflichen Verpflichtungen.

Zum Schluss möchte ich auch meine ehemaligen Kommilitonen aus dem Bachelor- und Masterstudium nicht vergessen. Ihr habt mich während der Promotion geistig unterstützt und mir immer wieder den nötigen Ausgleich gegeben. Besonders danke ich hier Andrea und Jörg für die Freundschaft und den Beistand und die Unterstützung in den letzten Jahren.

Kurzfassung

Die vorliegende Dissertation untersucht die hydraulischen Effekte von Totholzstämmen in Fließgewässern. Totholz spielt in Gewässern hinsichtlich Habitatgestaltung und ökologischer Vielfalt eine besondere Rolle und gilt somit als Schlüsselement. Aufgrund von nicht vorhandenen Stabilitätsnachweisen und des gegebenen Sicherheitsrisikos im Hinblick auf den Hochwasserschutz wird Totholz noch immer häufig aus Bächen, Flüssen und Auen entfernt. Eingebraachte Strukturen werden oftmals gesichert.

Zur Analyse des Strömungswiderstands, des Aufstaus infolge des Fließquerschnittverbaus und der Nachlaufströmung werden sowohl experimentelle Versuche als auch numerische Simulationen mit horizontalen Zylindern in einem Rechteckgerinne durchgeführt. Auf Grundlage unterschiedlicher geometrischer und hydraulischer Randbedingungen werden etablierte Berechnungsansätze auf ihre Anwendbarkeit geprüft, erweitert und neue Formeln definiert. Berücksichtigt werden hierbei unterschiedliche Abflussregime von unterkritischen quasi-gleichförmigen bis hin zu überkritischen Strömungen. Es werden verschiedene Zylindergrößen und Rotationswinkel untersucht. Die Zylinder sind hierbei mittig oder seitlich und mit teilweise unterschiedlichen Sohlenabständen im Gerinne positioniert. Dies ermöglicht es, Strömungswiderstände und Aufstauhöhen für ein breites Spektrum an Konfigurationen abzuschätzen. Die Auswertung der Größe der Nachlaufströmung ermöglicht die quantitative Abschätzung der hydraulischen Wirksamkeit von Totholzstämmen.

Die experimentellen Versuche umfassen Messungen der Strömungsgeschwindigkeiten, Widerstandskräfte und Wasserstände unter verschiedenen Bedingungen. Die numerischen Simulationen werden verwendet, um die komplexen Strömungsmuster und deren Wechselwirkungen mit Totholzstrukturen zu analysieren.

Die Erkenntnisse der Forschungsarbeit sollen der hydraulischen Planung von Revitalisierungsmaßnahmen mit Totholz dienen und tragen dazu bei, ökologisch wertvolle und

hydraulisch sichere Lösungen zu entwickeln. Zudem bieten sie eine wissenschaftliche Grundlage für zukünftige Forschungsarbeiten in diesem Bereich.

Abstract

This dissertation investigates the hydraulic effects of deadwood trunks in flowing waters. Large woody debris plays a significant role in habitat formation and ecological diversity in water bodies, making it a key element. Due to the lack of stability verification and the associated safety risk regarding flood protection, large woody debris is still often removed from streams, rivers, and floodplains. Introduced structures are often fixed.

To analyze the flow resistance, the backwater due to flow cross-section blockage, and the wake flow, both experimental tests and numerical simulations with horizontal cylinders in a rectangular channel are conducted. Based on different geometric and hydraulic boundary conditions, established calculation approaches are tested for their applicability, extended, and new formulas defined. Different flow regimes from subcritical quasi-uniform to supercritical flows are considered. Various cylinder sizes and rotation angles are examined. The cylinders are positioned centrally or laterally and sometimes with different gaps relative to the bed in the channel. This allows for the estimation of flow resistances and backwater heights for a wide range of conditions. The evaluation of the wake flow size enables the quantitative assessment of the hydraulic effectiveness of deadwood trunks. The experimental tests include measurements of flow velocities, resistance forces, and water levels under various conditions. The numerical simulations are used to analyze the complex flow patterns and their interactions with deadwood structures.

The findings of this research aim to serve the hydraulic planning of revitalization measures with large woody debris and contribute to the development of ecologically valuable and hydraulically safe solutions. Additionally, they provide a scientific basis for future research in this field.

Inhaltsverzeichnis

Abstract	vii
Abkürzungsverzeichnis	xxiv
Symbolverzeichnis	xxvi
I. Einführung	1
1. Totholz in Fließgewässern	3
1.1. Einordnung, Begriffsdefinition und Klassifizierung	6
1.2. Kräftebilanz an Einzelstammstrukturen	9
2. Stand der Technik	13
2.1. Analytische und empirische Methode zur Aufstauberechnung	13
2.1.1. Überfallberechnung nach Poleni	14
2.1.2. Überfallberechnung nach du Buat	15
2.2. Analytische und empirische Lösungen zur Berechnung des Strömungswi- derstands	17
2.2.1. Umströmte Körper	18
2.2.2. Hydrodynamische Druckkraft	20
2.2.3. Totaldruckkraft	27
2.2.4. Impulssatz	28
2.3. Numerische Lösungen	31
3. Forschungsziele und Methodik	35
3.1. Forschungsziele	35
3.2. Methodisches Vorgehen	36

II. Modellierung	39
4. Physikalische Modellierung	41
4.1. Versuchsaufbau	44
4.2. Messtechnik	46
4.3. Strömungswiderstandsmessungen	47
4.4. Wasserstandsmessungen	48
4.5. Fließgeschwindigkeitsmessung	50
5. Numerische Modellierung	57
5.1. Lösungsalgorithmen	57
5.2. Turbulenzmodellierung	58
5.3. Berechnungsnetz	61
5.3.1. Dimensionsloser Wandabstand	62
5.3.2. Low- und High-Re-Modelle und Wandfunktionen	64
5.3.3. Geometrie- und Berechnungsnetzerstellung	66
5.4. Anfangs- und Randbedingungen	69
5.5. Berechnungsschemata, Abbruch- und Konvergenzkriterien	74
5.6. Ergebnisauswertung während und nach der numerischen Berechnungen . .	76
6. Messkampagnen und numerische Modellläufe	79
6.1. Überblick über die durchgeführten physikalischen Modellläufe	80
6.2. Überblick über die eingesetzten numerischen Modelle	86
III. Ergebnisse	91
7. Voruntersuchungen	93
7.1. Streupartikelzugabe für die Geschwindigkeitsmessung	93
7.2. Anströmgeschwindigkeit, Turbulenz und Gerinnegeometrie	94
7.3. Einfluss der Zylinderbefestigung und des erforderlichen Sohlabstands . . .	97
7.4. Verifizierung und Validierung der numerischen Modelle	102
8. Ergebnisanalyse	109
8.1. Strömungswiderstände von Totholzstämmen	109
8.1.1. Quasi-gleichförmige Strömung, unterkritischer Abfluss (Lastfall 1) und sohlennaher Zylinder	110

8.1.2. Quasi-gleichförmige Strömung, unterkritischer Abfluss (Lastfall 1): Einfluss des Sohlenabstands	120
8.1.3. Ungleichförmige Strömung und teilweise überkritischer Abfluss (Lastfälle 2 und 3)	124
8.2. Aufstau infolge des Fließquerschnittverbaus mit einem Totholzstamm	136
8.2.1. Aufstauberechnung von finiten Zylindern mit unterschiedlicher Orientierung	136
8.2.2. Auswertung Aufstauberechnung von finiten Zylindern mit unter- schiedlicher Orientierung	139
8.3. Strömungs- und Nachlaufcharakteristiken von Totholzstämmen	142
8.3.1. Einfluss der Rotation und lateralen Position auf die Strömungsver- teilung	142
8.3.2. Einfluss der Rotation und lateralen Position auf die Nachlaufströmung	147
9. Zusammenfassung	157
9.1. Beantwortete Forschungsfragen und erreichte Hauptziele der vorliegenden Arbeit	157
9.2. Ausblick und bestehender Forschungsbedarf	160
Literatur	161
IV. Anhang	177
A. Versuchsstand	179
A.1. Bauteile und Installationen	179
A.2. Basisparameter/Eckdaten der Messtechnik	182

Abbildungsverzeichnis

1.1. Befestigtes Totholz in der Oberen Lippe (Am Tallehof)	3
1.2. Totholz in Fließgewässern: Positiv- und Negativbeispiel	4
1.3. Der Einfluss von eingebautem oder belassenem Totholz in Fließgewässern	5
1.4. Beispiele für Totholzstämme in Fließgewässern	6
1.5. Übersicht unterschiedlicher Holzstrukturen	7
1.6. Unterscheidung von Holz in Fließgewässern	7
1.7. Übersicht definierter Grundtypen von Totholzstämmen in Fließgewässern	9
1.8. Verteilung von Grundtypen in norddeutschen Tieflandbächen	10
1.9. Schematische Darstellung der auf Totholzstämme wirkenden Kräfte (siehe auch Tabelle 1.1)	10
2.1. Schematische Darstellung eines Wehrüberfalls am Beispiel eines zylindri- schen Wehrs	14
2.2. Schematische Darstellung eines vollkommenen und unvollkommenen Über- falls am Beispiel eines zylindrischen Wehrs	15
2.3. Differenzierung der hydraulischen Randbedingungen als Anwendungs- grenzen für die Verwendung analytischer Ansätze zur Berechnung des Strömungswiderstands von über- oder umströmten Zylindern	17
2.4. Reibungs- und Druckkraftanteile für verschiedene Körperformen	19
2.5. Schematische Darstellung: Strömungsablösung, Scherschicht und Nach- laufströmung am Beispiel eines Zylinders, verändert nach Hucho (2012) .	20
2.6. Schematische Darstellung der quasi-gleichförmigen Strömung	21
2.7. Strömungswiderstandskoeffizient C_D für verschiedene Körperformen . . .	22
2.8. Zusammenfassung der in früheren Arbeiten ermittelten Strömungswider- standskoeffizienten horizontal liegender Zylinder	23
2.9. Verbaugrad in einem Rechteckgerinne und angeströmte Referenzfläche eines Zylinders	24

2.10. Schematische Darstellung der vertikalen Lage eines Zylinders in Relation zur Sohle	25
2.11. Einfluss der vertikalen Zylinderpositionierung auf den Strömungswiderstandsbeiwert	25
2.12. Schematische Darstellung der horizontalen Zylinderorientierung	26
2.13. Veränderung des Strömungswiderstandskoeffizienten in Abhängigkeit des Rotationswinkels für Zylinder verschiedener Längen und Durchmesser	27
2.14. Hydrostatische Druckverteilung stromauf- und stromabwärts am Beispiel eines überströmten Zylinders	29
2.15. Einfluss von Stromlinien auf die Druckverteilung in Gerinneströmungen	30
2.16. Zusammenfassung verwendeter Ansätze zur Modellierung der hydraulischen Auswirkungen von Totholz in Fließgewässern	33
3.1. Prozessflussdiagramm zur eingesetzten Methodik der hybriden Modellierung	37
4.1. Vertikale Unterteilung des Strömungsfeldes in offenen Gerinnen	42
4.2. Fotografie des Versuchsstands	44
4.3. Fotografien der Einbauten im Versuchsgerinne	45
4.4. Schematische Darstellung des Versuchsgerinnes mit messtechnischer Ausstattung	45
4.5. Fotografien der verwendeten Messtechnik	46
4.6. Versuchsaufbau zur Kraftmessung mittels dynamischer Wägezelle	48
4.7. Oberfläche der entwickelten MATLAB-App zur Durchführung der Kraftmessungen	49
4.8. Versuchsaufbau zur Fließtiefenerfassung mittels Ultraschallsensoren	50
4.9. Versuchsaufbau zur Fließgeschwindigkeitsmessung mittels ADV	51
4.10. Suspensierte Partikel für die ADV-Messung im Zulauf des Versuchsgerinnes	52
4.11. Oberfläche der entwickelten MATLAB-App zum steuern und loggen der isel-Traversal	52
4.12. Exemplarische Zeitreihen einer durchgeführten ADV-Messung	54
4.13. Exemplarische Darstellung der spektralen Leistungsdichte einer durchgeführten ADV-Messung	55
5.1. Vergleich dreier Ansätze zur Turbulenzmodellierung, Darstellung der Fließgeschwindigkeitsverteilung	60

5.2. Übersicht über ausgewählte Möglichkeiten zur Berechnung turbulenter Strukturen	61
5.3. Wandregionen nach dem Logarithmischen Wandgesetz (engl. Logarithmic Law of the Wall)	63
5.4. Methoden zur Betrachtung der Grenzschicht im Berechnungsnetz entlang einer Oberfläche	64
5.5. Limitierungen von Wandfunktionen	65
5.6. Darstellung der Modellgeometrien (Blender) und des Berechnungsnetzes (ParaView)	67
5.7. Fließdiagramm zur Erstellung eines Berechnungsnetzes mit Blender und cfMesh	68
5.8. Horizontale und vertikale Schnitte eines Berechnungsnetzes (Fließrichtung von links nach rechts), D = Zylinderdurchmesser und G = Sohlabstand des Zylinders	70
5.9. Exemplarische Darstellung zur Auswertung der numerischen Konvergenz bzw. der Stationarität der Lösung	75
6.1. Schematische Darstellung der untersuchten hydraulischen Bedingungen . .	80
6.2. Schematische Darstellung der quasi-gleichförmigen Strömung bei unterkritischem Abfluss und Zylinderposition/-orientierung	83
7.1. Vergleich zwischen Geschwindigkeitsmessungen mit und ohne Seeding . .	94
7.2. ADV-Messung zur Bestätigung der symmetrischen Geschwindigkeitsverteilung im Untersuchungsbereich des Versuchserinnes	95
7.3. Exemplarischer Vergleich zwischen einer glatten und einer rauen Sohle anhand von vertikalen Geschwindigkeitsprofilen	96
7.4. Exemplarische Darstellung eines unbeeinflussten vertikalen Geschwindigkeitsprofils inklusive berechneter Turbulenzparameter	96
7.5. Schematische Darstellung der Zylinderbefestigung und des Sohlenabstands G	98
7.6. Exemplarischer Vergleich gemessener Fließgeschwindigkeiten	99
7.7. Experimenteller Farbstoffversuch und numerische Simulation zur Visualisierung der Strömung um Zylinder	100
7.8. Numerische Simulation zur Visualisierung der Fließgeschwindigkeiten als Stromlinien um einen Zylinder	101

7.9. Einfluss des Sohlabstands G auf den Strömungswiderstand bei quasi-gleichförmiger Strömung, unterschiedlicher Zylinderorientierung und Fließ-tiefen	102
7.10. Konvergenzanalyse des Berechnungsnetzes	104
7.11. Konvergenzanalyse des Berechnungsnetzes, relative Fehler und Berech-nungszeiten	105
7.12. Strömungswiderstandskräfte, Vergleich zwischen numerisch berechneten und gemessenen Ergebnissen bei quasi-gleichförmiger Strömung, unter-schiedlicher Zylinderorientierung und Fließ-tiefen und einem Sohlabstand von $G = 2$ mm	105
7.13. Exemplarischer Vergleich der gemessenen (Experiment) und berechneten (Numerik) Fließgeschwindigkeiten bei quasi-gleichförmiger Strömung . . .	106
7.14. Exemplarischer Vergleich der gemessenen (Experiment) und berechneten (Numerik) Wasserspiegellage bei ungleichförmiger Strömung	106
7.15. Vergleich der experimentellen und numerischen Wasserspiegellagen im Längsschnitt für Abb. 7.14a und 7.14b	107
7.16. Exemplarischer Vergleich der gemessenen (Experiment) und berechneten (Numerik) Fließgeschwindigkeiten bei ungleichförmiger Strömung	108
8.1. Numerisch berechnete, horizontale Druckverteilung auf einen Zylinder mit $D = 50$ mm und $L = 474$ mm bei unterschiedlichen Rotationswinkeln . . .	111
8.2. Druckkoeffizient C_p (Druck- und Soganteile nach Abb. 8.1) auf einen Zylinder mit $D = 50$ mm und $L = 474$ mm bei unterschiedlichen Rotati-onswinkeln γ und $Re = 63\,800$, Schnitt bei $z = D/2$ (Zylinderschwerpunkt) 112	
8.3. Strömungswiderstandskoeffizienten in Abhängigkeit zum Orientierungs-winkel, gruppiert nach Fließ-tiefen	113
8.4. Strömungswiderstandskoeffizienten in Abhängigkeit zum Orientierungs-winkel, gruppiert nach Fließgeschwindigkeiten	113
8.5. Strömungswiderstandskoeffizienten in Abhängigkeit zum Orientierungs-winkel gruppiert nach Reynolds-Zahlen	115
8.6. Darstellung der <i>Drag Crisis</i> (vgl. Abb. 2.8) für die untersuchten Zy-lindergößen anhand des Strömungswiderstandskoeffizient $C_{D,BR,LD}$ in Abhängigkeit zur Re -Zahl, Boxplot (Median, 25. und 75. Perzentil und Standardabweichung)	116

8.7. Darstellung des Strömungswiderstandsbeiwerts $C_{D,BR}$ bei quasi-gleichförmiger Strömung und Orientierungswinkeln zwischen $\gamma = 0$ bis 90°	117
8.8. Statistische Auswertung zur Berechnung des Strömungswiderstands bei unterkritischem Abfluss, quasi-gleichförmiger Strömung und sohlennahem Zylinder	118
8.9. Vergleich der berechneten (Gl. 8.6) und gemessenen Strömungswiderstände	119
8.10. Auswertung der qualitativen und quantitativen Druckverteilung im Zylinderschwerpunkt für unterschiedliche Sohlabstände	120
8.11. Polardiagramm zur Darstellung des Druckkoeffizienten C_p für die untersuchten Fälle im Vergleich, Anströmrichtung $\theta = 0 \rightarrow 180^\circ$	121
8.12. Auswertung des Strömungswiderstandskoeffizienten $C_{D,\gamma}$ bei unterkritischem Abfluss, quasi-gleichförmiger Strömung, unterschiedlichem normierten Sohlabstand G/D bei verschiedener Zylinderorientierung γ , $U = 20$ cm/s, $D = 50$ mm und $L = 474$ mm, Darstellung der Anpassungsfunktion $C_{D,\gamma,GD}$ (Gl. 8.7)	122
8.13. Funktionen der linearen Regression für die Parameter a , b und c in Abhängigkeit vom Rotationswinkel γ und der normierten Fließtiefe h/D zur Berechnung des Strömungswiderstandsbeiwerts $C_{D,\gamma,GD}$ (Gl. 8.7)	123
8.14. Ausbildung eines Wechselsprungs im Lastfall 2b	124
8.15. Unterscheidung des Lastfalls 2 anhand der Grenztiefe h_{gr} stromabwärts vom Zylinderschwerpunkt	125
8.16. Darstellung der gemessenen Strömungswiderstände $F_{x,gem}$ bei ungleichförmiger Strömung für die Lastfälle 2a, 2b und 3	126
8.17. Verhältnis zwischen der dimensionslosen Wasserspiegeldifferenz $\Delta h/D$ und gemessenem Strömungswiderstand $F_{x,gem}$, Anpassungsfunktion F_x^* (Gleichung 8.9), ungleichförmige Strömung, Zylinder mit $L/D = 9,48$, Zylinderposition mittig (M) und seitlich (S) und unterschiedliche Rotationswinkel γ	127
8.18. Vergleich der gemessenen und berechneten Strömungswiderstände bei quer anströmten Zylinder ($\gamma = 90^\circ$)	129
8.19. Schematische Darstellung der Energielinie im Längsschnitt mit Angabe der Verluste infolge des überströmten Zylinders und eines Wechselsprungs	130

8.20. Korrelation zwischen dem Strömungswiderstand F_x und der dimensionslosen Grenztiefe h_{gr}/D für unterschiedliche Rotationswinkel γ und verschiedene Zylindergrößen L/B , Darstellung der Messwerte und der Funktionswerte nach Gleichung 8.13	131
8.21. Auswertung der empirischen Gleichung 8.13 zur Berechnung des Strömungswiderstands F_x für den überkritischen Lastfall LF2b im Vergleich zu den etablierten Gleichungen	132
8.22. Vergleich der gemessenen ($F_{x,gem}$) und berechneten Strömungswiderstände mittels F_I (Gl. 8.10), $F_{I,\gamma}$ (Gl. 8.14), F_T (Gl. 2.25) und $F_{T,\gamma}$ (Gl. 8.16) für Rotationswinkel $30 \leq \gamma < 90^\circ$	134
8.23. Auswertung der Fehler (MAPE) der berechneten Strömungswiderstände mittels F_I (Gl. 8.10), $F_{I,\gamma}$ (Gl. 8.14), F_T (Gl. 2.25) und $F_{T,\gamma}$ (Gl. 8.16) für Rotationswinkel $\gamma < 90^\circ$	135
8.24. Darstellung der Überfallhöhe $h_{\ddot{u}}$ oberhalb der Zylinder im Verhältnis zum Durchfluss Q	136
8.25. Schematische Darstellung eines Überfalls über einen Zylinder	137
8.26. Zusammenhang zwischen dem Überfallbeiwert μ_{zyl} und dem Verhältnis von Energiehöhe H zur Zylinderoberkante D_t . Die Symbole repräsentieren die auf Messdaten berechneten Werte, während die Linien das nach Gleichung 8.22 abgeschätzte Verhältnis für verschiedene Zylindergrößen L/B und Rotationswinkel γ darstellen.	138
8.27. Vergleich der abgeschätzten (Gl. 8.22) und experimentell berechneten Überfallbeiwerte μ_{zyl}	140
8.29. Vergleich der berechneten und experimentellen Überfallhöhen $h_{\ddot{u}}$	141
8.30. Exemplarischer Vergleich der Stromlinien an über- und umströmten Zylindern, <u>mittig</u> positioniert, eingefärbt anhand der dimensionslosen Geschwindigkeit v/U	144
8.31. Exemplarischer Vergleich der Stromlinien an über- und umströmten Zylindern, <u>seitlich</u> positioniert, eingefärbt anhand der dimensionslosen Geschwindigkeit v/U	144
8.32. Dimensionslose Geschwindigkeitsverteilung u/U für <u>mittig</u> platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder bei einer mittleren Anströmgeschwindigkeit $U = 15$ cm/s, Schnitt bei $z = D/2$	145

8.33. Dimensionslose Geschwindigkeitsverteilung u/U für <u>seitlich</u> platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder bei einer mittleren Anströmgeschwindigkeit $U = 15$ cm/s, Schnitt bei $z = D/2$	146
8.34. Rückströmungsvolumen $V_{u,neg}$ für überströmte, mittig platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder	148
8.35. Rückströmungsvolumen $V_{u,neg}$ für überströmte, seitlich platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder	149
8.36. Rückströmungsvolumen $V_{u,neg}$ für umströmte, mittig platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder	150
8.37. Rückströmungsvolumen $V_{u,neg}$ für umströmte, seitlich platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder	151
8.38. Einfluss des Rotationswinkels γ auf das Rückströmvolume und den Strömungswiderstand für um- und überströmte und unterschiedlich lateral positionierte Zylinder	152
8.39. Auswertung des Quotienten $R_{1,um/über}$ (Gl. 8.25) zwischen um- und überströmten Zylindern, gruppiert nach ihrer lateralen Position	153
8.40. Darstellung der dimensionslosen Rückströmvolume in Relation zum Strömungswiderstand in Abhängigkeit vom Rotationswinkel	154
8.41. Auswertung der prozentualen Abweichung $R_{2,um/über}$ (Gl. 8.26) zwischen um- und überströmten Zylindern, gruppiert nach ihrer lateralen Position .	155

Tabellenverzeichnis

1.1. Vertikale und horizontale Kräfte und Drücke am Beispiel eines zylindrischen Totholz-Stamms	11
4.1. Modellskalierung nach dem Ähnlichkeitsgesetz von Froude	43
4.2. Parametereinstellungen der ADV-Messung	53
5.1. Eigenschaften der verwendeten Solver	58
5.2. Gleichungen zur Bestimmung der Anfangsbedingungen für k und ω	66
5.3. Parameter für Anfangs- und Randbedingungen für die Solver simpleFoam und interFoam	69
5.4. Anfangs- und Randbedingungen, Solver: simpleFoam und pimpleFoam	72
5.5. Anfangs- und Randbedingungen, Solver: interFoam	73
6.1a. Messkampagne zur Kraftbestimmung, durchgeführte Messungen mit $L = 158$ mm bei unterkritischen Abflüssen (vgl. Abb. 6.2)	81
6.1b. Messkampagne zur Kraftbestimmung, durchgeführte Messungen mit $L = 316$ mm bei quasi-gleichförmiger Strömung und unterkritischen Abflüssen (vgl. Abb. 6.2)	81
6.1c. Messkampagne zur Kraftbestimmung, durchgeführte Messungen mit $L = 474$ mm bei quasi-gleichförmiger Strömung und unterkritischen Abflüssen (vgl. Abb. 6.2)	82
6.2. Messkampagne zur Kraftbestimmung, Anzahl durchgeführter Messungen bei quasi-gleichförmiger Strömung, unterkritischen Abflüssen und variablem Sohlenabstand	83
6.3. Messkampagne zur Kraftbestimmung, Anzahl durchgeführter Messungen bei ungleichförmiger Strömung und teilweise überkritischen Abflüssen	84
6.4. Messkampagne zur Fließgeschwindigkeitsbestimmung, vertikale und horizontale Messgitter bei unterkritischen und kritischen Abflüssen	85

6.5. Numerische Modellläufe zur Validierung anhand von ADV- und USS-Messungen bei ausgewählten Fällen mit quasi-gleichförmiger und ungleichförmiger Strömung	87
6.6. Numerische Modellläufe zur Validierung anhand von Kraft-Messungen bei ausgewählten Fällen mit quasi-gleichförmiger Strömung	88
6.7. Numerische Modellläufe zur Analyse der Nachlaufströmung	89
7.1. Eckdaten der untersuchten Netzgenerationen der Konvergenzuntersuchung	103

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Beschreibung
1D, 2D und 3D	Ein-, Zwei und Dreidimensional
ADV	Acoustic Doppler Velocimeter
App	Applikation mit grafischer Benutzeroberfläche
ASCII	American Standard Code for Information Interchange
CFD	Computational Fluid Dynamics
DES	Detached Eddy Simulation
DN_x	DN (franz. Diamètre Nominal), Nennweite x in mm
DNS	Direct Numerical Simulation
DWA	Deutsche Vereinigung für Wasserwirtschaft, Abwasser und Abfall e. V.
ELJ	Engineered Log Jams
exp	Exponentiell
Exp	Experimentell
FMS	Field Mesh Specification
Fkt.	Funktion
gem	Gemessen
IDDES	Improved Delayed Detached Eddy Simulation
IRT	Instream River Training
LF	Lastfall
LES	Large Eddy Simulation
MID	Magnetisch-induktiver Durchflussmesser
min	Minimum
max	Maximum
neg	Negativ
num	Numerisch
OW	Oberwasser

Abkürzung	Beschreibung
PSD	Power Spectral Density
PVC	Polyvinylchlorid
RANS	Reynolds-Averaged Navier-Stokes
SNR	Signal to Noise Ratio
SST	Shear Stress Transport
STL	Stereolithografie
USS	Ultraschallsensor
UW	Unterwasser
VOF	Volume of Fluid
WRRL	Wasserrahmenrichtlinie
WS	Wechselsprung
zyl	Zylinder

Symbolverzeichnis

Symbol	Beschreibung	Einheit
A	Fließquerschnitt	m^2
A_{\perp}	Projizierte Querschnittsfläche	m^2
A_K	Körperoberfläche	m^2
α	Neigungswinkel	rad
B	Gerinnebreite	m
BR	Verbaugrad	–
β	Winkelkoeffizient	–
C_D	Strömungswiderstandskoeffizient	–
$C_{D,LD}$	C_D in Abhängigkeit von LD^{-1}	–
$C_{D,BR}$	C_D in Abhängigkeit von BR	–
$C_{D,BR,LD}$	C_D in Abhängigkeit von BR und LD^{-1}	–
$C_{D,\gamma}$	$C_{D,BR,LD}$ in Abhängigkeit von γ	–
$C_{D,\gamma,GD}$	$C_{D,\gamma}$ in Abhängigkeit von GD^{-1}	–
$c_{I,\gamma}$	Korrekturfaktor für $F_{I,\gamma}$	–
C_p	Druckkoeffizient	–
$c_{T,\gamma}$	Korrekturfaktor für $F_{T,\gamma}$	–
CFL	Courant-Zahl	–
C_f	Schubspannungskoeffizient	–
D	Zylinderdurchmesser	m
D_{Stab}	Durchmesser Befestigungsstab	m
D_t	Differenz zwischen Sohle und Zylinderoberkannte	m
E_{kin}	Kinetische Energie	J
E_p	Passiver Erddruck	Pa
F	Kraft	N
F_B	Ballast	N

Symbol	Beschreibung	Einheit
F_D	Hydrodynamischer Strömungswiderstand	N
$F_{D,\gamma}$	Berechneter Strömungswiderstand	N
F_G	Eigengewicht	N
F_I	Impulskraft	N
$F_{I,\gamma}$	Fkt. für F_I in Abhängigkeit von γ	N
F_L	Hydrodynamischer Auftrieb	N
F_S	Hydrostatischer Strömungswiderstand	N
F_T	Totaldruckkraft	N
$F_{T,\gamma}$	Fkt. für F_T in Abhängigkeit von γ	N
F_z	Hydrostatischer Auftrieb	N
$F_{A,x}$	Horizontale Verankerung	N
$F_{A,z}$	Vertikale Verankerung	N
F_f	Reibungskraft	N
F_x	Kraft in x -Richtung	N
$F_{x,\text{gem}}$	Gemessener Strömungswiderstand	N
F_x^*	Fkt. von F_x bei ungleichförmiger Strömung	N
$F_{x,\text{gr}}$	Fkt. von F_x bei überkritischem Abfluss	N
$F_{x,\text{num}}$	Numerisch berechneter Strömungswiderstand	N
g	Erdbeschleunigung	m s^{-2}
G	Sohlenabstand	m
γ	Vertikaler Winkel der Zylinderrotation	rad
h	Fließtiefe	m
H	Energiehöhe	m
h_1	Fließtiefe stromaufwärts eines Zylinders	m
h_2	Fließtiefe stromabwärts eines Zylinders	m
$h_{2,\text{min}}$	Minimale Fließtiefe stromabwärts eines Zylinders	m
h_{gr}	Grenzwassertiefe	m
h_{max}	Maximale Fließtiefe	m
$h_{\text{ü}}$	Überfallhöhe	m
h_v	Verlustrhöhe	m
Δh	Fließtiefendifferenz	m
k	Turbulente kinetische Energie	$\text{m}^2 \text{s}^{-2}$
k_s	Sohlrauheit	m

Symbol	Beschreibung	Einheit
L	Zylinderlänge	m
L_{ref}	Referenzlänge	m
L_{Stab}	Länge Befestigungsstab	m
L_{UB}	Länge des Untersuchungsbereichs	m
L_x	Länge in x -Richtung	m
L_y	Länge in y -Richtung	m
L_z	Länge in z -Richtung	m
λ	Maßstabszahl	–
MAPE	Mittlere absolute prozentuale Fehler	%
m	Masse	kg
μ	Überfallbeiwert	–
μ_{DB}	Überfallbeiwert nach du Buat	–
μ_{zyl}	Überfallbeiwert für einen Zylinder	–
$\mu_{\text{zyl,Exp}}$	Experimenteller Überfallbeiwert für einen Zylinder	–
$\mu_{\text{zyl,LB},\gamma}$	Fkt. des Überfallbeiwert für finite Zylinder	–
n	Rauheitsbeiwert nach Manning	$\text{s m}^{-1/3}$
NRMSE	Normalisierte mittlere quadratische Abweichung	%
ν	Kinematische Viskosität	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$
p	Druck	Pa
p_{dyn}	Dynamischer Druck	Pa
q	Spezifischer Durchfluss	$\text{m}^3/\text{s}/\text{m}$
Q	Durchfluss	m^3/s
r	Radius	m
R^2	Bestimmtheitsmaß	–
Re	Reynolds-Zahl	–
RMSE	Root Mean Square Error	variabel
ρ	Fluiddichte	kg m^{-3}
ρ_{zyl}	Zylinderdichte	kg m^{-3}
τ	Schubspannung	Pa
τ_w	Wandschubspannung	Pa
T	Temperatur	$^{\circ}\text{C}$
t	Zeit	s
tk_e	Turbulenzkinetische Energie	$\text{m}^2 \text{s}^{-2}$

Symbol	Beschreibung	Einheit
u	Longitudinale Geschwindigkeitskomponente	m s^{-1}
$u'w'$	Reynoldsschubspannungen	m s^{-1}
u^+	Dimensionslose Geschwindigkeit	–
u_{ref}	Referenzgeschwindigkeit	m s^{-1}
u_{τ}	Schubspannungsgeschwindigkeit	m s^{-1}
U	Mittlere Anströmgeschwindigkeit	m s^{-1}
v	Laterale Geschwindigkeitskomponente	m s^{-1}
v_i	Gemittelte Geschwindigkeit an der Stelle i	m s^{-1}
V	Volumen	m^3
V_{zyl}	Zylindervolumen	m^3
$V_{u,\text{neg}}$	Rückströmvolumen	m^3
w	Vertikale Geschwindigkeitskomponente	m s^{-1}
ω	Spezifische Dissipationsrate	s^{-1}
x	x -Koordinate bzw. Position in x -Richtung	– bzw. m
$\Delta_{xyz,\text{min}}$	Kleinste Zellseite	m
y	y -Koordinate bzw. Position in y -Richtung	– bzw. m
y^+	Dimensionsloser Wandabstand	–
z	z -Koordinate bzw. Position in z -Richtung	– bzw. m
z'	Verschiebungshöhe	m
ϵ	Dissipationsrate	$\text{m}^2 \text{s}^{-3}$

Teil I.

Einführung

1. Totholz in Fließgewässern



Abbildung 1.1.: Befestigtes Totholz in der Oberen Lippe (Am Tallehof), Quelle: Felix von Schledorn, 2018

Im DWA (Deutsche Vereinigung für Wasserwirtschaft, Abwasser und Abfall e. V.) Merkblatt 600 ist Totholz (Abbildung 1.1) ein Sammelbegriff für abgestorbene Bäume oder Baumteile, die sich zum Zeitpunkt eines Hochwasserereignisses bereits im Gerinne befinden. Der Begriff Totholz ist hierbei negativ behaftet und diskussionswürdig. So beschäftigt sich derzeit die Arbeitsgruppe GB-2.20 *Totholz in der Gewässerunterhaltung* im Fachausschuss GB-2 *Ausbau und Unterhaltung von Fließgewässern* der DWA unter anderem mit der Begriffsdefinition, auf die künftig verwiesen werden könnte. Beispiele hierzu sind:

1. Totholz in Fließgewässern



(a) Befestigtes Totholz mit akkumulierten Material in der Oberen Lippe (Am Tallehof), Quelle: Felix von Schledorn, 2018



(b) „Gefahr, die der Fluss anschwemmt“, Totholz an einem Brückenpfeiler, Quelle: Tiroler Tageszeitung Online, 2022

Abbildung 1.2.: Totholz in Fließgewässern: Positiv- und Negativbeispiel

Wildholz (Bergmeister und Wörner, 2008) oder Flussholz (Hofmann, 2021; Schulz-Zunkel et al., 2019).

Zunächst ist Totholz in Fließgewässern, welches bspw. als Mittel zur Revitalisierung eingesetzt wird, nicht generell abgestorben. Zudem wird der Begriff in der Forstwirtschaft für abgestorbene Bäume oder Baumteile von unterschiedlicher Dimension verwendet, was dünne Zweige oder dicke Stämme, stehend oder liegend, frisch oder vermodert mit einschließt (Lachat et al., 2019). Aufgrund der weiten Verbreitung in diesem Forschungsgebiet wird die Bezeichnung Totholz dennoch in der vorliegenden Arbeit verwendet. Der Großteil der Publikationen definiert Totholz im englischsprachigen mit Large Woody Debris (LWD). Aber auch hier gibt es einen Trend zu positiv behafteten Begriffen. Hierzu zählen die Bezeichnungen Large Wood (Gasser et al., 2019; Ruiz-Villanueva et al., 2014; Wohl et al., 2016), Large Woody Material (Danhoff, 2020; Gasser et al., 2019) oder auch Instream Wood (Gasser et al., 2019; Lo et al., 2021).

Totholz spielt eine wichtige Rolle im Kontext der Europäischen Wasserrahmenrichtlinie (WRRL). Die WRRL zielt darauf ab, den ökologischen Zustand der Gewässer in der EU zu verbessern und zu schützen. In diesem Rahmen hat das Belassen, der natürliche Eintrag oder der Einbau von Totholzstrukturen in Gewässerbetten eine besondere Bedeutung. Dem gegenüber steht das Schadenspotenzial, welches von Totholz im Falle eines Hochwassers ausgehen kann. So kann es sich in Flüssen und Bächen ansammeln und bei Hochwasser zu Verklausungen und Blockaden führen (Abbildung 1.2b), was die Fließgeschwindigkeit und den Wasserstand beeinflusst. Dies kann das Risiko von

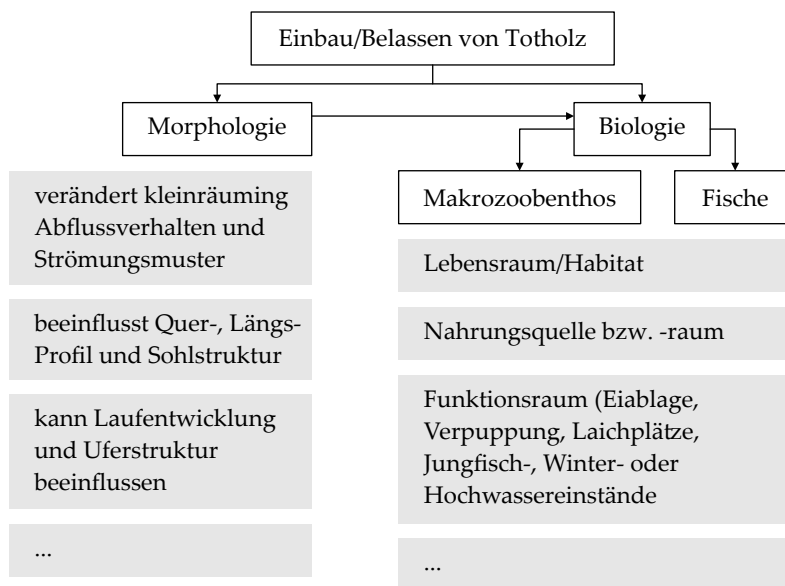


Abbildung 1.3.: Der Einfluss von eingebautem oder belassenem Totholz in Fließgewässern

Überschwemmungen erhöhen und die Auswirkungen von Hochwasser verschärfen. Als Schlüsselement in Bächen und Flüssen (Dahm et al., 2014) sollte bei ökologisch motivierten Revitalisierungsmaßnahmen immer häufiger Totholz eingesetzt werden (Abbildung 1.2a). In diesen Fällen müssen Ingenieure den Kompromiss zwischen Hochwassersicherheit, insbesondere bei Bächen und Flüssen im urbanen Raum, und ökologischen Zielen berücksichtigen. So führt der Verbau des Fließquerschnitts mit Holz zu einer Erhöhung der Lebensraum- und Strukturvielfalt und ist daher ein wichtiger und prägender Bestandteil von Bächen und Auenlandschaften (Gerhard und Reich, 2001; Kail und Gerhard, 2002; Städtler, 2004). In der Praxis gibt es oft erhebliche Defizite beim Holzanteil in Fließgewässern (Siemens et al., 2009). Die ökologischen und morphologischen Vorteile von Totholz sind vielfältig. Es reduziert die durchschnittliche Fließgeschwindigkeit (Shields Jr. und Gippel, 1995) aufgrund des erhöhten Strömungswiderstands und sorgt für Strömungsdiversität (Gippel, 1995; Keller und Swanson, 1979). Durch akkumuliertes Holz, Geäst und weitere Geschwemmsel entstehen Fischhabitate (Dahm et al., 2014; Roni et al., 2015; Holland et al., 2000; Wohl et al., 2016) und Rückzugsgebiete vor Räubern und Hochwasser (Shrivel, 1990) als Folge von Totwasserzonen (Bilby, 1981; Faustini und Jones, 2003). Aktuelle Forschungen befassen sich daher auch mit der Untersuchung von Strömungsmustern und der Nachlaufströmung in Verbindung mit Totholz (Schalko et al., 2021). Die Bildung von morphologischen Strukturen wie Stillen und Schnellen

1. Totholz in Fließgewässern



(a) Einzelne Stamm-Struktur in der Alme, bei Lippstadt (b) Mehrstamm-Struktur in der Alme, bei Lippstadt (c) Engineered Log Jam in der Aare, Löchligut Bern (Schweiz), Emsch+Berger (2022)

Abbildung 1.4.: Beispiele für Totholzstämmen in Fließgewässern

(Gippel, 1995; Keller und Swanson, 1979) sowie die Sedimentretention (Montgomery et al., 1995) werden gefördert. Darüber hinaus fördert der Verbau den Uferschutz (Brooks et al., 2001b) und die Gesamtstabilität eines Fließgewässers (Bilby und Ward, 1989). Während Totholz einerseits als Hindernis bei Hochwasserereignissen angesehen werden kann, unterstreicht die breite Palette an ökologischen Vorteilen die Notwendigkeit, Totholz als integralen Bestandteil naturnaher Fließgewässer zu begreifen und zu nutzen.

1.1. Einordnung, Begriffsdefinition und Klassifizierung

In der wissenschaftlichen Auseinandersetzung mit Totholz zeigt sich, dass es derzeit keine universellen Kriterien für die Einordnung, Begriffsdefinitionen und Klassifizierungen gibt. Dies ist jedoch notwendig, um eine konsistente Bewertung und das Verständnis der ökologischen Funktionen und hydraulischen Prozesse zu ermöglichen.

Nach Kail und Gerhard (2003) werden feines ($D = 0,01$ bis $0,1$ m) und grobes Totholz ($D > 0,1$ m) unterschieden. Abbildung 1.5 zeigt eine Klassifikation von Holzstrukturen (fein und grob), unterteilt in Einzelstrukturen und Ansammlungen. Einzelstrukturen können beispielsweise Stamm, Raubaum und Wurzelstubben sein. Ansammlungen umfassen Damm, Verklausung, Genist, Faschine und Engineered Log Jam, welche eine chaotische oder geordnete Anordnungen von Holzelementen darstellen.

Bei der Definition von Totholz ist zu unterscheiden, ob dies natürlich entstand oder künstlich in ein Fließgewässer eingebracht wurde (Abbildung 1.6). Letzteres bezieht sich auf den technischen Einbau von Totholz, welches im Rahmen von Revitalisierungsmaßnahmen verwendet und beispielsweise auch im Rahmen von Instream River Training

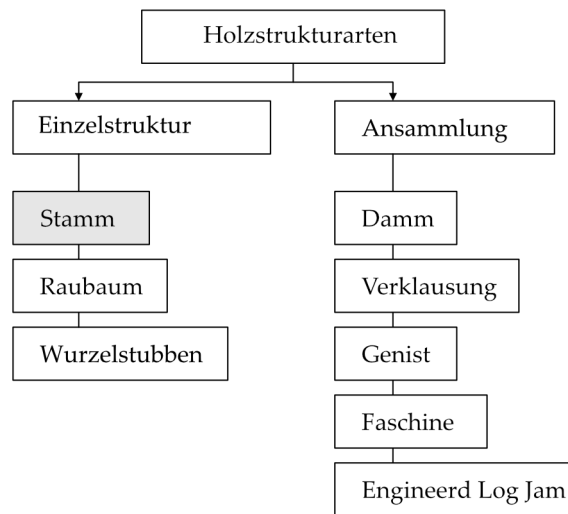


Abbildung 1.5.: Übersicht unterschiedlicher Holzstrukturen

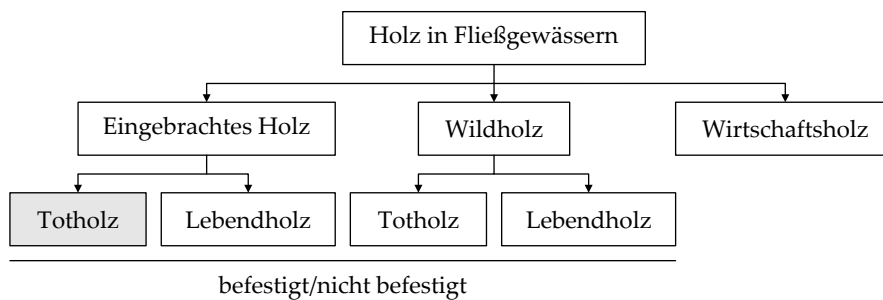


Abbildung 1.6.: Unterscheidung von Holz in Fließgewässern

(IRT) eingesetzt wird (Werdenberg et al., 2014). IRT zielt darauf ab, die Strömung durch den Einbau von Strukturelementen aus natürlichen Materialien gezielt durch Sekundärströmungen zu beeinflussen, um die hydromorphologischen Parameter und die Durchgängigkeit der Fließgewässer zu verbessern (Mende und Sindelar, o. D.) und damit den guten ökologischen Zustand gemäß der Wasserrahmenrichtlinie zu erreichen.

Neben einzelnen Stamm-Strukturen gibt es Mehrstamm-Strukturen (D’Aoust et al., 2000) oder sogenannte Engineered Log Jams (ELJ; Addy und Wilkinson (2016) und Gallisdorfer et al. (2014), Abbildung 1.4). Im Allgemeinen sind solche Maßnahmen gegen eine Mobilisierung gesichert. Hierbei gibt eine große Bandbreite an möglichen Befestigungsvarianten (Rijkswaterstaat en Ministerie van Infrastructuur en Milieu Nederland, 2016). Die vorgelegte Arbeit beschäftigt sich mit der Untersuchung von Einzel-Stammstrukturen, welche vereinfacht als zylindrischer Körper abgebildet werden.

Für Holzstämme lassen sich verschiedene Grundtypen identifizieren, die entweder als Basis für die Entwicklung komplexerer Strukturen dienen oder bereits in ihrer einfachen Form einen Endzustand darstellen (vgl. Manners und Doyle, 2008). Diese Grundtypen variieren in ihrer Entstehung und ihrer Positionierung innerhalb des Fließquerschnitts. Seidel (2018) hat für die vorhandene Klassifizierung, die sechs Typen umfasst (Abbildung 1.7), eine vergleichbare Beschreibungen verwendet:

1. Brücke: Ein quer liegender Stamm, der sich über dem Fließprofil befindet.
2. gebrochene Brücke: Mehrere Stämme, quer liegend und von beiden Ufern im Profil positioniert.
3. Strömunglenker: Ein einzelner Stamm, quer liegend und von einer Uferseite im Profil positioniert.
4. geneigte Brücke: Ein quer liegender Stamm, der zwischen den Ufern positioniert ist.
5. Sohlenschwelle: Ein quer liegender Stamm, der auf der Sohle des Fließgewässers liegt.
6. Parallelwerk: Ein längs liegender Stamm auf der Sohle.

Die Variationen dieser Grundtypen resultieren aus ihrer Funktion, ihrer Interaktion mit der Fließdynamik, ihrer Dimension, der Distanz zu weiteren Elementen, ihrer Orientierung und Position im Gewässer. In einer umfassenden Studie (Seidel, 2018) von Totholzstrukturen in norddeutschen Tieflandbächen ergab sich eine Verteilung nach Grundtypen entsprechend Abbildung 1.8.

Frühere Klassifikationen natürlicher Holzstrukturen, beispielsweise in größeren Flüssen (Abbe und Montgomery, 1996), tendierten zu einer weniger detaillierten und systematischen Herangehensweise. Häufig beschränkten sich diese auf die Unterscheidung, ob Holzstrukturen mit einem oder beiden Ufern verbunden sind, welchen Winkel sie zur Fließrichtung und zum Wasserspiegel einnehmen (Richmond und Fauseh, 1995; Robison und Beschta, 1990) und in welcher Wasserbreite sie sich befinden (Gerhard und Reich, 2001; Gregory et al., 1985). Diese früheren Typisierungen decken vorwiegend Varianten der hier definierten Grundtypen ab.

Zusammenfassend gilt, dass je nach Publikation unterschiedliche Typisierungen verwendet werden, womit keine einheitliche und systematische Typisierung von Totholz vorliegt.

In der hier präsentierten Studie beinhaltet die Messkampagne die genannten Grundtypen 3 (Strömunglenker, ohne vertikale Neigung), 5 (Sohlenschwelle) und 6 (Parallelwerk).

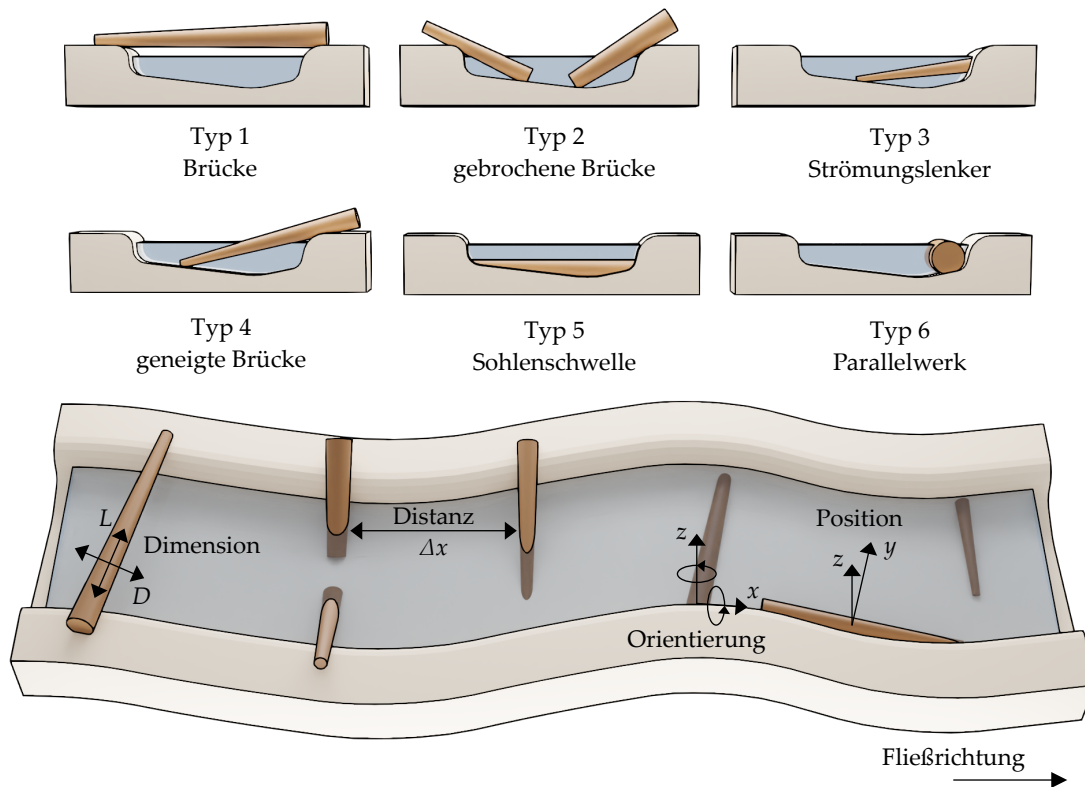


Abbildung 1.7.: Übersicht definierter Grundtypen von Totholzstämmen in Fließgewässern

Typ 1 (Brücke) wurde aufgrund der nicht ständigen hydraulischen Wirkung vom Untersuchungsprogramm ausgeschlossen; die Typen 2 und 4 (gebrochene Brücke und geneigte Brücke) aufgrund ihrer gesteigerten Komplexität durch die zwingend erforderliche vertikale Neigung. Ein direkter Vergleich der Daten wäre bei der geplanten Versuchsumsetzung nicht gegeben.

1.2. Kräftebilanz an Einzelstammstrukturen

Die Kräfte, die auf Totholzstämmen wirken, hängen von verschiedenen Parametern ab. Hierzu gehören unter anderem die relative Größe der Struktur im Verhältnis zum Fließquerschnitt, das Verhältnis zwischen Länge und Durchmesser, die Form, die Ausrichtung und die allgemeinen hydraulischen Bedingungen. Neben den beschleunigenden Kräften wirken auch haltende Kräfte durch Verankerungen oder Reibung mit unterschiedlichen Wirkungsrichtungen (Abb. 1.9). Tabelle 1.1 listet zusammengefasst die wesentlichen

1. Totholz in Fließgewässern

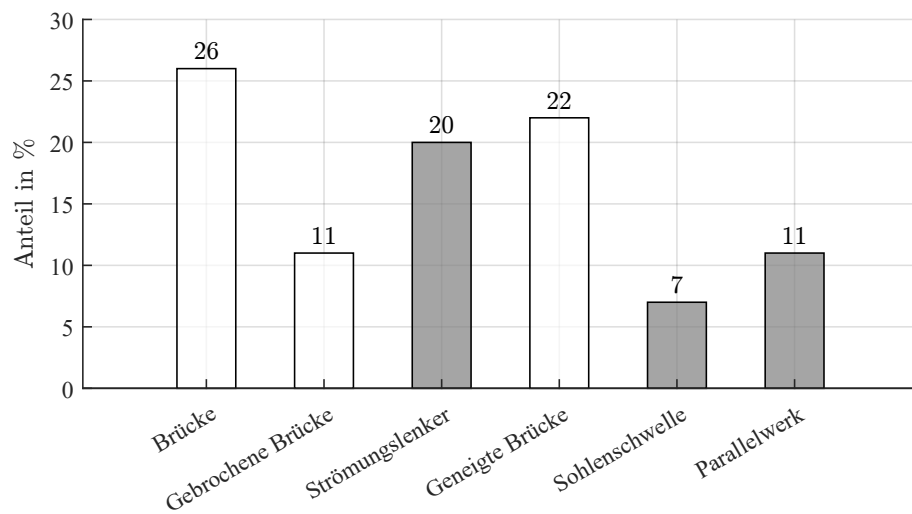


Abbildung 1.8.: Verteilung von Grundtypen in norddeutschen Tieflandbächen (Datenquelle: Seidel, 2018), graue Markierung = in der vorliegenden Arbeit untersucht

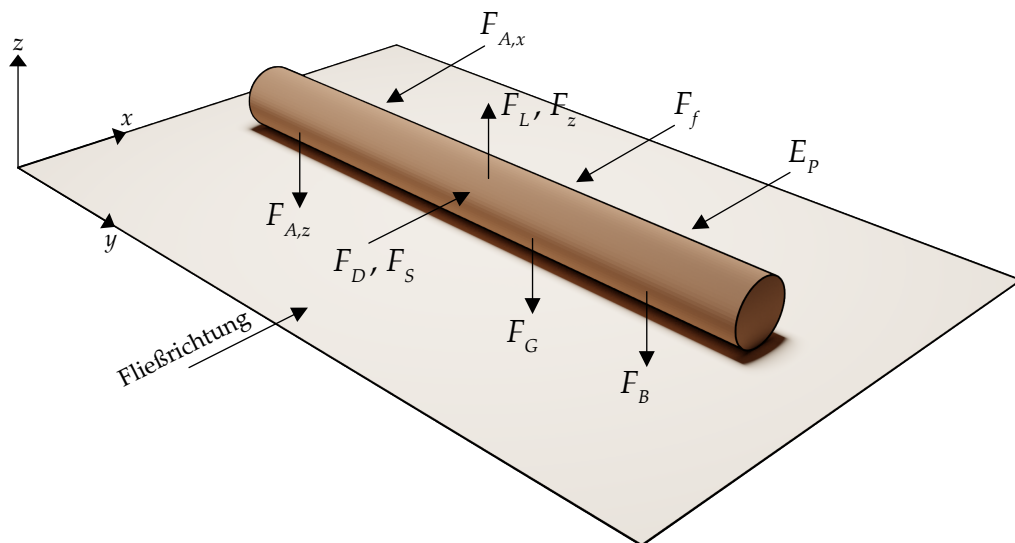


Abbildung 1.9.: Schematische Darstellung der auf Totholzstämmen wirkenden Kräfte (siehe auch Tabelle 1.1)

Tabelle 1.1.: Vertikale und horizontale Kräfte und Drücke am Beispiel eines zylindrischen Totholz-Stamms, siehe auch Rafferty, 2017

Vertikal		Horizontal	
F_z	hydrostatischer Auftrieb	F_S	hydrostatischer Strömungswiderstand
F_L	hydrodynamischer Auftrieb	F_D	hydrodynamischer Strömungswiderstand
F_G	Eigengewicht	F_f	Reibungskraft
F_B	Ballast	E_p	Passiver Erddruck
$F_{A,z}$	vertikale Verankerung	$F_{A,x}$	horizontale Verankerung

Kräfte und Drücke auf einen Totholzstamm in vertikaler und horizontaler Richtung. Ein Kräftegleichgewicht herrscht, wenn die Summen der vertikalen Kräfte F_V

$$\sum_{F_V=0} = F_z + F_L - F_G - F_B - F_{A,z} \quad (1.1)$$

und der horizontalen Kräfte F_H

$$\sum_{F_H=0} = F_S + F_D - F_f - E_p - F_{A,x} \quad (1.2)$$

Null sind.

Die genannten Kräfte und Drücke müssen bei Berechnungen zur Lagestabilität berücksichtigt werden, um eine unbeabsichtigte Mobilisierung im Hochwasserfall zu vermeiden. Andernfalls könnten beispielsweise Schäden an Querbauwerken, Gebäuden und Infrastrukturen durch Treibholz verursacht werden. Dies kann unter anderem durch Einstau an hydraulischen Engstellen (Brücken, Durchlässe, etc.), Rückstau oder Holzablagerungen entlang des Gerinnes eintreten (Rudolf-Miklau et al., 2011; Lassetre und Kondolf, 2012). Bei der Planung und Durchführung von Baumaßnahmen mit Totholz sind im Wesentlichen die folgenden Punkte zu beachten:

- Einfluss auf hydraulische Bedingungen, einschließlich Aufstauwirkung und Veränderungen der Fließgeschwindigkeiten,
- ökologischer Einfluss,
- die Fließgewässermorphologie mit Sedimentations- und Erosionsprozessen,
- sowie die Horizontal- und Vertikalkräfte im Hinblick auf die Stabilität.

Für Letztere gibt es kein einheitliches und umfassendes Konzept, um einen Standortsicherheitsnachweis für die Bemessung geeigneter Befestigungen zu führen. So beschäftigt sich derzeit die Arbeitsgruppe WW-1.4 *Hydraulische Fragestellungen zu Totholz* im Fachausschuss WW-1 *Hydraulik* der DWA unter anderem mit dieser Thematik.

Für die Berechnung des Strömungswiderstands, der im Fokus der vorliegenden Arbeit liegt, gibt es in der Literatur bereits eine Vielzahl an Ansätzen, die auch in der Praxis eingesetzt werden. In Kapitel 2.2 werden die theoretischen Grundlagen erläutert.

2. Stand der Technik

Nach dem Stand der Technik gibt es drei grundlegende Methoden zur Berechnung oder Ermittlung der horizontal wirkenden Strömungskraft von zylindrischen Körpern und des zu berücksichtigenden Aufstaus infolge eines Fließquerschnittverbaus. Diese lassen sich gliedern in:

- Analytik und Empirie: Gleichungen, die analytisch gelöst werden können und auf theoretischen Annahmen oder Experimenten beruhen.
- Numerik: CFD¹-Simulationen ermöglichen es, detailliert Fließtiefen und Strömungen zu simulieren und Strömungswiderstände zu berechnen.
- Experimentelle Methoden: Fließtiefen und Strömungskräfte auf einen Körper können experimentell bestimmt werden. Beispiele hierfür sind die Verwendung von Ultraschallsensoren, Drucksensoren, Kraftmessdosen oder Wägezellen in Versuchserinnen, Flächenmodellen und Fließgewässern.

2.1. Analytische und empirische Methode zur Aufstauberechnung

Für die Berechnung des Aufstaus vor einem Hindernis in Fließgewässern können die Gleichungen nach Poleni und du Buat verwendet werden. Diese Gleichungen werden eingesetzt, um die Überfallhöhe $h_{\ddot{u}}$ zu ermitteln (Abbildung 2.1).

Es ist essenziell, bei der Planung von Maßnahmen mit Totholz den Aufstau zu kennen und zu berücksichtigen, der durch die eingebrachte Struktur verursacht werden kann. Dieser Aufstau kann erhebliche Auswirkungen auf die Fließtiefe stromaufwärts haben, was wiederum mit dem Strömungswiderstand der Totholzstruktur gekoppelt ist.

¹CFD = Computational Fluid Dynamics

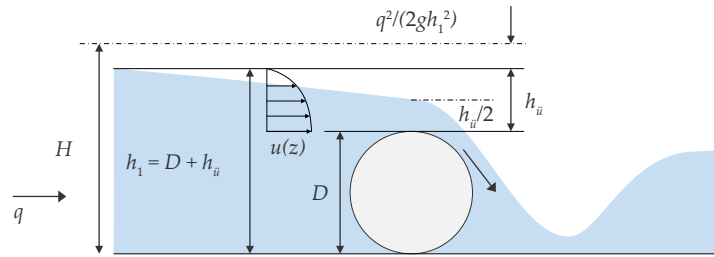


Abbildung 2.1.: Schematische Darstellung eines Wehrüberfalls am Beispiel eines zylindrischen Wehrs, q = spezifischer Durchfluss, H = Energiehöhe, h_1 = Fließtiefe im Oberwasser, $u(z)$ = tiefenabhängige Fließgeschwindigkeit, D = Wehrhöhe/Zylinderdurchmesser, $q^2/(2gh_1^2)$ = Geschwindigkeitshöhe und h_u = Überfallhöhe

2.1.1. Überfallberechnung nach Poleni

Die nach Poleni benannte Überfallformel ist ein historischer Ansatz zur Beschreibung des Durchflusses über Wehre. Ursprünglich in Poleni, 1717 veröffentlicht, basiert sie auf der Annahme einer freien Überströmung über ein Wehr ohne Berücksichtigung der Strömungsgeschwindigkeit des zulaufenden Wassers. Poleni leitete durch Anpassung an experimentelle Daten eine allgemeine Überfallformel ab (Malcherek, 2018):

$$q = \mu \cdot \int_0^{h_u} u(z) dz = \mu \cdot \int_0^{h_u} \sqrt{2gz} dz = \frac{2}{3} \cdot \mu \sqrt{2g} \cdot h_u^{3/2}. \quad (2.1)$$

Mit dem dimensionslosen Überfallbeiwert μ , welcher die Überfallformel an den tatsächlichen Durchfluss über ein Wehr anpasst. Dieser Korrekturwert trägt den Abweichungen Rechnung, die durch die Form des Überfalls, die Zulaufgeschwindigkeit sowie bauliche Einflüsse wie Pfeiler und Einschnürungen entstehen können (Malcherek, 2018). Beispiele zu Überfallbeiwerten und deren Anwendung finden sich beispielsweise in Aigner und Bollrich, 2021. Im vorliegenden Kontext ist einer Überfallbeiwert μ von 0,6 bis 0,8 relevant, welcher für zylindrische Wehre gilt (Aigner, 2008).

Überfälle werden als vollkommen oder unvollkommen klassifiziert (Abbildung 2.2), je nachdem, ob der Rückstau im Unterwasser den Durchfluss über das Wehr beeinflusst. Entsprechend wird die Gleichung 2.1 um den Abminderungsbeiwert c_u erweitert und mit diesem multipliziert (Gleichung 2.2). Bei einem vollkommenen Überfall, gekennzeichnet durch $c_u = 1$, hat der Rückstau keinen Einfluss, was zu einem schießenden Abfluss führt. Im Gegensatz dazu verringert bei einem unvollkommenen Überfall der Rückstau im

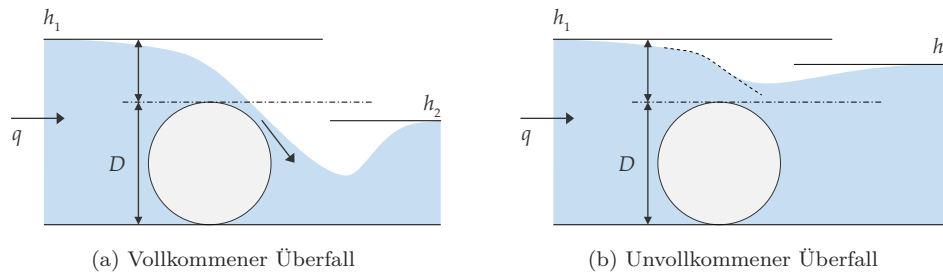


Abbildung 2.2.: Schematische Darstellung eines vollkommenen und unvollkommenen Überfalls am Beispiel eines zylindrischen Wehrs, q = spezifischer Durchfluss, D = Wehrhöhe/Zylinderdurchmesser, h_1 = Fließtiefe im Oberwasser und h_2 = Fließtiefe im Unterwasser

Unterwasser den Durchfluss, was eine Berücksichtigung in der Durchflussberechnung erfordert ($c_u < 1$).

$$q = c_u \cdot \frac{2}{3} \cdot \mu \sqrt{2g} \cdot h_{\ddot{u}}^{3/2} \text{ bzw. } Q = c_u \cdot \frac{2}{3} \cdot \mu \sqrt{2g} \cdot h_{\ddot{u}}^{3/2} \cdot B. \quad (2.2)$$

Für die Bestimmung von c_u können Funktionen oder entsprechende Diagramme verwendet werden, welche die Verhältnisse von $h_{\ddot{u}}/D$ und $h_2/h_{\ddot{u}}$ berücksichtigen (Naudascher, 1992).

2.1.2. Überfallberechnung nach du Buat

Du Buat entwickelte eine umfassende Theorie zu Wehrüberfällen, die sowohl die grundlegenden physikalischen Prinzipien als auch die spezifischen dynamischen Effekte integriert. Es wurde festgestellt, dass sich der Wasserspiegel unmittelbar oberhalb des Wehres auf etwa die Hälfte der Überfallhöhe absenkt. Diese Beobachtung erfordert eine Anpassung der Torricelli-Ausflussformel $v = \sqrt{2gh}$, da der Fließtiefe über dem Wehr nicht konstant bleibt, sondern eine abfallende Kurve beschreibt. Die Absenkung des Wasserstandes wurde durch die Analyse der Durchflüsse, die bei verschiedenen Wasserständen über das Wehr flossen, bestimmt. (Malcherek, 2019)

Die Berechnung des Poleni-Integrals unter Berücksichtigung der Wasserstandabsenkung ergibt nach Malcherek (2019):

$$q = \int_{\frac{h_{\ddot{u}}}{2}}^{h_{\ddot{u}}} v(z) dz = \int_{\frac{h_{\ddot{u}}}{2}}^{h_{\ddot{u}}} \sqrt{2gz} dz = \frac{2}{3} \sqrt{2g} \left(h_{\ddot{u}}^{3/2} - \left(\frac{h_{\ddot{u}}}{2} \right)^{3/2} \right) = \frac{2}{3} \cdot 0,6465 \sqrt{2g} \cdot h_{\ddot{u}}^{3/2}. \quad (2.3)$$

mit $\mu_{DB} = 0,6465$.

Aufgrund seiner Anströmgeschwindigkeit besitzt das Wasser bereits eine Geschwindigkeitshöhe von $q^2/(2gh_1^2) = U^2/(2g)$, weshalb sich die erforderliche Überfallhöhe entsprechend um diesen Wert verringert (Malcherek, 2019). Malcherek (2019) stellt die Gleichungen wie folgt dar:

$$h_{\ddot{u}} = \left(\frac{q}{0,6465 \cdot \frac{2}{3} \cdot \sqrt{2g}} \right)^{\frac{2}{3}} - \frac{q^2}{2gh_1^2}. \quad (2.4)$$

Für den spezifischen Durchfluss folgt daraus:

$$q = \frac{2}{3} \mu_{DB} \sqrt{2g} H^{3/2}. \quad (2.5)$$

Aufgelöst nach der Energiehöhe H ergibt sich:

$$H = \left(\frac{3}{2\mu_{DB}\sqrt{2g}} \cdot q \right)^{\frac{2}{3}}. \quad (2.6)$$

Für die Ermittlung der Überfallhöhe aus dem Durchfluss wird zunächst diese zugehörige Energiehöhe berechnet. Anschließend kann die Überfallhöhe berechnet werden:

$$h_{\ddot{u}} = H - \frac{q^2}{2gh_1^2}. \quad (2.7)$$

Die Gesamtfließtiefe stromaufwärts ergibt sich aus der Summe der Wehrhöhe bzw. dem Zylinderdurchmesser und der Überfallhöhe:

$$h_1 = D + h_{\ddot{u}}. \quad (2.8)$$

2.2. Analytische und empirische Lösungen zur Berechnung des Strömungswiderstands

Die Ermittlung der Strömungswiderstandskraft in Fließrichtung ist Gegenstand diverser analytischer und empirischer Ansätze. Im Rahmen der vorliegenden Untersuchung werden drei etablierte Methoden aus der Fachliteratur präsentiert und ihre jeweiligen Anwendungsgrenzen detailliert erörtert:

1. die hydrodynamische Druckkraft (Kapitel 2.2.2),
2. die Totaldruckkraft (Summe aus hydrostatischer und hydrodynamischer Druckkraft, Kapitel 2.2.3) und
3. die Impulsgleichung (Kapitel 2.2.4).

Eine Darstellung der vorgestellten Ansätze und deren Anwendungsbereich bietet Abbildung 2.3.

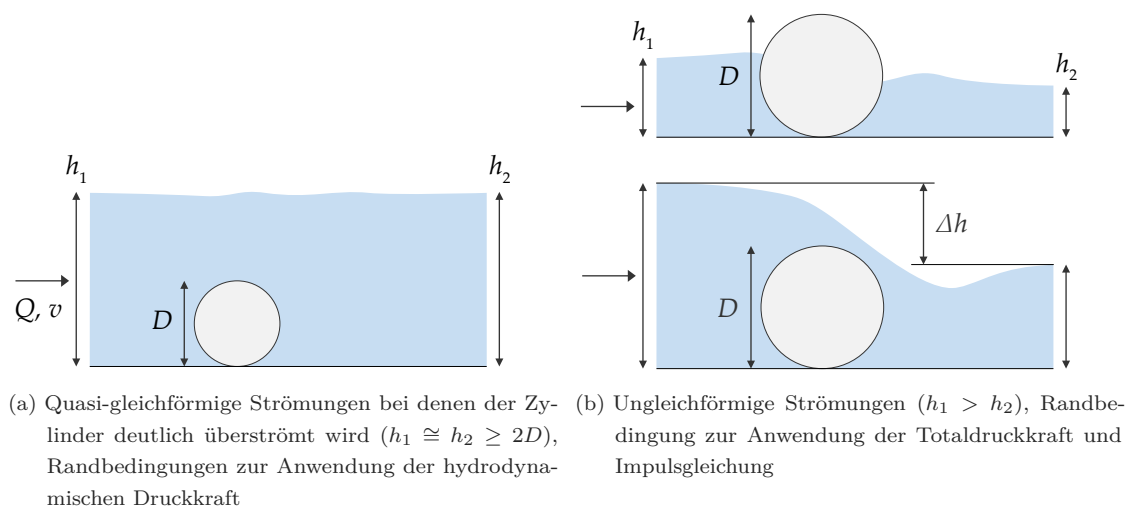


Abbildung 2.3.: Differenzierung der hydraulischen Randbedingungen als Anwendungsgrenzen für die Verwendung analytischer Ansätze zur Berechnung des Strömungswiderstands von über- oder umströmten Zylindern

Aufgrund von Anwendungsgrenzen der etablierten analytischen Gleichungen ist eine Fallunterscheidung auf Basis der hydraulischen Bedingungen notwendig. Zunächst muss unterschieden werden, ob der Zylinder voll untergetaucht und somit um- und überströmt oder teilweise eingetaucht und nur umströmt wird. Darüber hinaus muss differenziert

werden, ob es sich um (quasi-)gleichförmige Strömungen handelt, bei denen der Wasserstand nahezu unbeeinflusst bleibt oder ungleichförmige unterkritische oder überkritische Fließbedingungen herrschen.

Es gilt zu beachten, dass die hier vorgestellten Gleichungen eine vereinfachte Darstellung der Druckkraft geben; unter der Annahme, dass die hydrostatische Druckverteilung und die hydrodynamische Druckverteilung über die Zylinderoberfläche A_{Zyl} konstant sind. In realen Anwendungen können diese Bedingungen variieren, insbesondere bei komplexen Geometrien oder dreidimensionalen Strömungsbedingungen.

2.2.1. Umströmte Körper

Wenn ein Körper umströmt wird, übt das Fluid eine Kraft auf den Körper aus. Die Kraft kann in zwei Komponenten aufgeteilt werden. Eine Komponente zeigt in Richtung der Strömung, welche als Widerstandskraft bezeichnet wird. Die andere wirkt vertikal und somit senkrecht zur Strömung und wird als dynamischer Auftrieb bezeichnet. Die Widerstandskraft wird maßgeblich durch zwei Arten von Kräften verursacht. Die Reibungskraft F_R wirkt tangential zur Körperoberfläche A_K und wird durch die Schubspannung τ bestimmt:

$$F_R = \int_{A_K} \tau dA_K. \quad (2.9)$$

Die Druckkraft F_P , welche senkrecht zur Objektoberfläche wirkt, wird durch die Druckverteilung p um den Körper herum verursacht:

$$F_P = \int_{A_K} p dA_K. \quad (2.10)$$

Welcher Anteil maßgeblich ist, ist von der Form des umströmten Körpers abhängig (Abbildung 2.4). (Hucho, 2012)

Bei stumpfen Körpern kann die Strömung der Körperkontur an bestimmten Stellen nicht mehr folgen und löst sich von der Oberfläche ab. Dieses Phänomen wird als Strömungsablösung oder Grenzschichtablösung bezeichnet (Gong, 2016; Herwig, 2016). Beim Umströmen eines Zylinders erhöht sich aufgrund der Kontinuitätsgleichung die Strömungsgeschwindigkeit. Gemäß der Bernoulli'schen Energiegleichung hat dies eine direkte Änderung des Drucks in der Grenzschicht zur Folge. Ist die dickste Stelle des Zylinders erreicht, verringert sich die Strömungsgeschwindigkeit wieder und der Druck nimmt zu.

2.2. Analytische und empirische Lösungen zur Berechnung des Strömungswiderstands

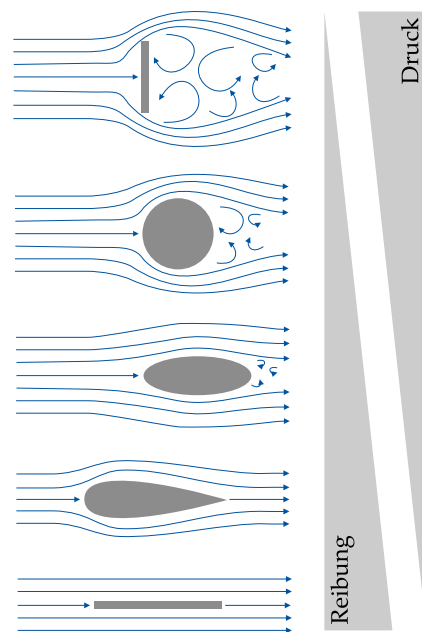


Abbildung 2.4.: Reibungs- und Druckkraftanteile für verschiedene Körperformen, verändert nach Hucho (2012)

Die ursprüngliche Strömungsrichtung wird aufgrund des Druckanstiegs umgekehrt. Die sich daraus ergebenden Geschwindigkeitsunterschiede zwischen der Außenströmung und der Grenzschichtströmung sorgen für die Strömungsablösung. (Schröder, 2019)

Stromabwärts der Ablösestelle bildet sich ein turbulenter Nachlauf (Abbildung 2.5), der auch als Totwasser bezeichnet wird. Im Nachlauf verlaufen die Geschwindigkeiten entgegengesetzt der eigentlichen Fließrichtung. Die Schicht, die den Nachlauf eingrenzt, wird als Scherschicht oder hydrodynamische Grenzschicht bezeichnet und zeichnet sich durch besonders hohe Geschwindigkeitsgradienten aus. Oberhalb der Scherschicht stellen sich Maximalgeschwindigkeiten ein. (Gong, 2016)

Der Ablösepunkt hängt maßgeblich von der Re-Zahl ab, da es entscheidend ist, ob es sich um eine laminare oder turbulente Grenzschicht bei der Umströmung eines Körpers handelt. Für die Berechnung der Re-Zahl (Gleichung 4.1) wird bei umströmten Körpern die charakteristische Länge verwendet. Diese wird je nach Geometrie durch die Länge des Objekts, den Durchmesser oder auch den hydraulischen Durchmesser definiert. Turbulente Grenzschichten haften länger an den umströmten Körperoberflächen, was eine spätere Ablösestelle und einen damit verbundenen schmaleren Nachlauf zur Folge hat. Der schmalere Nachlauf hat einen positiven Effekt auf den Strömungswiderstand, da sich

2. Stand der Technik

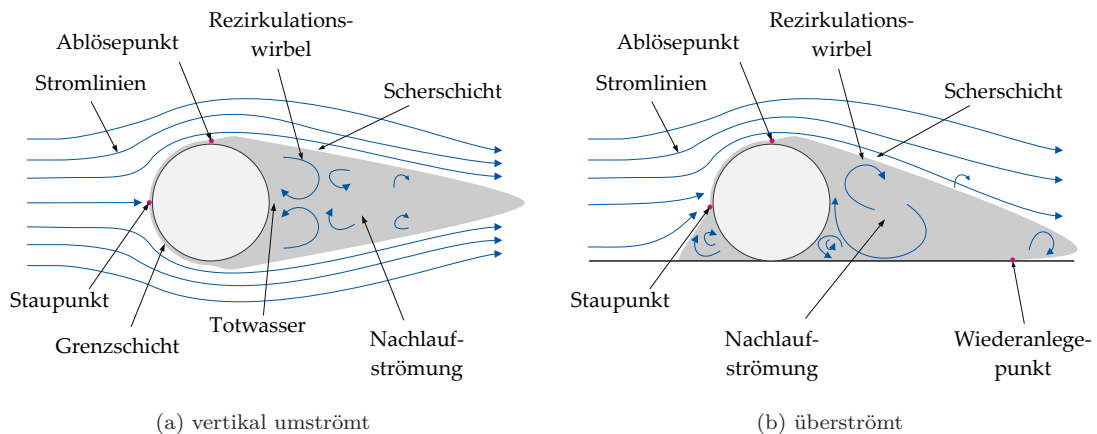


Abbildung 2.5.: Schematische Darstellung: Strömungsablösung, Scherschicht und Nachlaufströmung am Beispiel eines Zylinders, verändert nach Hucho (2012)

Strömungsverluste und Druckwiderstände verringern. Im Gegensatz dazu führen laminare Grenzschichten zu einer früheren Ablösestelle, welche einen breiteren Nachlauf erzeugt. (Gong, 2016))

Zusammengefasst ist der Strömungswiderstand eines Körpers hauptsächlich von der Größe der Nachlaufströmung und der Intensität des Geschwindigkeitsdefizits in der Nachlaufströmung abhängig (Taddei et al., 2016).

2.2.2. Hydrodynamische Druckkraft

Die allgemeine Gleichung für die Strömungswiderstandskraft kann für den Fall angewandt werden, dass der Zylinder überströmt wird und die Wasserspiegellage hierbei nahezu unbeeinflusst ist ($h_1 \cong h_2$, Abb. 2.6). Die Gleichung basiert auf der kinetischen Energie aus der klassischen Mechanik:

$$E_{\text{kin}} = \frac{1}{2} m U^2 \quad (2.11)$$

mit der Masse m und der charakteristischen Geschwindigkeit U . Hieraus lässt sich der dynamische Druck ableiten:

$$p_{\text{dyn}} = \frac{1}{2} \rho U^2. \quad (2.12)$$

Die Gleichung der Strömungswiderstandskraft auf einen Körper mit der Referenzfläche

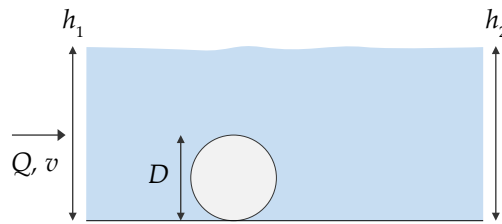


Abbildung 2.6.: Schematische Darstellung der quasi-gleichförmigen Strömung, wobei h_1 = Fließwassertiefe stromaufwärts, D = Zylinderdurchmesser und h_2 = Fließwassertiefe stromabwärts

A_{\perp} senkrecht zur Strömung wird hiernach wie folgt definiert:

$$F_D = \frac{C_D \rho A_{\perp} U^2}{2} \quad (2.13)$$

wobei C_D einen empirischen Widerstandsbeiwert darstellt, ρ die Dichte des Fluids und U die gemittelte unbeeinflusste Fließgeschwindigkeit in der Anströmung ist. Für einen Zylinder ergibt sich:

$$A_{\perp} = LD \quad (2.14)$$

mit L und D für die Länge und den Durchmesser des Zylinders.

Strömungswiderstandskoeffizient

Der C_D stellt ein Maß dar, das den Strömungswiderstand eines von einem Fluid umströmten Körpers quantifiziert. Seine Ausprägung ist wesentlich durch die Geometrie des Körpers (Abbildung 2.7) sowie die vorherrschende Re-Zahl (Abbildung 2.8) beeinflusst. Letzteres zeigt, dass der Widerstand bei bestimmten Reynoldszahlbereichen deutlich abnimmt. Dieses Phänomen wird als *Drag Crisis* bezeichnet. Im Rahmen dieser Arbeit liegt die Re-Zahl für deutlich überströmte Fälle zwischen 30 000 und 215 000 und ist hiervon unberührt. Der C_D -Wert für kreisförmige Zylinder, die senkrecht zur Strömung ausgerichtet sind, beträgt ungefähr 1,2, für glatte, infinite, quer angeströmte Zylinder im unterkritischen Re-Bereich (Wieselsberger, 1922). Zur Untersuchung des Widerstandsbeiwerts wurden zahlreiche Labor- und Feldstudien durchgeführt (Alonso, 2004; Christian A. Braudrick, Gordon E. Grant, 2000; D'Aoust et al., 2000; Gippel et al., 1996; Shields und Alonso, 2012; Shields Jr. und Gippel, 1995), bei denen CW-Werte zwischen 0,3 und

2. Stand der Technik

9 variierten (D'Aoust et al., 2000; Manners et al., 2007). Hier gilt zu beachten, dass die Studien auch Fälle mit schießendem Abfluss und Fließwechsel abdecken, womit die Anwendungsgrenze der Gleichung 2.13 überschritten wird.

Form	C_D	Form	C_D
Würfel	1,05	Kugel	0,47
gedrehter Würfel	0,80	Halbkugel	0,42
Konus	0,50	Stromlinienförmig	0,04

Abbildung 2.7.: Strömungswiderstandskoeffizient C_D für verschiedene Körperformen, verändert nach Hoerner, 1965

Die Unterschiede zwischen den hydraulischen Eigenschaften frei umströmter Zylinder, bei denen ein Wandeffluss vernachlässigbar ist und den hydraulischen Eigenschaften von Zylindern mit verhältnismäßig großem Durchmesser wurden von Gippel et al. (1992) erkannt. So können empirische Daten aus klassischen Strömungswiderstandsexperimenten (Kanal ohne Wandeffluss) nicht generell verwendet werden. Gippel et al. (1992) schlugen hierzu einen alternativen empirischen Ansatz vor. Dabei wird der Strömungswiderstandskoeffizienten eines zylindrischen Objekts auf Basis seiner Geometrie evaluiert. Gleichung 2.15 beschreibt dies und ist gültig, wenn $L/D \leq 21$ und die Fließrichtung senkrecht zum Zylinder verläuft. In diesem Fall liegt der Strömungswiderstandskoeffizient zwischen 0,8 bis 1,0.

$$C_{D,LD} = C_D \cdot 0,81 \left(\frac{L}{D} \right)^{0,062} \quad \text{mit } C_D = 1 \text{ wenn } \frac{L}{D} \leq 21. \quad (2.15)$$

In offenen Gerinnen mit freier Wasserspiegellage und Wandeffluss muss der C_D -Wert darüber hinaus angepasst werden, da er u.a. beeinflusst wird vom:

- Verbaugrad des Fließquerschnitts,
- der vertikalen Lage des Körpers,
- der Orientierung des Körpers,
- der Oberflächenrauheit des Körpers

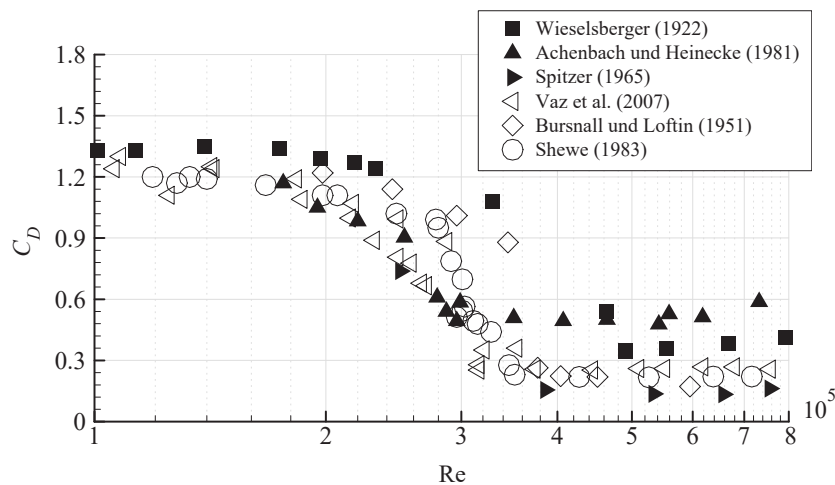


Abbildung 2.8.: Zusammenfassung der in früheren Arbeiten ermittelten Strömungswiderstandskoeffizienten horizontal liegender Zylinder, verändert nach Yang et al., 2018, Datenquellen: Achenbach und Heinecke (1981), Bursnall und Loftin Jr (1951), Shewe (1983), Spitzer (1965), Vaz et al. (2007) und Wieselsberger (1922)

Verbaugrad

Der Verbaugrad BR (engl. blockage ratio, Abb. 2.9) des Fließquerschnitts A

$$BR = \frac{A_{\perp}}{A} \quad (2.16)$$

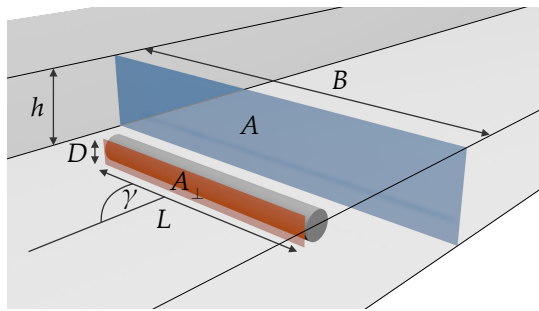
hat einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die wirkende Kraft. Unter anderem unterscheidet sich die mittlere Fließgeschwindigkeit U_{zyl} in der Achse des Zylinderschwerpunkts von der mittleren Anströmgeschwindigkeit U , die in Gleichung 2.13 eingeht. Dieser Unterschied kann durch verschiedene Verbaugrad-Korrekturen (engl. blockage correction) beschrieben werden (Altinisik et al., 2015; Shields Jr. und Gippel, 1995; Turcotte et al., 2016). Häufig wird die folgende Formel für die Korrektur verwendet:

$$C_{D,BR} = C_D(1 - BR)^{-2}. \quad (2.17)$$

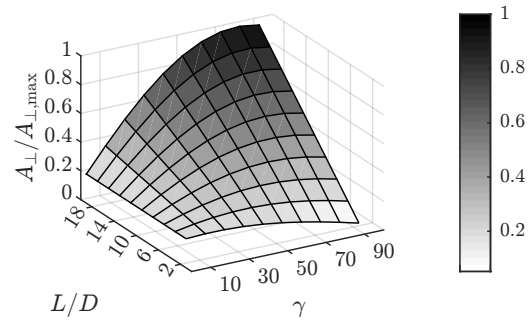
Diese Korrektur erhöht den C_D , um der höheren Geschwindigkeit im Zylinderabschnitt Rechnung zu tragen:

$$(1 - BR)^{-2} = \left(\frac{U_{zyl}}{U} \right)^{-2}. \quad (2.18)$$

2. Stand der Technik



(a) Schematische Darstellung des Verbaugrads
 $BR = A_{\perp}/A$ in einem Rechteckgerinne



(b) Abhängigkeit der angeströmten, projizierten und normalisierten Referenzfläche $A_{\perp}/A_{\perp,\max}$ eines Zylinders von seiner Rotation γ und dem Seitenverhältnis L/D

Abbildung 2.9.: Verbaugrad in einem Rechteckgerinne und angeströmte Referenzfläche eines Zylinders

Vertikale Lage

Untersuchungen des Einflusses der vertikalen Lage (Abbildung 2.10) von quer angeströmten, glatten, infiniten Zylinder ($k/D = 0$ und $L/D = \infty$) liefern Bearman und Zdravkovich (1978), Geöktun (1975) und Roshko et al. (1975). Diese Studien decken einen Bereich der Re-Zahl von 20 000 bis 153 000 ab. Trotz variierender Randbedingungen in den einzelnen Untersuchungen deuten die Ergebnisse, wie in Abbildung 2.11a dargestellt, auf einen konsistenten Trend hin. Die Kurven zeigen, wie sich der Strömungswiderstandsbeiwert C_D ändert, wenn sich G/D von 0 bis etwa 2 erhöht. Ab $G/D = 0,6$ bleibt der Widerstandsbeiwert auf einem Plateau. Alle Kurven zeigen den selben Trend, aber sie unterscheiden sich in ihrer spezifischen Form und in den Werten von C_D , was auf die unterschiedlichen Re-Zahlen zurückzuführen ist.

Die Ergebnisse wurden von Alonso (2004) aufbereitet und können hauptsächlich durch das charakteristische vertikale Geschwindigkeitsprofil erklärt werden, welches eine geringere Geschwindigkeit in Wandnähe und eine höhere Geschwindigkeit nahe der Wasseroberfläche aufzeigt (Abbildung 2.11b).

Die vertikale Lage und damit verbundene Druckverteilung spielt somit eine wesentliche Rolle in der Dynamik quer angeströmter Zylinder und unterstreicht die Bedeutung der vertikalen Positionierung bei der Berechnung des Strömungswiderstands.

2.2. Analytische und empirische Lösungen zur Berechnung des Strömungswiderstands

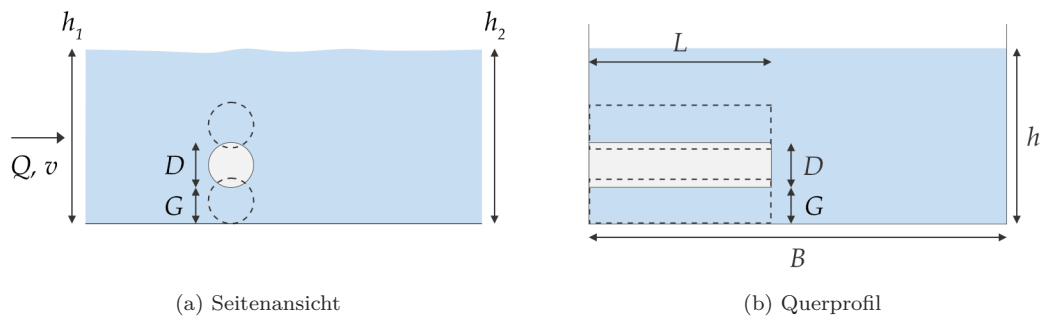
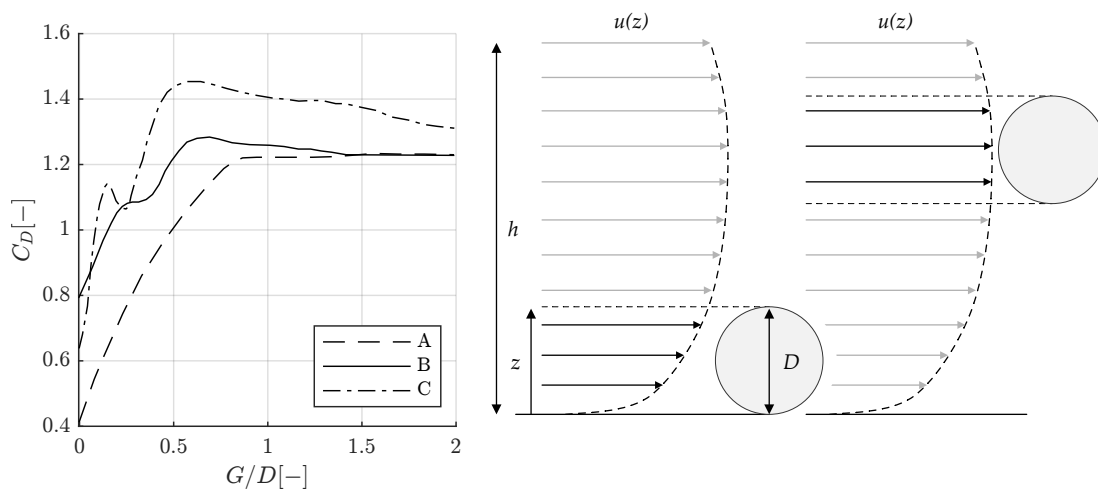


Abbildung 2.10.: Schematische Darstellung der vertikalen Lage eines Zylinders in Relation zur Sohle



(a) Einfluss des Sohlabstands auf den Strömungswiderstandsbeiwert bei glatten Zylindern mit $L/D = \infty$, (A) $Re = 45000$ (Bearman und Zdravkovich, 1978), (B) $Re = 20000$ (Roshko et al., 1975), (C) $Re = 153000$ (Geöktun, 1975). Digitalisiert nach Alonso (2004)
 (b) Vertikales Geschwindigkeitsprofil und effektive Anströmung für einen Zylinder bei sohlennaher Lage (links) und oberflächennaher Lage (rechts), verändert nach Schnauder (2023)

Abbildung 2.11.: Einfluss der vertikalen Zylinderpositionierung auf den Strömungswiderstandsbeiwert

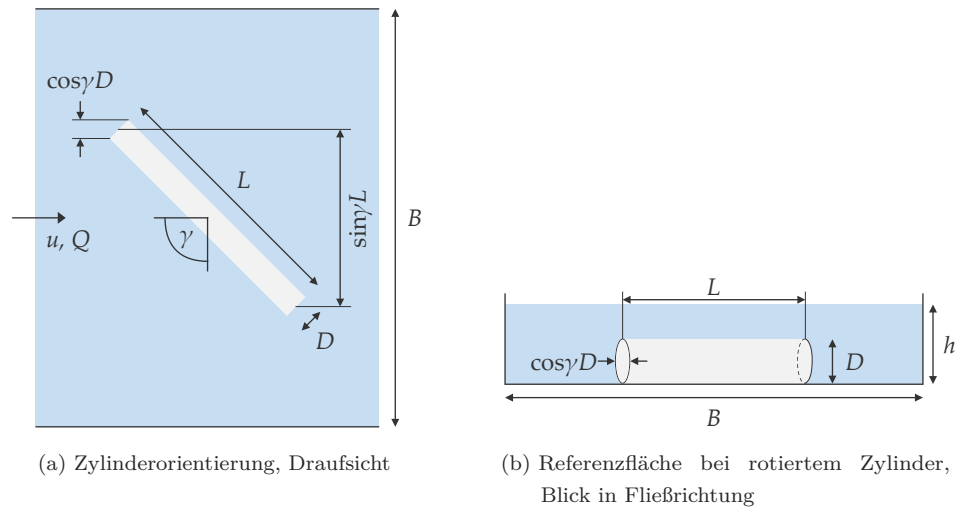


Abbildung 2.12.: Schematische Darstellung der horizontalen Zylinderorientierung, L = Zylinderlänge, D = Zylinderdurchmesser, γ = Rotationswinkel, B = Gerinnebreite, h = Fließtiefe

Zylinderorientierung

Sobald der Zylinder nicht senkrecht zur Strömung ausgerichtet ist, wird die angeströmte Referenzfläche des Zylinders entsprechend der Rotation mit dem Winkel γ kalkuliert:

$$A_{\perp} = \sin \gamma L D + \cos \gamma \frac{\pi}{4} D^2 \quad (2.19)$$

mit γ als Winkel, wobei $\gamma = 90^\circ$ ist, wenn der Zylinder senkrecht zur Strömung orientiert ist (Abbildung 2.12a).

Die Integration der Zylinderorientierung in Gleichung 2.19 sowie nachfolgende Gleichungen 2.16 und 2.13 ergeben keine zufriedenstellenden Ergebnisse für Zylinder, die nicht senkrecht ausgerichtet sind (Gippel et al., 1996). Dies ist darauf zurückzuführen, dass eine strömungsoptimierte Ausrichtung des Zylinders zu einer veränderten Wechselwirkung zwischen Druckwiderstand und viskosem (Reibungs-)Widerstand führt.

Um den Einfluss der Zylinderrotation zu berücksichtigen, muss die Widerstandskraftgleichung nach der Korrektur des Verbaugrads um einen weiteren Term ergänzt werden. Einen Ansatz dazu haben bereits Gippel et al. (1996) vorgestellt:

$$C'_D = 1,1173 - 5,28 \cdot 10^{-2} \gamma + 1,4385 \cdot 10^{-3} \gamma^2 - 9,7668 \cdot 10^{-6} \gamma^3. \quad (2.20)$$

2.2. Analytische und empirische Lösungen zur Berechnung des Strömungswiderstands

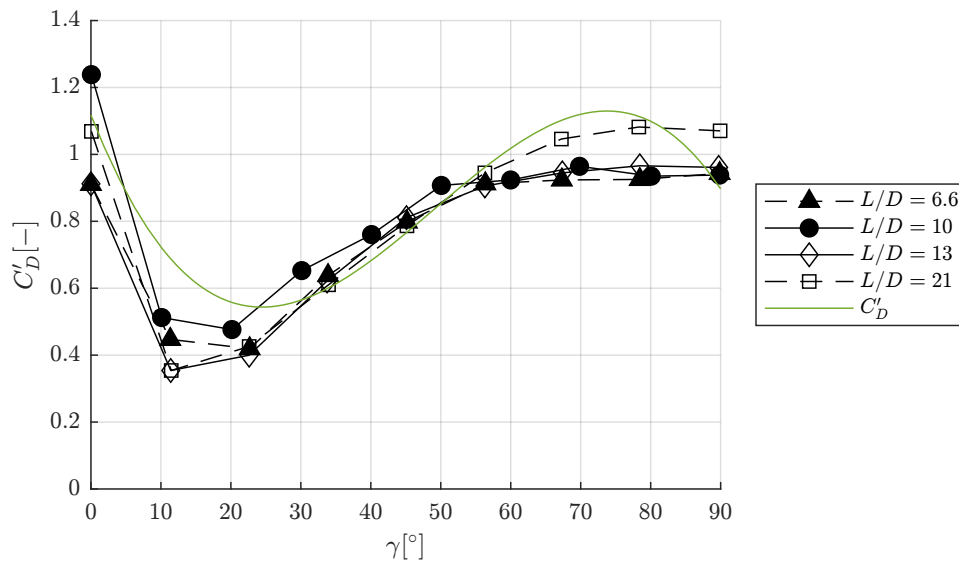


Abbildung 2.13.: Veränderung des Strömungswiderstandskoeffizienten in Abhängigkeit des Rotationswinkels für Zylinder verschiedener Längen und Durchmesser, digitalisiert nach Gippel et al. (1996)

Die Funktion und die entsprechende Datengrundlage (Labormessungen) sind in Abbildung 2.13 dargestellt. Das Polynom dritten Grades überschätzt hierbei den Strömungswiderstandskoeffizienten in den Bereichen $\gamma \approx 10$ bis 20° und $\gamma \approx 60$ bis 80° .

2.2.3. Totaldruckkraft

Sobald sich die Fließtiefen stromauf- und stromabwärts unterscheiden ($h_1 > h_2$), ist die Berechnung der hydrodynamischen Druckkraft F_D unzureichend. Durch den Höhenunterschied Δh besteht eine Differenz im hydrostatischen Druck an den Stellen 1 und 2 (Abbildung 2.14). Hieraus ergibt sich ein Ansatz zur Berechnung des Strömungswiderstands aus der Summe der hydrodynamischen Druckkraft F_D (Kapitel 2.2.2) und hydrostatischen Druckkraft F_S : der Totaldruckkraft F_T .

$$F_T = F_S + F_D. \quad (2.21)$$

Verwendet wurde diese zur Berechnung des Strömungswiderstands von Steinen in Blocksteinrampen in Riegelbauweise von Oertel (2012).

Die hydrostatische Druckkraft F_S ist das Produkt des hydrostatischen Drucks

$$p_S = \rho g h \quad (2.22)$$

und der angeströmten Referenzfläche senkrecht zur Strömung A_\perp :

$$\begin{aligned} F_S &= F_{S,1} - F_{S,2} = \rho g h_1 A_\perp - \rho g h_2 A_\perp \quad \text{wenn } h_1 > h_2 \\ &= \rho g L D (h_1 - h_2). \end{aligned} \quad (2.23)$$

Gleichung 2.23 gilt jedoch nur für den Fall, dass $h_1 > D$ und $h_2 > D$ ist. Entsprechend ist für F_S eine Fallunterscheidung nach Oertel (2012) definiert:

$$F_S = \begin{cases} \frac{1}{2} \rho g L (h_1^2 - h_2^2) & \text{wenn } h_1 \leq D \text{ und } h_2 \leq D \\ \rho g L \left(D \left[h_1 - \frac{1}{2} D \right] - \frac{1}{2} h_2^2 \right) & \text{wenn } h_1 > D \text{ und } h_2 \leq D \\ \rho g L D (h_1 - h_2) & \text{wenn } h_1 > D \text{ und } h_2 > D \end{cases} \quad (2.24)$$

Für die Berechnung der Totaldruckkraft wird jeweils hydrodynamische Druckkraft F_D (Gleichung 2.13) addiert:

$$F_T = \begin{cases} \frac{1}{2} \rho g L (h_1^2 - h_2^2) + \frac{C_D \rho A_\perp U^2}{2} & \text{wenn } h_1 \leq D \text{ und } h_2 \leq D \\ \rho g L \left(D \left[h_1 - \frac{1}{2} D \right] - \frac{1}{2} h_2^2 \right) + \frac{C_D \rho A_\perp U^2}{2} & \text{wenn } h_1 > D \text{ und } h_2 \leq D \\ \rho g L D (h_1 - h_2) + \frac{C_D \rho A_\perp U^2}{2} & \text{wenn } h_1 > D \text{ und } h_2 > D \end{cases} \quad (2.25)$$

Allerdings fehlt in den Untersuchungen von Oertel (2012) eine Anwendung auf Körper, die nicht senkrecht angeströmt werden. Um den Ansatz auf solche Fälle zu erweitern, kann es notwendig sein, beispielsweise den hydrostatischen oder den hydrodynamischen Druckkraftanteil durch Korrekturfaktoren in Abhängigkeit des Rotationswinkels γ oder eine Modifikation des Widerstandsbeiwertes C_D vorzunehmen.

2.2.4. Impulssatz

Ein weiterer Ansatz zur Berechnung des Strömungswiderstands bei ungleichförmiger Strömung ($h_1 > h_2$) ist die Anwendung des Impulserhaltungssatzes. Dieser wurde bereits

2.2. Analytische und empirische Lösungen zur Berechnung des Strömungswiderstands

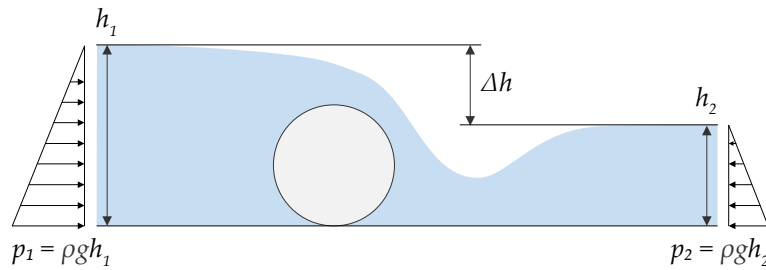


Abbildung 2.14.: Hydrostatische Druckverteilung stromauf- und stromabwärts am Beispiel eines überströmten Zylinders, h_1 = Fließtiefe stromaufwärts, h_2 = Fließtiefe stromabwärts und Δh = Fließtiefedifferenz

von Gippel et al. (1996), Manners et al. (2007), Ranga Raju et al. (1983) und Turcotte et al. (2016) unter verschiedenen Randbedingungen verwendet. Ein entscheidender Vorteil der Anwendung ist das Wegfallen empirischer Parameter wie C_D .

Mit der Annahme einer

- stationären
- und verlustfreien Strömung
- in einem rechteckförmigen Querschnitt mit konstanter Breite
- auf einer horizontalen Sohle,

kann mittels der Impulsgleichung

$$v_1^2 h_1 + \frac{1}{2} g h_1^2 = v_2^2 h_2 + \frac{1}{2} g h_2^2 \quad (2.26)$$

der Strömungswiderstand auf einen infiniten ($B = L$), senkrecht angeströmten Zylinder wie folgt berechnet werden (Malcherek, 2019):

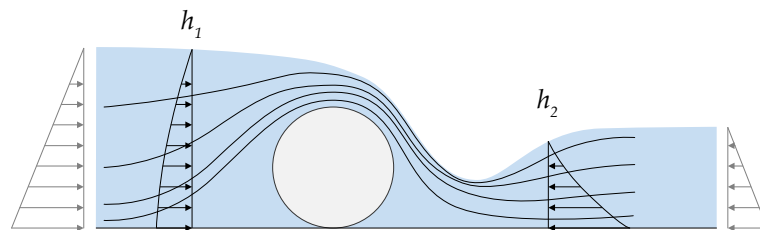
$$\begin{aligned} F_I &= \rho v_1^2 h_1 B + \frac{1}{2} \rho g h_1^2 B - \rho v_2^2 h_2 B - \frac{1}{2} \rho g h_2^2 B \\ &= \rho B \left(v_1^2 h_1 + \frac{1}{2} g h_1^2 - v_2^2 h_2 - \frac{1}{2} g h_2^2 \right). \end{aligned} \quad (2.27)$$

In der Literatur (bspw. in Turcotte et al., 2016) findet sich oft auch folgende Schreibweise:

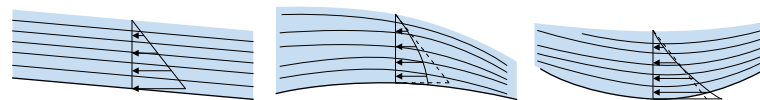
$$F_I = \rho g B (M_1 - M_2) \quad (2.28)$$

mit den Anteilen

$$M_1 = \frac{q^2}{gh_1} + \frac{h_1^2}{2} \quad \text{und} \quad M_2 = \frac{q^2}{gh_2} + \frac{h_2^2}{2} \quad (2.29)$$



(a) Hydrostatische und theoretische Druckverteilung stromauf- und stromabwärts und Stromlinien am Beispiel eines überströmten Zylinders, h_1 = Fließtiefe stromaufwärts und h_2 = Fließtiefe stromabwärts



(b) Druckverteilung in Gerinneströmungen mit geraden (links), konvexen (mittig) und konkaven Stromlinien (rechts), erweitert nach Chow, 2009

Abbildung 2.15.: Einfluss von Stromlinien auf die Druckverteilung in Gerinneströmungen

Im Rahmen des Impulssatzes wird von einer hydrostatischen Druckverteilung ausgegangen ($1/2 \cdot \rho g h_i^2$, vgl. Gleichung 2.26), wie sie in Abbildung 2.14 dargestellt ist. Diese Annahme trifft jedoch bei konvexen oder konkaven Stromlinien nicht zu. Da die Stromlinien stromaufwärts und stromabwärts eines Zylinders beeinflusst werden (Abbildung 2.15a), müssten in der Theorie die Druckkräfte entsprechend der Abbildung 2.15b reduziert bzw. erhöht werden. Chow (2009) gibt hierzu Gleichungen für die Berechnung der Geschwindigkeitsverteilungskoeffizienten (engl. Velocity Distribution Coefficients) an. In der vorliegenden Arbeit wurde dieser Aspekt vernachlässigt, da die genauen Punkte stromauf- und stromabwärts für diese Berechnung nicht exakt bestimmt werden konnten, was für eine präzise Anwendung unerlässlich wäre.

2.3. Numerische Lösungen

Die Berücksichtigung von Totholz in numerischen Modellen kann auf unterschiedliche Art und Weise erfolgen. Die Entscheidung, ob hierzu ein 1D-, 2D- oder 3D-Modell für die Berechnung verwendet werden sollte, hängt von verschiedenen Faktoren ab, die sich vor allem in der spezifischen Fragestellung begründen.

Folgende Grundlagen können hierbei eine Rolle spielen:

1. Komplexität des Fließgewässers:
 - 1D-Modelle können für einfache, kanalartige Fließgewässer mit relativ gleichmäßigen Querschnitten und Fließrichtungen eingesetzt werden.
 - 2D-Modelle berücksichtigen laterale Fließdynamiken wie bei Flussbiegungen, Verzweigungen oder Überschwemmungsgebieten.
 - 3D-Modelle werden benötigt, um komplexe Strömungsphänomene in Fließgewässern zu erfassen, die in 1D- oder 2D-Modellen nicht darstellbar sind, wie z.B. vertikale Strömungen oder komplexe turbulente Strukturen.
2. Datenverfügbarkeit und -genauigkeit: Je detaillierter und genauer die verfügbaren Daten, desto komplexere Modelle können sinnvoll eingesetzt werden. Der Detailgrad der Ergebnisse ist in 3D-Modellen am höchsten, in 1D-Modellen am geringsten.
3. Ziel und Zweck der Modellierung von Totholz:
 - 1D-Modelle dienen Wasserstands- und Abflussberechnungen für Fließgewässer und können somit eine grobe Auskunft über mögliche Rückstaueffekte infolge des Verbaus oder der erhöhten Rauheit geben.
 - 2D-Modelle ermöglichen detailliertere Untersuchungen wie die Umströmung von Totholz. So können Erkenntnisse über die Fließgeschwindigkeitsverteilung hilfreich sein, um Totholzelemente sinnvoll zu platzieren.
 - 3D-Modelle dienen dem Ziel tiefgreifende Informationen zur hydraulischen Wirkung von Totholz eingesetzt werden. Hierzu gehört auch die Ermittlung des Strömungswiderstands.
4. Rechenzeit und Ressourcen: 1D-Modelle benötigen am wenigsten Rechenzeit und Ressourcen, da sie auf eindimensionalen Pfaden basieren, was zu einem geringeren Speicher- und Prozessorbedarf führt. 2D- und insbesondere 3D-Modelle hingegen

erfordern mehr Rechenzeit und stärkere Hardware, da sie Strömungen auf einer flachen Ebene oder in allen drei Dimensionen simulieren, was die Anzahl der Berechnungszellen auf mehrere Hunderttausend bis hin zu mehreren Millionen anwachsen lässt.

5. Erfahrung und Kenntnisse des Anwenders: Die Modellauswahl sollte die Kenntnisse des Anwenders berücksichtigen. Komplexere Modelle erfordern in der Regel tiefere Kenntnisse in der Hydraulik und numerischer Modellierung, um valide Ergebnisse zu erzeugen.

Bei der Implementierung von Totholz in numerischen Modellen stehen somit verschiedene Ansätze zur Verfügung, wobei ein-, zwei- und dreidimensionale Modelle jeweils spezifische Möglichkeiten und Grenzen bieten. Die Wahl des Modellansatzes hängt zusammengefasst von der Zielsetzung der Studie, den verfügbaren Daten und den verfügbaren Ressourcen ab. Addy und Wilkinson, 2019 haben in diesem Zusammenhang eine Untersuchung durchgeführt und sieben verschiedene Ansätze zur Integration von Totholz in numerischen Modellen beschrieben. Das Ergebnis wurde in der vorliegenden Arbeit aufgegriffen, aktualisiert und ergänzt. Abbildung 2.16 fasst die Studien inklusive ihrer Vor- und Nachteile zusammen.

Die Ansätze reichen von der Modifikation der Sohlrauheit (Ball et al., 2012; Dixon et al., 2016; Kitts, 2010; Liu et al., 2004; Odoni und Lane, 2010; Pasternack, 2011; Pinto et al., 2019; Rasche et al., 2019; Valverde, 2014) über die Implementierung idealisierter Geometrien (Abbe, 2006; Bair, 2017; Bair et al., o.D.; He et al., 2009; JBA, 2017; Kang und Kimura, 2018; Rasche et al., 2019; Valverde, 2014; Xu und Liu, 2017) bis zur detaillierten Berücksichtigung von Totholz als feste oder poröse Strukturen im Modell (Allen und Smith, 2012; Allen et al., 2008; Smith et al., 2011; Xu und Liu, 2016, 2017; Yong G. Lai und David J. Bandrowski, 2014; Yong G. Lai et al., o.D.).

Weitere Ansätze sind in Brooks et al. (2001a), Cabaneros et al. (2018), Geertsema et al. (2018), Gillies (2016), Hughes (2015), Keys et al. (2018), Metcalfe et al. (2017), Pinto et al. (2019), Thomas und Nisbet (2012), Wall et al. (2016) und Wu et al. (2005) dokumentiert.

Trotz der Vielzahl von Studien und der Bandbreite der angewendeten Methoden sind die meisten heuristischer Natur, und die quantitative Validierung der Ansätze war begrenzt (Addy und Wilkinson, 2019). Von den 36 aufgeführten Studien enthielten nur wenige eine Form der Modellvalidierung oder Kalibrierung, wie sie beispielsweise nach Refsgaard und Henriksen (2004) definiert werden.

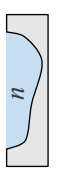






Bezeichnung	Anpassung lokaler/globaler Sohrrauhheit	Idealisierte Geometrie	Idealisierte Geometrie mit angepasster Sohrrauhheit	Angepasste Sohrrauhheit und hydraulische Gleichungen	Analoge Querbauwerk (Analytik, Empirie)	Poröse/durchlässige Geometrie	Explizite 3D-Geometrie
Schematische Zeichnung							
Vorteile	einfach umzusetzen, ohne Netz Manipulation vorstellbare Größe/ Erfahrungswerte Überströmung und Umströmung	einfach umzusetzen Überströmung und Umströmung vorhandene Erfahrungswerte	einfach umzusetzen vorstellbare Größe/ Erfahrungswerte Überströmung und Umströmung	Kalibrierbare/ validierbare Gleichung gute Prognose Strömungskräfte können berechnet werden	einfach umzusetzen Über- Um- und Unterströmung (Bsp. Brücke, Durchlass) vorhandene Datengrundlagen	hohe Aussagekraft Vereinfacht Verästelungen/ Durchströmen Strömungskräfte werden berechnet	höchste Aussagekraft Turbulenz wird abgebildet Strömungskräfte werden berechnet
Nachteile	keine Unterströmung kein Einfluss auf Geschwindigkeitsverteilung	keine Unterströmung nur gitterkonforme Diskretisierung des Elements	keine Unterströmung nur gitterkonforme Diskretisierung des Elements	komplex nicht auf alle Modelle anwendbar wenige Erfahrungswerte	Abhängigkeit der vorgegebenen Algorithmen wenige Erfahrungswerte	komplex zeitintensiv wenige Erfahrungswerte	komplex zeitintensiv exakte Geometrieinformation muss vorliegen/ erstellt werden
Referenzen	Pinto et al. (2019); Rasche et al. (2019); Dixon et al. (2016); Valverde (2014); Ball et al. (2012); Pasternack (2011); Kitts (2010); Odoni und Lane (2010); Liu et al. (2004)	Bair et al. (2019); Rasche et al. (2019); Kang und Kumura (2018); Xu und Liu (2017); JBA (2017); Bair (2016); Haif et al. (2014); Valverde (2014); He et al. (2009); Abbe (2006)	Geertsema et al. (2018); Wall et al. (2016); Gillies (2016); Valverde (2014); Brooks et al. (2001)	Wu et al. (2005)	Pinto et al. (2019); Cabaneros et al. (2018); Keys et al. (2018); Metcalfe et al. (2017); Hughes (2015); Thomas und Nisbet (2012)	Xu (2019); Xu and Liu (2017); Xu and Liu (2016); Lai und Bandrowski (2014); Allen und Smith (2012); Smith et al. (2011); Allen et al. (2008)	Xu (2019); Xu and Liu (2017); Lai et al. (2016); Lai und Bandrowski (2014); Allen und Smith (2012); Smith et al. (2011); Allen et al. (2008)
Anzahl der Studien	9	10	5	1	6	2	8

Abbildung 2.16.: Zusammenfassung verwendeter Ansätze zur Modellierung der hydraulischen Auswirkungen von Totholz in Fließgewässern, verändert und aktualisiert nach Addy und Wilkinson (2019)

3. Forschungsziele und Methodik

Das Ziel der vorliegenden Forschungsarbeit ist es, die hydraulischen Wirkungen von Totholzstämmen in Fließgewässern zu untersuchen und darauf basierend neue Erkenntnisse für die Planung und Umsetzung von Revitalisierungsmaßnahmen zu liefern. Um dieses Ziel zu erreichen, wurden spezifische Forschungsfragen formuliert, deren Beantwortung im Ergebnisteil detailliert dargelegt wird. Die angewandte Methodik umfasst dabei sowohl experimentelle Laborversuche als auch numerische Simulationen, die es ermöglichen, die komplexen Interaktionen zwischen Totholz und Gerinneströmung zu erfassen und zu analysieren.

3.1. Forschungsziele

Um vorhandene Forschungslücken anzugehen und Empfehlungen für praktizierende Ingenieure zu liefern, wurden in dieser Dissertation Untersuchungen bei relevanten hydraulischen Bedingungen durchgeführt, um die hydraulischen Eigenschaften von einzelnen Totholzstämmen zu untersuchen.

Die Hauptziele waren:

- Analyse der Einflüsse von Größe, Orientierung sowie lateraler und vertikaler Positionierung von Totholzstämmen auf die hydrodynamischen Prozesse.
- Definition differenzierter hydraulischer Lastfälle/Abflussregime in Bezug auf Totholzstämmen.
- Überprüfung und Erweiterung bestehender Ansätze zur Berechnung von Strömungswiderständen, um deren Anwendungsbereiche auszuweiten.
- Evaluation und Anpassung existierender Ansätze zur Bestimmung des Aufstauereffekts durch den Fließquerschnittsverbau.

- Untersuchung der Nachlaufströmung hinter um- und überströmten Totholzstämmen zur Darstellung des Einflusses verschiedener Rotationswinkel.

3.2. Methodisches Vorgehen

Die vorliegende Dissertation widmet sich der Untersuchung der Strömungsdynamik von Totholz in Fließgewässern. Zur Analyse dieser komplexen Wechselwirkungen wurde ein Rechteckgerinne im Maßstab 1:5 als physikalisches Modell geplant und in der Versuchshalle des Instituts installiert, um unter kontrollierten Laborbedingungen präzise Messungen durchzuführen.

Im Zentrum der Untersuchung steht die Simplifizierung eines Totholzstamms als zylindrischer Körper. Diese Vereinfachung erlaubte es, die Effekte des Totholzes auf die Strömung im Rahmen mehrerer Messkampagnen zu erfassen und übertragbare Ergebnisse zu generieren. Es wurden umfangreiche Messungen des Strömungswiderstands, der Fließgeschwindigkeit und des Wasserstands durchgeführt. Innerhalb der Messkampagnen wurden nachfolgende Parameter variiert:

- das Formverhältnis des Zylinders,
- die vertikale und laterale Position des Zylinders,
- die horizontale Orientierung des Zylinders
- und die hydraulischen Bedingungen (Durchfluss, Fließgeschwindigkeit und Fließtiefe).

Die empirischen Daten bildeten die Grundlage für weitere Analysen und Interpretationen der Strömungseigenschaften.

Um die Validität der experimentellen Ergebnisse zu bestätigen, erfolgte eine Überprüfung mittels numerischer Modelle. Diese Modelle dienten jedoch nicht nur der Bestätigung, sondern auch der Erweiterung der experimentell erfassten Datensätze.

Ein besonderer Fokus der Arbeit lag dabei auf der Prüfung und Erweiterung bestehender Gleichungen zur Berechnung des Strömungswiderstands von Totholzstämmen und dem Aufstau infolge des Fließquerschnittverbaus. Die Zielsetzung war es, den Anwendungsbereich dieser Gleichungen zu erweitern und ihre Berechnungsfehler zu verringern, um so einen wertvollen Beitrag zur wissenschaftlichen Forschung und Praxis zu leisten.

Abschließend wurden die erzielten Ergebnisse genutzt, um das Verständnis von Totholzstämmen in Fließgewässern zu vertiefen. Hierbei wurde insbesondere die Nachlaufströmung hinter Totholzstämmen untersucht. Diese Erkenntnisse sollen nicht nur die wissenschaftliche Auseinandersetzung mit Totholz in Fließgewässern bereichern, sondern auch praktische Empfehlungen für Revitalisierungsmaßnahmen liefern.

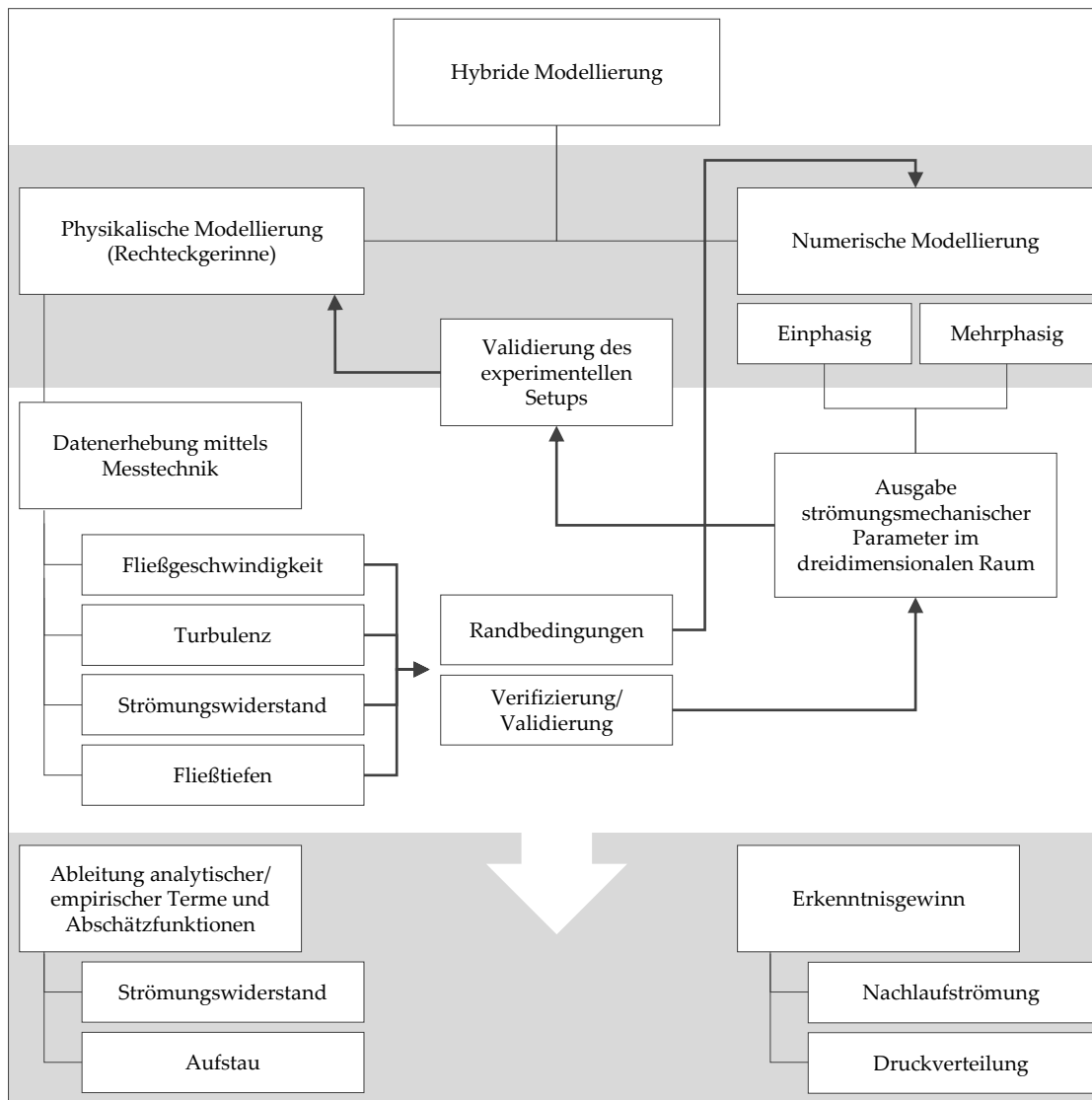


Abbildung 3.1.: Prozessflussdiagramm zur eingesetzten Methodik der hybriden Modellierung

Die methodische Herangehensweise der vorliegenden Forschungsarbeit (Abb. 3.1) kombiniert experimentelle Untersuchungen mit numerischer Modellierung: hybride Modellierung.

3. Forschungsziele und Methodik

Hierbei werden die Vorteile beider Ansätze genutzt, um eine effiziente und präzise Analyse zu ermöglichen. Physikalische Modelle bieten realistische Darstellungen physischer Prozesse, sind aber oft aufgrund ihrer Größe und der Schwierigkeit exakte Skalierungen zu erreichen begrenzt. Sie bieten dabei folgende Vor- und Nachteile (Heimerl und Meyer, 2014; Oertel und Bung, 2014; Strobl und Zunic, 2006):

- + Realitätsnähe
- + Transparenz und Kontrollierbarkeit
- + Anschaulichkeit und Zuverlässigkeit
- + Glaubwürdigkeit und hohe Akzeptanz
- + Erkennung neuer Strömungsphänomene
- Kosten- und Zeitaufwand
- Raumbedarf und apparative Ausstattung
- Unflexible Geometrie
- Maßstabs- und Modelleffekte
- Messgenauigkeit und Randeinflüsse

Insbesondere in Fällen, in denen es schwierig ist in situ Messungen durchzuführen, kann die hydraulische Modellierung mit rein physikalischen Modellen eingeschränkt sein. Numerische Modelle hingegen ermöglichen kostengünstiger detaillierte Strömungsanalysen unter verschiedenen Randbedingungen. Zusammengefasst gilt hier (Oertel und Bung, 2014; Strobl und Zunic, 2006):

- + Einfache Modifizierbarkeit (hydraulische und geometrische Randbedingungen)
- + Nicht ortsgebunden und langfristig verfügbar
- + Keine räumlichen Restriktionen
- + Maßstabsunabhängige, dichte Resultate
- Numerische Modelleffekte und unberücksichtigte Prozesse
- Genauigkeit der Anfangs- und Randbedingungen
- Anwenderfehler

Dienen empirische Daten zur Validierung und Verfeinerung der Simulationsergebnisse, führt dies zu einer höheren Genauigkeit der Ergebnisse. Die Erkenntnisse beider Lösungen können kombiniert werden und bilden durch einen Synergieeffekt einen Mehrwert und liefern ein tieferes Verständnis für die Strömungsmechanik.

Teil II.

Modellierung

4. Physikalische Modellierung

Im wasserbaulichen Versuchswesen ist es von großer Bedeutung Modelle möglichst naturnah nachzubilden, um Aufschluss über komplexe Strömungsverhältnisse zu gewinnen. Dazu gibt es verschiedene Ansätze, bei denen messbare Abläufe zwischen Modell und Natur möglichst ähnlich sind. (Strobl und Zunic, 2006)

In natürlichen Gewässern herrschen in der Regel turbulente Strömungen, welche sich durch stark variierende Strömungsgeschwindigkeiten auszeichnen (Herwig, 2016).

Turbulente Strömungen können auf zwei charakteristische Strömungsarten zurückgeführt werden: Unter der *freien Turbulenz* wird das Aufeinandertreffen zweier Strömungen mit unterschiedlicher Geschwindigkeit verstanden. Diese wird auch als Scherströmung bezeichnet. Dagegen entsteht die *Wanderturbulenz*, auch Grenzschichtströmung genannt, durch das Vorbeiströmen an einer Wandung. (Martin und Pohl, 2015)

In diesen Grenzschichten besteht oft eine hohe Konzentration an Turbulenz, da sie in Bereichen mit hohen Geschwindigkeitsgradienten vorliegen und nicht gleichstark im Strömungsfeld verteilt sind. Dabei sind umströmte Körper und die Strömungsgeschwindigkeit ausschlaggebend für die Häufigkeit, Intensität und Art auftretender Wirbel. (Herwig, 2016)

Das Kriterium zur Beurteilung, ob eine Strömung turbulent ist, ist die Reynolds-Zahl:

$$\text{Re} = \frac{UL_{\text{ref}}}{\nu}. \quad (4.1)$$

U ist die gemittelte Fließgeschwindigkeit und ν die kinematische Viskosität des Fluids. Bei Gerinneströmungen wird als charakteristische Größe L_{ref} der hydraulische Durchmesser d_h (siehe Gleichung 8.4) eingesetzt.

In der Literatur finden sich unterschiedliche Angaben zu der kritischen Re-Zahl für offene Gerinneströmungen. Es kann aber davon ausgegangen werden, dass ab $\text{Re} > 1000$ eine turbulente Strömung vorliegt (Lowe, 2003; Sano und Tamai, 2016).

4. Physikalische Modellierung

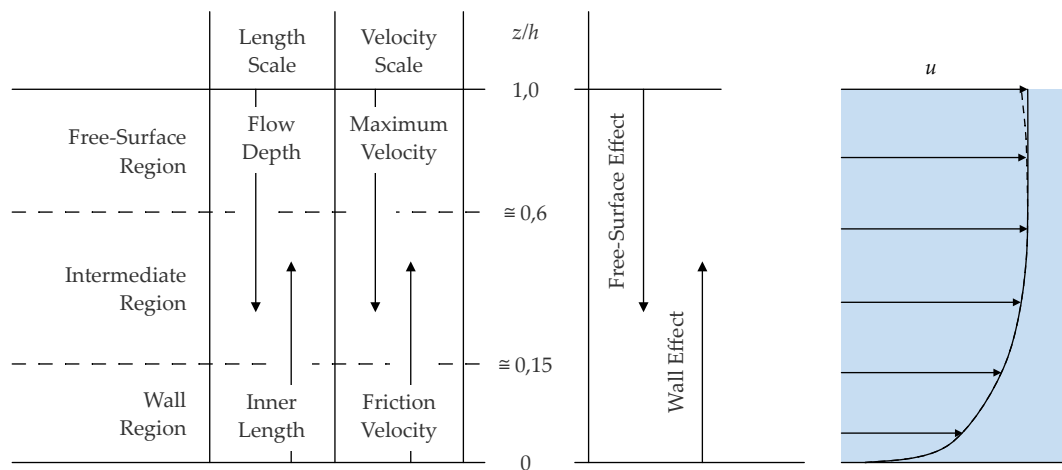


Abbildung 4.1.: Vertikale Unterteilung des Strömungsfeldes in offenen Gerinnen, verändert nach Nezu und Nakagawa, 1993

Für die Ermittlung der vertikalen Geschwindigkeitsverteilung in einem offenen Gerinne mit turbulenter Strömung und fester Berandung kann das logarithmische Geschwindigkeitsgesetz (engl. Logarithmic Law of the Wall) verwendet werden. Dieses setzt sich aus drei übereinanderliegenden Zonen zusammen, welche von Nezu und Nakagawa, 1993 näher beschrieben werden. So wird das vertikale Geschwindigkeitsprofil (Abb. 4.1) in den Wandbereich (engl. Wall Region, $z/h < 0,15$), in den Übergangsbereich (engl. Intermediate Region, $0,15 \leq z/h \leq 0,6$) und in den Bereich der freien Oberfläche (engl. Free-Surface Region, $z/h > 0,6$) unterteilt.

Der Wandbereich liegt nahe der Sohle und entspricht dem *inneren Bereich* der klassischen Grenzschichtbehandlung. Die turbulenten Eigenschaften werden durch innere Variablen (die lokale Geschwindigkeit, die lokale Scherspannung/Wandschubspannung und die lokale Turbulenzintensität in der Nähe der Wand) gesteuert und es treten starke Wirbelerscheinungen nahe der Wand auf. Der Wandbereich kann somit maßgeblich durch die Rauheit der Sohle bestimmt werden. Der Bereich der freien Oberfläche liegt nahe der Wasseroberfläche und wird von äußeren Variablen (der Geschwindigkeit weit entfernt von der Wand und der Re-Zahl) dominiert. Die turbulente Struktur wird durch die Fließtiefe und die maximale Strömungsgeschwindigkeit bestimmt. Der Übergangsbereich liegt zwischen dem Wandbereich und dem Bereich der freien Oberfläche und es herrscht ein ausgeglichener Energiehaushalt. (Jirka und Lang, 2009)

Im Rahmen eines experimentellen Versuchsaufbaus ist es unerlässlich, eine Überprüfung durchzuführen, um sicherzustellen, dass die genannten hydraulischen Bedingungen,

Tabelle 4.1.: Modellskalierung nach dem Ähnlichkeitsgesetz von Froude

Physikalische Größe	Einheit	Maßstabsfaktor
Länge, Breite und Höhe	m	$L_p = L_m \lambda$
Fläche	m ²	$A_p = A_m \lambda^2$
Volumen	m ³	$V_p = V_m \lambda^3$
Kraft	N	$F_p = F_m \lambda^3$
Zeit	s	$t_p = t_m \lambda^{1/2}$
Geschwindigkeit	ms ⁻¹	$u_p = u_m \lambda^{1/2}$
Durchfluss	m ³ s ⁻¹	$Q_p = Q_m \lambda^{1/5}$
Beschleunigung	ms ⁻²	$a_p = a_m$

insbesondere der Verlauf des vertikalen Geschwindigkeitsprofils, mit den theoretischen Grundlagen übereinstimmen.

Um den Maßstab des Modells in den durchgeführten Versuchen zu berücksichtigen, wurde die Skalierung nach dem Ähnlichkeitsgesetz von Froude umgesetzt. Dieser Ansatz eignet sich insbesondere bei vollturbulenten Strömungen, da der Einfluss der zähen Reibung im Vergleich zum Einfluss der Schwerkräfte vernachlässigbar ist. Das Froude'sche Ähnlichkeitsgesetz setzt voraus, dass die Trägheits- und Schwerkräfte in der Natur und im Modell identisch sind. (Martin und Pohl, 2015)

Um das Verhältnis der geometrischen und physikalischen Größen darzustellen, wurde ein sogenannter Modellmaßstab λ eingeführt, der das Verhältnis zwischen Natur und Modell darstellt. Für die vorliegende Arbeit betrug $\lambda = 5$, was bei einer Gerinnebreite von $B = 0,79$ m einem Fließgewässer mit einer Breite von knapp 4 m entspricht. Diese Breite wurde gewählt, um einem typischen Bach im Tiefland zu entsprechen.

Um mögliche Maßstabeffekte im physikalischen Modell auszuschließen, wurden ausgewählte numerische Simulationen mit einem Maßstab von $\lambda = 5$ und $\lambda = 1$ durchgeführt. Die Maßstabsverhältnisse für die relevanten physikalischen Größen können der Tabelle 4.1 entnommen werden.

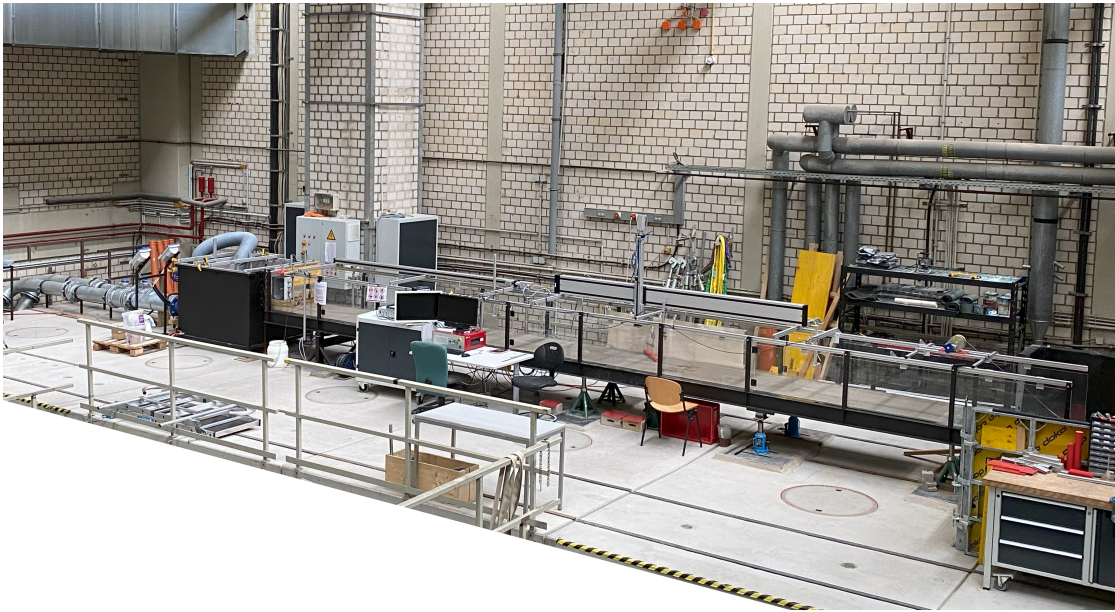


Abbildung 4.2.: Fotografie des Versuchsstands

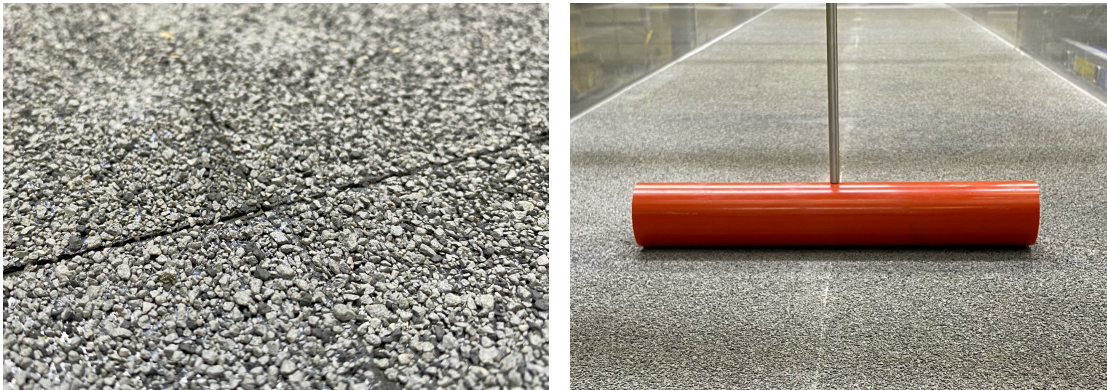
4.1. Versuchsaufbau

Die experimentellen Untersuchungen wurden in einer Acrylglasrinne (Abb. 4.2) durchgeführt. Dazu wurden Kraft-, Wasserstands- und Fließgeschwindigkeitsmessungen in einer 10,0 m langen, 0,79 m breiten und 0,48 m hohen Rinne mit befestigter, rauher Sohle (geschieferte Bitumenbahn, $k_s = 1,8$ mm, Abbildung 4.3a) durchgeführt.

Der genutzte Wasserkreislauf mit Vorhaltebecken und einer frequenzgesteuerten Kreiselpumpe ist schematisch in Abbildung 4.4 dargestellt. Der Durchfluss wurde mittels Pumpe und Schieber eingestellt und mithilfe eines magnetisch-induktiven Durchflussmessers kontrolliert. Um die Strömung vom Übergang eines Zulaufbeckens in die Rinne zu beruhigen, wurden Leitbleche und ein Strömungsgleichrichter installiert.

Der Wasserstand im Gerinne wurde unter Einsatz eines Klappenwehrs am Rinnenauslass eingestellt und mit bis zu vier Ultraschallsensoren gemessen. Zur Darstellung vereinfachter Totholzstämmen wurden PVC¹-Zylinder aus Vollmaterial ($\rho_{\text{Zyl}} = 1,4$ g/cm³, Abbildung 4.3b) verwendet. Für die Bestimmung der auf die Zylinder wirkenden Widerstandskräfte wurde die Masse in Strömungsrichtung mit einer dynamischen Plattformwägezelle gemessen.

¹PVC = Polyvinylchlorid



(a) Raue Sohle (geschieferte Bitumenbahn, ermittelter Rauheitswert $k_s = 1,8 \text{ mm}$) (b) Glatter PVC-Zylinder ($D = 50 \text{ mm}$) mit Befestigungsstab (Stahl, poliert mit $D = 8 \text{ mm}$)

Abbildung 4.3.: Fotografien der Einbauten im Versuchsgerinne

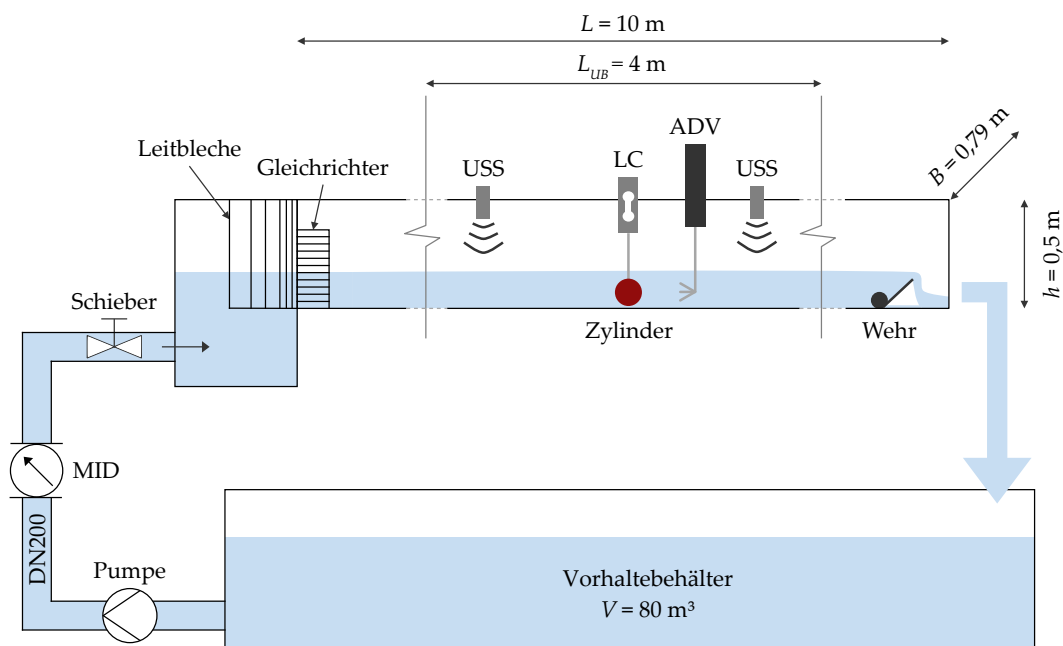


Abbildung 4.4.: Schematische Darstellung des Versuchsgerinnen mit messtechnischer Ausstattung, MID = Magnetisch-induktiver Durchflussmesser, USS = Ultraschallsensor, LC = Load Cell (Plattformwägezelle), ADV = Akustischer Doppler Velocimeter, L_{UB} = Länge Untersuchungs-bereich

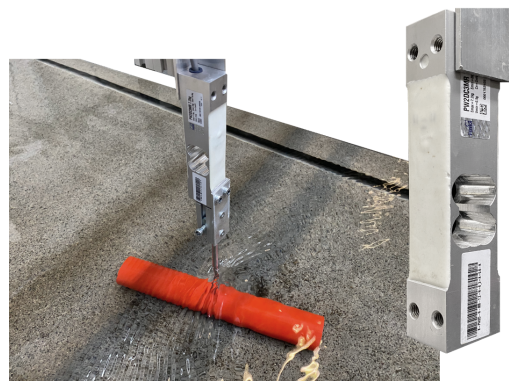
4. Physikalische Modellierung

Die Fließgeschwindigkeitsmessung erfolgte mittels ADV (Acoustic Doppler Velocimeter). Zur Beurteilung der Strömungsverteilung wurden zusätzlich Farbstoffversuche mit Kaliumpermanganat durchgeführt.

Fotografien der hier erwähnten, jedoch nicht abgebildeten Bauteile und Installationen finden sich im Anhang A.1.



(a) Magnetisch-induktiver Durchflussmesser



(b) Dynamische Wägezelle



(c) Ultraschallsensor



(d) Akustischer Doppler Velocimeter

Abbildung 4.5.: Fotografien der verwendeten Messtechnik

4.2. Messtechnik

Für die Durchführung der Versuche wurden vier messtechnische Geräte eingesetzt. Zur Bestimmung der Durchflüsse wurde ein magnetisch-induktiver Durchflussmesser (MID) in Kombination mit einem Messumformer des Herstellers KROHNE Messtechnik GmbH verwendet. Der MID Optiflux 2000 weist, wie die gesamte Zuleitung, eine Nennweite von

DN200 auf und ist horizontal im Zulauf zum Zulaufbehälter installiert (vgl. Abb. 4.2 und 4.5a). Über das Display des zugehörigen Messumformer des Typs IFC300 konnte der Durchfluss kontrolliert werden.

Für die Erfassung der Fließtiefe wurden bis zu vier Ultraschallsensoren der Firma General Acoustics verwendet. Diese wurden je nach Versuchsaufbau an Fixpunkten oder einer fahrbaren Traverse befestigt (vgl. Abb 4.5c).

Zur Berechnung des Strömungswiderstands wurde eine dynamische Plattformwägezelle vom Hersteller HBK (Typ PW2DC3) verwendet. Die Messungen bezogen sich ausschließlich auf die Kraft in Fließrichtung. Oberhalb wurde die Wägezelle biegesteif an einer vertikalen Linearführung befestigt, um Zylinder in unterschiedlichen Einbauhöhen zu untersuchen. Die Befestigung zwischen Zylinder und Wägezelle (vgl. Abb 4.6) wurde je nach Konfiguration mit einem oder zwei Rundstahlprofilen realisiert, um den Strömungswiderstand auf die teils getauchte Halterung gering zu halten.

Die Fließgeschwindigkeit wurde mithilfe eines NORTEK Vectrino Plus (seitlich blickende Sonde) gemessen. Dieser akustischer Velocimeter erfasst alle drei Geschwindigkeitskomponenten im Raum in einem finiten Messvolumen. Der Vectrino basiert auf einer Ultraschallmessmethode und ist daher besonders für schnelle Geschwindigkeitsschwankungen, wie es in turbulenten Strömungen der Fall ist, geeignet (Sokoray-Varga und Hoeger, 2014). Der Vectrino war ebenfalls an einer Traverse befestigt, um je nach Konfiguration Quer-, Längs- oder vertikale Geschwindigkeitsprofile zu erfassen.

Die technischen Angaben der verwendeten Messtechnik sind im Anhang A.2 gelistet.

4.3. Strömungswiderstandsmessungen

Für die Erfassung des Strömungswiderstands wurde für rund 3 000 Messungen sichergestellt, dass die Plattformwägezelle die anliegende Masse korrekt erfasst. Hierzu wurden vor den Versuchsreihen Messungen mit Kalibrierengewichten durchgeführt. Anders als im eigentlichen Versuchsaufbau war die Wägezelle hierzu waagrecht installiert. Diese Messungen konnten jedoch nicht für die Bestimmung des Nullpunktes verwendet werden. Der Nullpunkt der Messung verschiebt sich durch den vertikalen Einbau der Wägezelle und die montierte Last in Form des Zylinders inklusive Halterung. Um diese Abweichung zu korrigieren und Fehler durch den wirkenden Auftrieb des verdrängten Wassers während der Versuchs zu eliminieren, wurde der Zylinder und die Konstruktion unterhalb der Wägezelle in ein ruhendes Wasserbecken gefahren. Der Nullwert wurde schließlich je nach

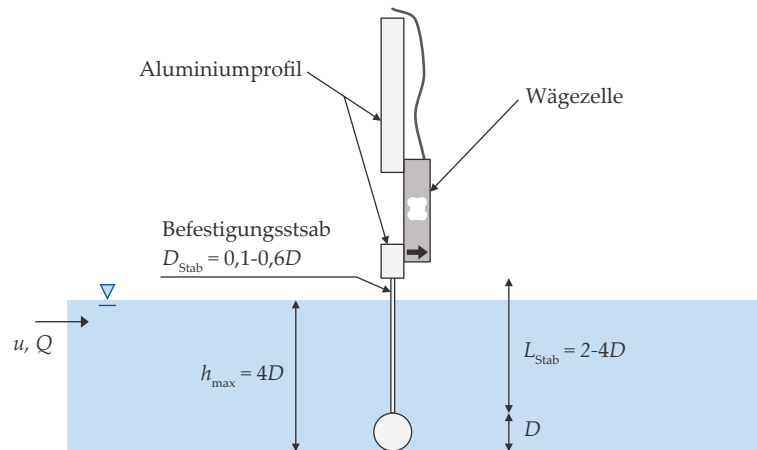


Abbildung 4.6.: Versuchsaufbau zur Kraftmessung mittels dynamischer Wägezelle

Zylinderkonfiguration definiert, indem der Mittelwert einer 60-Sekunden-Messung als Startwert für die Messung berechnet wurde.

Die Messdauer innerhalb der Versuchsreihen wurde je nach hydraulischen Randbedingungen und zur Berücksichtigung von Fluktuationen in den Zeitreihen auf 60 oder 120 Sekunden mit einer Frequenz von 50 Hz festgelegt. Zur Datenerfassung wurden die Software CATMAN Easy der Firma HBK und eine selbst erstellte MATLAB App² eingesetzt (Abb. 4.7).

4.4. Wasserstandsmessungen

Wasserstandsmessungen wurden mit den folgenden Zielen durchgeführt:

1. Berechnung der mittleren Fließgeschwindigkeit im Untersuchungsbereich ($v = BhQ^{-1}$),
2. Definition der Lastfälle (quasi-gleichförmig, ungleichförmig mit/ohne Wechselsprung, über-/umströmt),
3. Ermittlung des Aufstaus infolge des Fließquerschnittverbaus,
4. Erstellung von Datensätzen für die Definition numerischer Randbedingungen sowie Validierung und Verifizierung der numerischen Modelle.

²App = Applikation mit grafischer Benutzeroberfläche

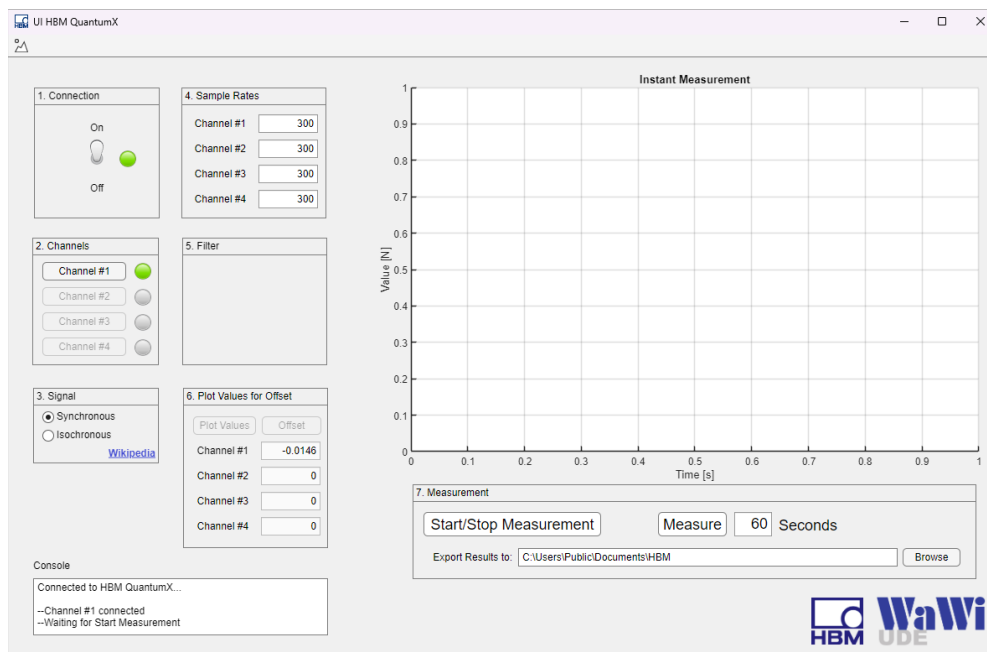
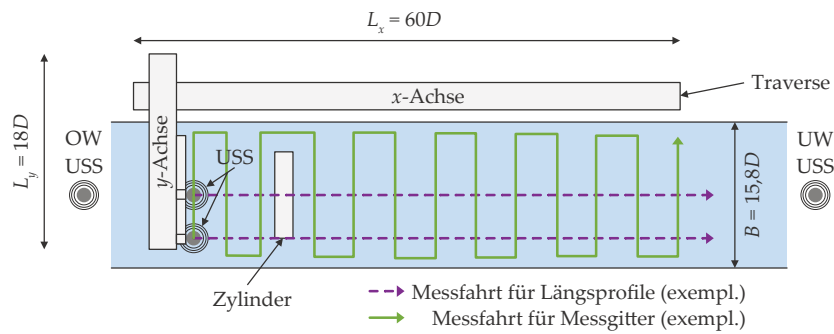


Abbildung 4.7.: Oberfläche der entwickelten MATLAB-App zur Durchführung der Kraftmessungen

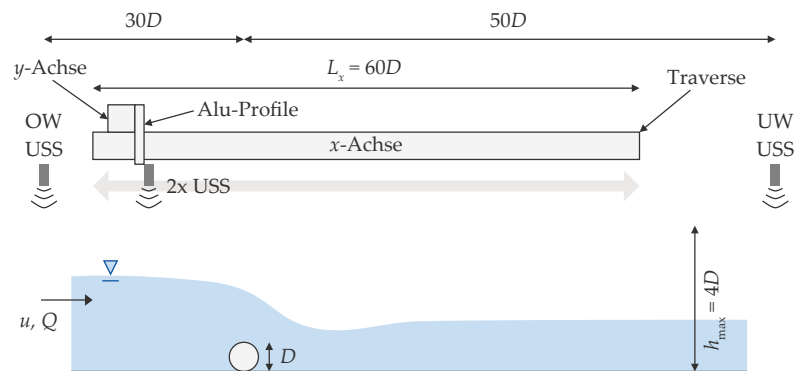
Für die Messung der Fließtiefen bei quasi-gleichförmiger Strömung wurden vier Ultraschallsensoren mittig im Gerinne an Fixpunkten installiert, um Daten im Zu- und Auslaufbereich und stromauf- und abwärts des Zylinders zu erfassen. Für die Lastfälle bei ungleichförmiger Strömung wurden die letzteren beiden Sensoren nebeneinander betrieben und in Fließrichtung verfahren, um Längsprofile zu erhalten. Für ausgewählte Fälle wurden die Sensoren zusätzlich seitlich verfahren, um Datensätze in einem Messgitter mit einer Schrittweite von $\Delta_{x,y} = 30$ mm zu generieren. Diese Datensätze dienen hauptsächlich der Validierung und Verifizierung der numerischen Modelle. Abbildung 4.8 verdeutlicht den Versuchsaufbau und die Positionen der Ultraschallsensoren.

Für die kontinuierliche Datenaufnahme wurde die Software UltraLab der Fa. General Acoustics verwendet. Zur Positionierung der Sensoren an der fahrbaren Traverse wurde eine selbst entwickelte MATLAB-App genutzt (Abb. 4.11), welche die Messungen im Post-Processing anhand der Zeitstempel in den exportierten Daten mit der jeweiligen Position synchronisiert.

4. Physikalische Modellierung



(a) Draufsicht, Fahrwege der Sensoren zur Erfassung von Längsprofilen und Messgittern



(b) Seitenansicht

Abbildung 4.8.: Versuchsaufbau zur Fließtiefenerfassung mittels Ultraschallsensoren (USS)

4.5. Fließgeschwindigkeitsmessung

Fließgeschwindigkeitsmessungen wurden mit den folgenden Zielen durchgeführt:

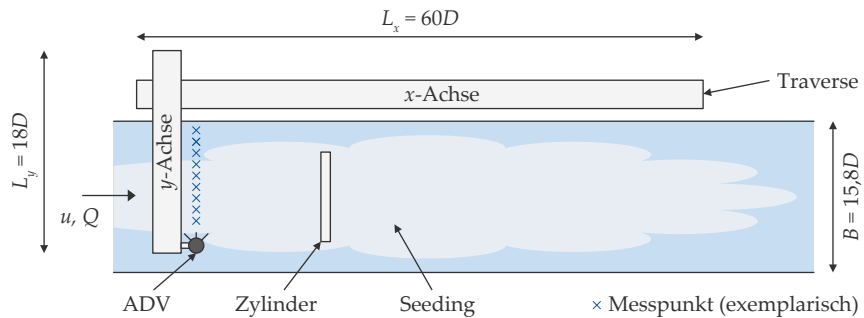
1. Bestätigung der symmetrischen Strömung im Versuchsgerinne,
2. Bestätigung einer voll turbulenten Anströmung des Zylinders,
3. Bestimmung der Sohlrauheit,
4. Bestimmung der Ausdehnung der Nachlaufströmung für ausgewählte Lastfälle,
5. Grundlage der numerischer Modelle inkl. Validierung und Verifizierung.

Die Konfiguration zur Strömungsgeschwindigkeitsmessung ermöglicht die Erfassung von Geschwindigkeiten in unterschiedlichen Fließtiefen, einschließlich sehr geringer Tiefen bis 50 mm. Bei ADV-Messungen ist die Reflektion von Schallwellen des Sensors von

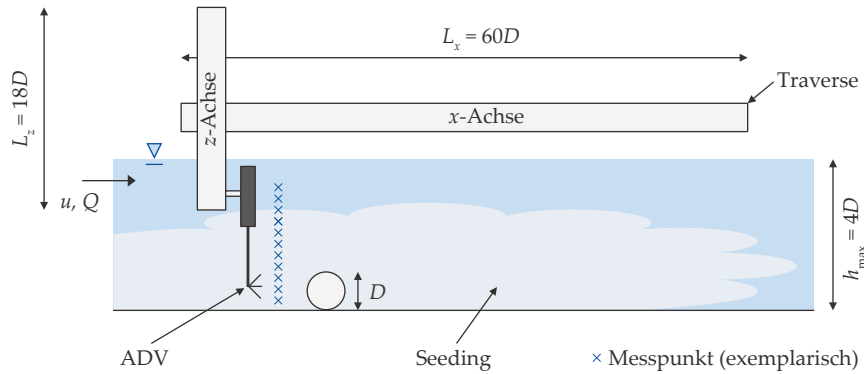
entscheidender Bedeutung, um genaue Geschwindigkeitsmessungen in Flüssigkeiten durchzuführen. Um sicherzustellen, dass die Schallwellen effektiv reflektiert werden, ist ein Seeding erforderlich, wobei Partikel oder Tracer in das Flüssigkeitsmedium eingebracht werden (Abbildung 4.10). Es wurden Voruntersuchungen durchgeführt, um ein adäquates Seeding zu gewährleisten.

Die Einstellungsparameter für die ADV-Messungen wurden entsprechend der Empfehlungen der Bundesanstalt für Wasserbau (Sokoray-Varga und Hoeger, 2014) und auf Basis eigener Messungen festgelegt. Tabelle 4.2 beinhaltet alle relevanten Parameter und deren Einstellungen, die für die Durchführung der Versuchsreihen verwendet wurden.

Für die Positionierung (Abb. 4.9) des Vectrinos an der fahrbaren Traverse wurde eine selbst entwickelte MATLAB-App genutzt (Abb. 4.11), um die Messung teil-automatisiert durchführen zu können.



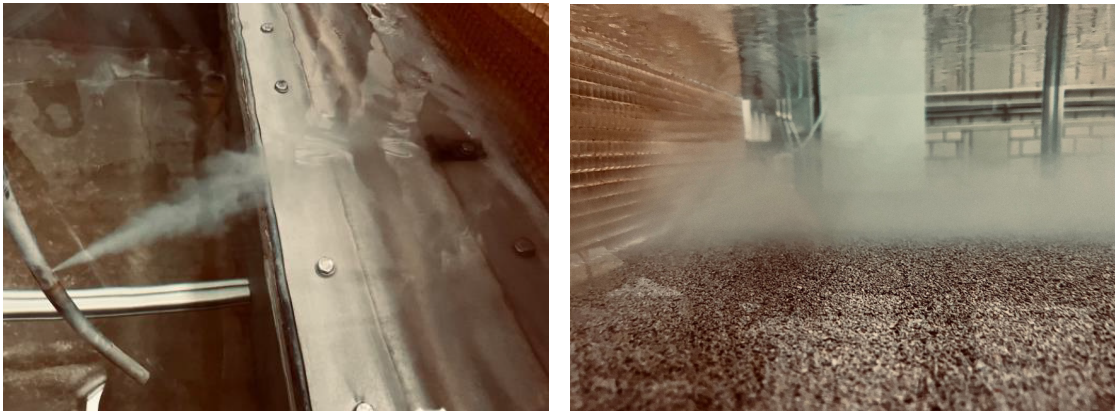
(a) Draufsicht, Messung von Querprofilen



(b) Seitenansicht, Messung vertikaler Geschwindigkeitsprofile

Abbildung 4.9.: Versuchsaufbau zur Fließgeschwindigkeitsmessung mittels ADV, Seeding vgl. Abbildung 4.10

4. Physikalische Modellierung



(a) Partikelzugabe im Zulaufbehälter vor dem Strömungsgleichrichter (b) suspendierte Partikel hinter dem Strömungsgleichrichter

Abbildung 4.10.: Suspendierte Partikel für die ADV-Messung im Zulauf des Versuchsgerinne

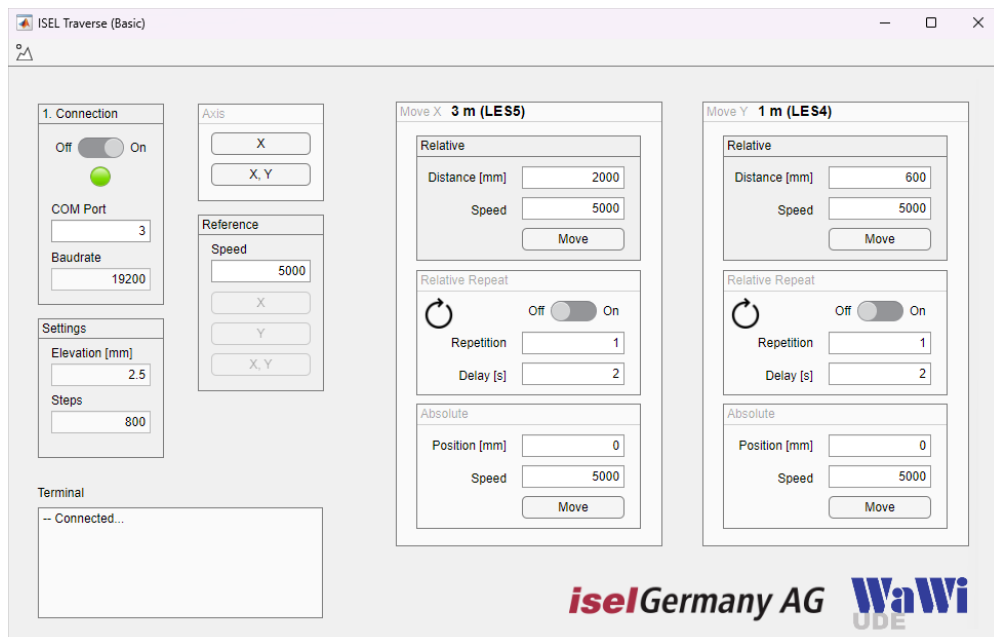


Abbildung 4.11.: Oberfläche der entwickelten MATLAB-App zum steuern und loggen der isel-Traversal

Tabelle 4.2.: Parametereinstellungen der ADV-Messung

Parameter	Wert/Einstellung
Frequenz	25, 200 Hz
Nominaler Geschwindigkeitsbereich	$\pm 0,3$ m/s
Transmitterlänge	1,8 mm
Länge des Messvolumens	7,0 mm
Leistungspegel	hoch
Schallgeschwindigkeit	gemessen

Um Messungen mit schlechter Qualität und Ausreißer zu entfernen, wurden bei der Nachbearbeitung drei Filtermethoden verwendet:

- ein Korrelationsfilter,
- ein SNR³-Filter
- und ein geschwindigkeitsbasierter Spike-Filter.

Der Korrelationswert gibt an, wie gut die reflektierten Schallwellen miteinander korrelieren, und wird verwendet, um die Qualität der Geschwindigkeitsmessungen zu bewerten. Werte über 80% sind anzustreben, um valide Geschwindigkeiten messen zu können. Zu schnelle Schwankungen in der Geschwindigkeit, Störsignale oder zu wenig Streupartikel im Wasser können niedrige Korrelationswerte hervorrufen. (Sokoray-Varga und Hoeger, 2014)

Das SNR ist ein Maß dafür, wie stark das erkannte Signal im Verhältnis zum Rauschen ist. Das Verhältnis muss ausreichend groß sein, damit sich das empfangene Signal deutlich vom Hintergrundrauschen abhebt und somit die Fehlerrate minimiert wird. Es wird empfohlen, Werte über 20 dB zu erzielen. (Sokoray-Varga und Hoeger, 2014)

Ein geschwindigkeitsbasierter Spike-Filter dient dazu Ausreißer (Spikes) zu entfernen, die zu sehr von den umliegenden Messwerten abweichen.

Zur Datenaufbereitung wurde zunächst die frei verfügbare Software WinADV verwendet und die Empfehlungen konnten größtenteils eingehalten werden. Hiermit wurden alle Rohdaten (Zeitreihen) gefiltert und Messwerte entfernt, die einen Korrelations-Wert von unter 80%, einen SNR-Wert von unter 15 dB oder Ausreißer darstellen. Der Grenzwert für Ausreißer betrug das 2,5-fache der Standardabweichung. Anschließend wurden die entstandenen Lücken in der Zeitreihe durch linear interpolierte Werte ersetzt.

Wesentliche Parameter für die Auswertung wurden mit Hilfe von selbst entwickelten MATLAB-Skripts berechnet und geplottet. In Abbildung 4.12 werden beispielhaft die

³Signal to Noise Ratio

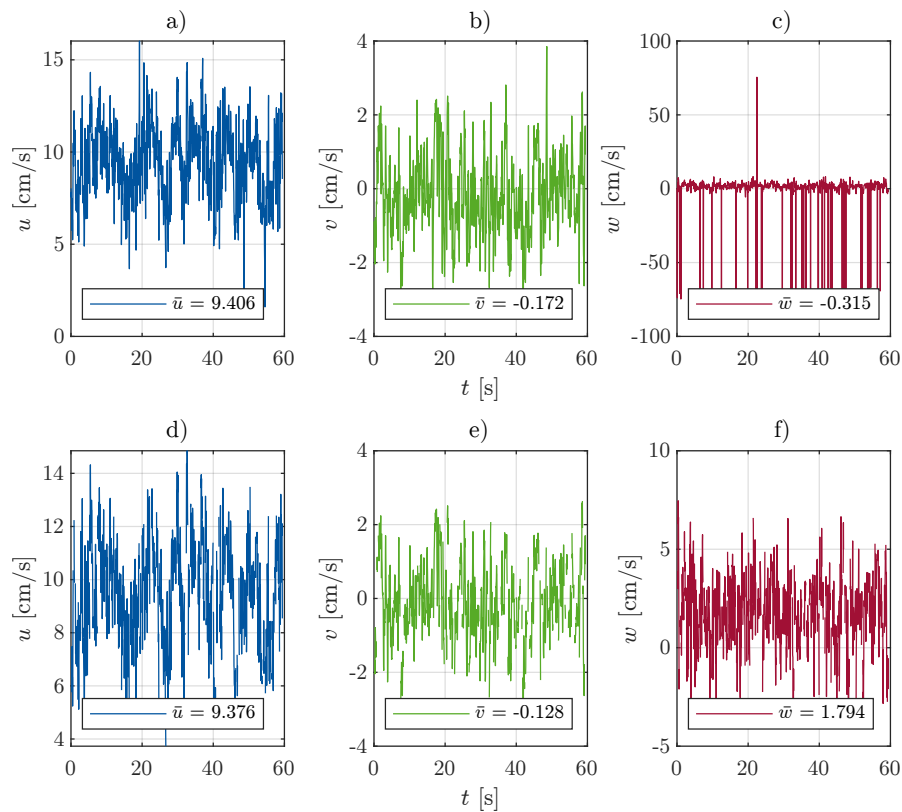


Abbildung 4.12.: Exemplarische Zeitreihen einer durchgeführten ADV-Messung und deren Mittelwerte für u , v und w , a) bis c) Rohdaten und d) bis e) gefilterte Daten (ohne Interpolation)

Zeitreihen und Mittelwerte einer Geschwindigkeitsmessung je Richtungskomponente dargestellt. Die obere Reihe stellt die Rohdaten dar, während die untere Reihe das Ergebnis nach der Filterung ist. Anhand der Abweichungen der berechneten Mittelwerte ist zu erkennen, dass eine Filterung erforderlich ist.

Ein Nachweis für Messergebnisse guter Qualität und einer erfolgreichen ADV-Zeitreihen-Filterung stellt die Leistungsspektraldichte (PSD, engl. Power Spectral Density) der einzelnen Geschwindigkeitskomponenten eines Messpunktes dar. Die PSD beschreibt, wie die Leistung eines Signals über die Frequenzen verteilt ist und wird verwendet, um die Frequenzinhalte von Zeitreihendaten zu analysieren, insbesondere zur Untersuchung von Turbulenz in der Strömungsmechanik. (Bendat und Piersol, 2010) Die gefilterten Geschwindigkeitsspektren zeigen für Frequenzen $f > 1 \text{ Hz}$ das erwartete Kolmogorov-Turbulenzspektrum mit einer Spektralsteigung von $-5/3$ (Abb. 4.13), was die Qualität der Messergebnisse und den Erfolg der ADV-Zeitreihen-Filterung bestätigt (Pope et al.,

1998).

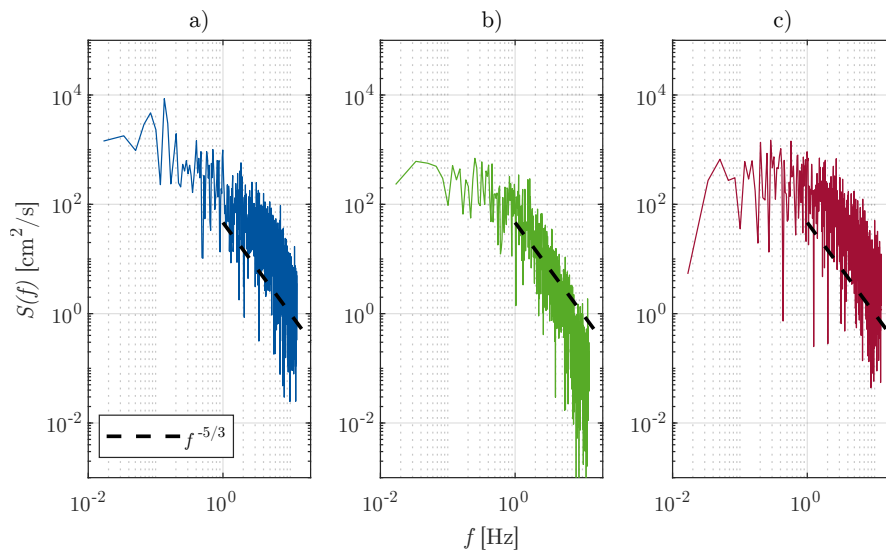


Abbildung 4.13.: Exemplarische Darstellung der spektralen Leistungsdichte einer durchgeführten ADV-Messung (gefiltert und interpoliert), Messdauer = 60 s, Frequenz = 25 Hz, a) longitudinal b) lateral c) vertikal, $-5/3$ -Regel der Energiekaskade

Ebenso ist in (Abb. 4.13) zu erkennen, dass die Energie der Wirbel bei hohen Frequenzen gering ist, während im Niederfrequenzbereich Wirbel mit hoher Energie zu erwarten sind (George, 2013). In dem Bereich hoher Frequenzen ist von einer Energiedissipation auszugehen, bei der durch Turbulenz erzeugte große Wirbel in kleinere zerfallen und letztendlich durch die Viskosität in Wärmeenergie umgewandelt werden. Diese Energiekaskade beschreibt in der Turbulenztheorie den Prozess, bei dem kinetische Energie von großen, energiereichen Strömungswirbeln zu immer kleineren Wirbeln übertragen wird, bis sie schließlich auf mikroskopischer Ebene durch viskose Dissipation in Wärme umgewandelt wird. (Aigner et al., 2015; Kolmogorov, 1941)

Insgesamt bilden die gefilterten Geschwindigkeitskomponenten und die jeweiligen Leistungsspektraldichten eine vollständig turbulente Strömung ab.

5. Numerische Modellierung

Für die numerische Modellierung wurde die Open-Source-Software OpenFOAM (Version 2006) verwendet. OpenFOAM (Open Field Operation and Manipulation) bietet eine Vielzahl von Werkzeugen und Algorithmen zur Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen und anderer physikalischer Phänomene in verschiedenen Anwendungsgebieten (OpenFOAM Foundation, 2021). OpenFOAM basiert auf der Finite-Volumen-Methode, bei der die physikalischen Größen wie Geschwindigkeit, Druck und Temperatur in Kontrollvolumen diskretisiert werden (OpenFOAM Foundation, 2021). Die Softwareplattform bietet eine Vielzahl von Solvern, Turbulenzmodellen und Randbedingungen, die an die spezifischen Anforderungen der Anwendung angepasst werden können (Weller et al., 1998). Zudem ermöglicht die offene Architektur von OpenFOAM die Entwicklung und Integration neuer Modelle und Algorithmen durch die Nutzer selbst (Weller et al., 1998).

Der Einsatz der numerischen Modelle verfolgt im Zuge der vorliegenden Arbeit diese Ziele:

- Bestätigung des physikalischen Versuchsaufbaus,
- Identifikation möglicher Maßstabeffekte,
- Erweiterung der Messkampagne,
- detailliertere Betrachtung der Strömung (im Vergleich zur ADV-Messung)
- und der Darstellung der Druckverteilung auf einen Zylinder.

5.1. Lösungsalgorithmen

Für die vorliegende Arbeit wurden drei Solver¹ verwendet, die je nach den gegebenen hydraulischen Bedingungen gewählt werden. Für Fälle bei denen die freie Oberfläche

¹Lösungsalgorithmus

Tabelle 5.1.: Eigenschaften der verwendeten Solver

	simpleFOAM	pimpleFOAM	interFOAM
Algorithmus	SIMPLE ³	PIMPLE (PISO ⁴ + SIMPLE)	
Strömung	inkompressibel stationär turbulent	inkompressibel transient turbulent	inkompressibel transient turbulent
Fluide	einphasig	einphasig	mehrphasig

nahezu horizontal verläuft bzw. Senkung und Stau infolge der Wehreinrichtung vernachlässigt werden können (quasi-gleichförmige Strömung), wird mit den einphasigen Solvern simpleFOAM oder pimpleFOAM gerechnet. Die Wasseroberfläche wird hierbei als Symmetrieebene definiert (*rigid-lid*-Randbedingung).

Herrschen ungleichförmige Bedingungen, muss ein mehrphasiger Solver verwendet werden, welcher die Definition zweier Fluide (hier: Wasser und Luft) und die Abbildung der Wasseroberfläche unterstützt. interFOAM nutzt die VOF²-Methode für Berechnung der freien Wasseroberfläche (Hirt und Nichols, 1981) bzw. der Schnittstelle zwischen beiden Fluiden. Der Tabelle 5.1 sind die Eckdaten der verwendeten Solver zu entnehmen.

5.2. Turbulenzmodellierung

Turbulenzmodelle sind mathematische Modelle, die verwendet werden, um die Turbulenz in Fluiden zu beschreiben und komplexe Strömungen zu approximieren. Turbulenz tritt in fast allen natürlichen Strömungen auf und stellt eine besondere Herausforderung dar, sie zu berechnen und zu verstehen. (Pope et al., 1998; Wilcox, 2006)

In Abhängigkeit des Anwendungsbereichs spielt die Wahl des Turbulenzmodells bei der Erstellung numerischer Modelle eine wichtige Rolle. Die unterschiedlichen Ansätze setzen verschiedene Schwerpunkte bei der Berücksichtigung von realen Effekten und können sich in der Berechnungsdauer und dem Detailgrad deutlich unterscheiden.

Einige der häufig verwendeten Modelle sind nachfolgend aufgeführt. Die Berechnungszeit und die Approximationsgüte der Lösung nimmt von oben nach unten ab.

²Volume of Fluid

³Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations

⁴Pressure Implicit with Splitting of Operator

- Direct Numerical Simulation (DNS) Modelle: Diese Modelle lösen die Navier-Stokes-Gleichungen direkt ohne jegliche statistischen Methoden. Sie eignen sich gut für die Simulation von Strömungen in fundamentalen Forschungsgebieten. (Moin und Mahesh, 1998)
- Large-Eddy Simulation (LES) Modelle: Diese Modelle simulieren die großskaligen Strömungen direkt und modellieren die kleinskaligen Turbulenzen durch eine Subgrid-Modellierung. Hierdurch wird die benötigte Zellanzahl und Größe der Kleinstzellen deutlich reduziert. (Smagorinsky, 1963)
- Detached Eddy Simulation (DES) Modelle: Eine spezielle Form von RANS-Modellen, die eine Subgrid-Modellierung der Turbulenzen für Strömungen in der Nähe von Wänden einsetzt, um die Leistung von Large-Eddy Simulation-Modellen bei geringeren Berechnungszeiten zu emulieren. (Shur et al., 2008)
- Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) Modelle: Diese Modelle berechnen den durchschnittlichen Strömungszustand und berücksichtigen den Einfluss von Turbulenz durch die Verwendung von statistischen Methoden. (Launder und Spalding, 1974)

Einen qualitativen Vergleich der letzten drei Modelle gibt die Abbildung 5.1 unter Darstellung der Strömungsgeschwindigkeit. Die Mittlung der Navier-Stokes-Gleichungen innerhalb der RANS-Modellierung zeigt sich hier deutlich.

Innerhalb der genannten Modelle gibt es noch weitere Unterscheidungen bzw. Weiterentwicklungen (Abbildung 5.2). Hervorzuheben sind die Modellierungen der RANS-Modelle, welche größtenteils in der vorliegenden Arbeit eingesetzt wurden, da sie einen guten Kompromiss zwischen der Approximationsgüte der Lösung und der Berechnungszeit bieten.

Da die Wahl des Turbulenzmodells einen deutlichen Einfluss auf das Ergebnis einer numerischen Berechnung haben kann, muss während der Modellerstellung geklärt werden, welche Fragestellung vorliegt. In der präsentierten Studie: die Betrachtung der Grenzschicht und die Bestimmung von Ablösepunkten ist von besonderer Bedeutung, um den Strömungswiderstand und die Nachlaufströmung zu berechnen. Akoz und Kirkgoz (2009) zeigen, dass für die Betrachtung von umströmten Körpern das $k-\omega$ -SST-Modell (SST = shear stress transport) geeignet ist.

Es kombiniert die Vorteile des $k-\omega$ -Modells in der Nähe von Wänden und des $k-\epsilon$ -Modells in der freien Strömung. Somit verbessert es die Vorhersage von Strömungen in der Nähe

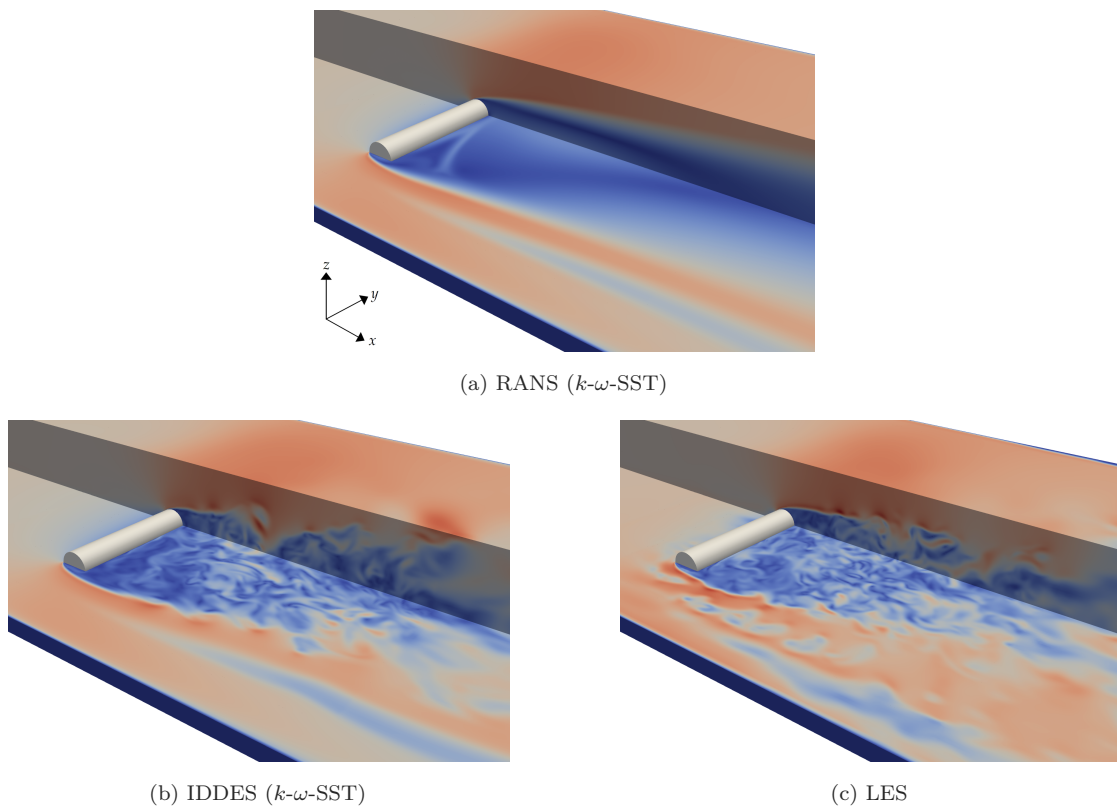


Abbildung 5.1.: Vergleich dreier Ansätze zur Turbulenzmodellierung, Darstellung der Fließgeschwindigkeitsverteilung

von Wänden, indem es die Wirkung von Grenzschichten und die Wechselwirkungen zwischen der turbulenten und laminaren Strömung berücksichtigt. Es nutzt zwei unabhängige Transportgleichungen für die turbulente kinetische Energie (k) und die dissipative Rate der turbulenten kinetischen Energie (ω) und eine spezielle Form der Subgrid-Modellierung ermöglicht es, die Eigenschaften der Grenzschichtströmungen besser zu berücksichtigen. (Menter, 1994)

Die Simulationen in der vorliegenden Studie wurden als RANS-Modell ($k-\omega$ -SST) durchgeführt. Dessen Eignung wurde in Voruntersuchen bestätigt und mit den zeitlich gemittelten Resultaten von DES-(IDDES⁵) (Gritskevich et al., 2012) und LES-(k -Equation)Modellen (Yoshizawa, 1986) verglichen.

⁵ $k-\omega$ -SST Improved Delayed Detached Eddy Simulation

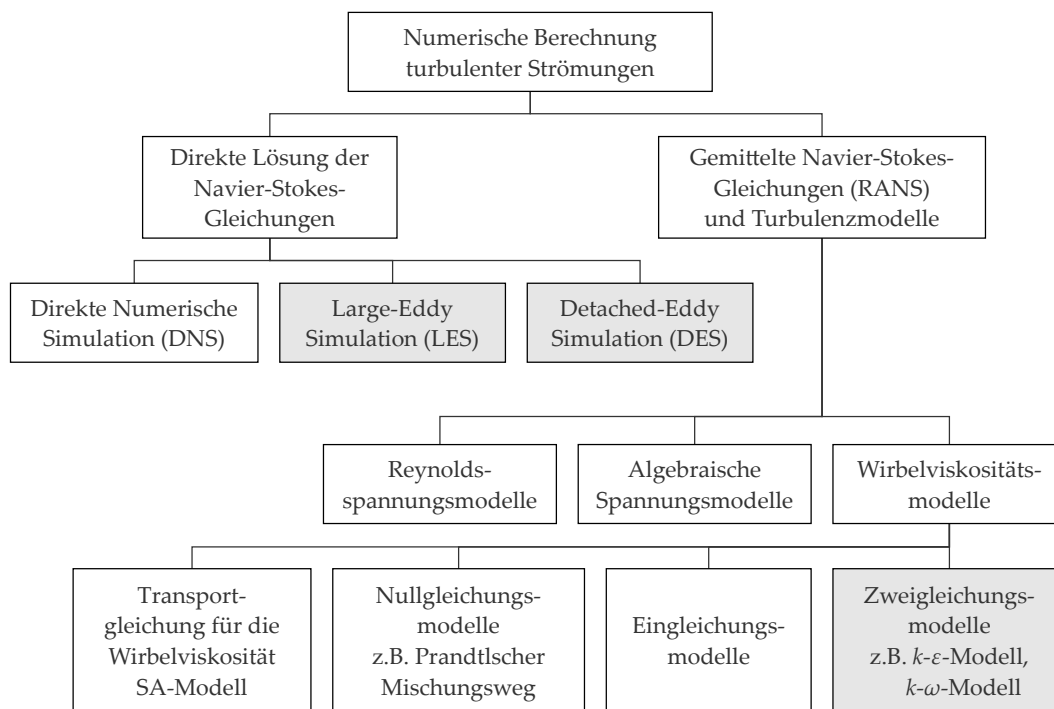


Abbildung 5.2.: Übersicht über ausgewählte Möglichkeiten zur Berechnung turbulenter Strukturen. Graumarkierte finden Anwendung im Rahmen dieser Arbeit, nach Martin (2011) und Li und Tu (2019)

5.3. Berechnungsnetz

In numerischen Modellen ist es notwendig, den zu untersuchenden Raum diskret zu unterteilen, um Differentialgleichungen numerisch lösen zu können. Diese räumliche Diskretisierung wird durch das Berechnungsnetz durchgeführt. Die Genauigkeit der Lösung hängt von der Wahl des Netzes ab, insbesondere von dessen Feingliedrigkeit. Eine grobe Diskretisierung führt zu einer ungenauen Lösung, während eine feine Diskretisierung zu genaueren Ergebnissen jedoch auch einem hohen Rechenaufwand führt. Ein guter Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechenzeit muss daher gefunden werden. In der vorliegenden Arbeit wurden strukturierte Gitter verwendet und die Gitterauflösung im Bereich des Zylinders stark erhöht.

5.3.1. Dimensionsloser Wandabstand

Der dimensionslose Wandabstand y^+ ist ein wichtiger Parameter in der Strömungsmechanik, der verwendet wird, um die Auflösung und Genauigkeit von Wandrandbedingungen bei numerischen Simulationen von Strömungen zu bewerten. Er gibt die Feinheit der Gitterauflösung in der Nähe der Wand an, wobei es verschiedene Definitionen und Interpretationen für y^+ für unterschiedliche Modellierungsansätzen gibt. Im Allgemeinen ist y^+ definiert (Murad, 2018) als:

$$y^+ = \frac{yu_\tau}{\nu}, \quad (5.1)$$

wobei y der absolute Wandabstand, ν die kinematische Viskosität, u_τ die Schubspannungsgeschwindigkeit, τ_w die Wandschubspannung, ρ die Fluidichte, u_{ref} die Referenzgeschwindigkeit und C_f der Schubspannungskoeffizient ist.

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (5.2)$$

$$\tau_w = \frac{1}{2}C_f\rho u_{\text{ref}}^2 \quad (5.3)$$

$$C_f = 0,0576\text{Re}^{-\frac{1}{5}} \quad (5.4)$$

Eine ausreichend feine Auflösung ist erforderlich, um die Strömungseffekte an der Wand korrekt zu erfassen. Für eine laminare Strömung sollte y^+ idealerweise nahe 1 liegen, während für eine turbulente Strömung typischerweise y^+ zwischen 30 und 300 liegen sollte. Untersuchungen zeigten, dass eine angemessene Auflösung der Wandgrenzschicht mit einem y^+ -Wert nahe 1 für eine genaue Vorhersage der Strömung erforderlich ist bzw. eine zu grobe Auflösung der Wandgrenzschicht mit einem hohen y^+ -Wert zu ungenauen Vorhersagen der turbulenten Strömung führt. (Spalart et al., 1997; Wilcox, 2006)

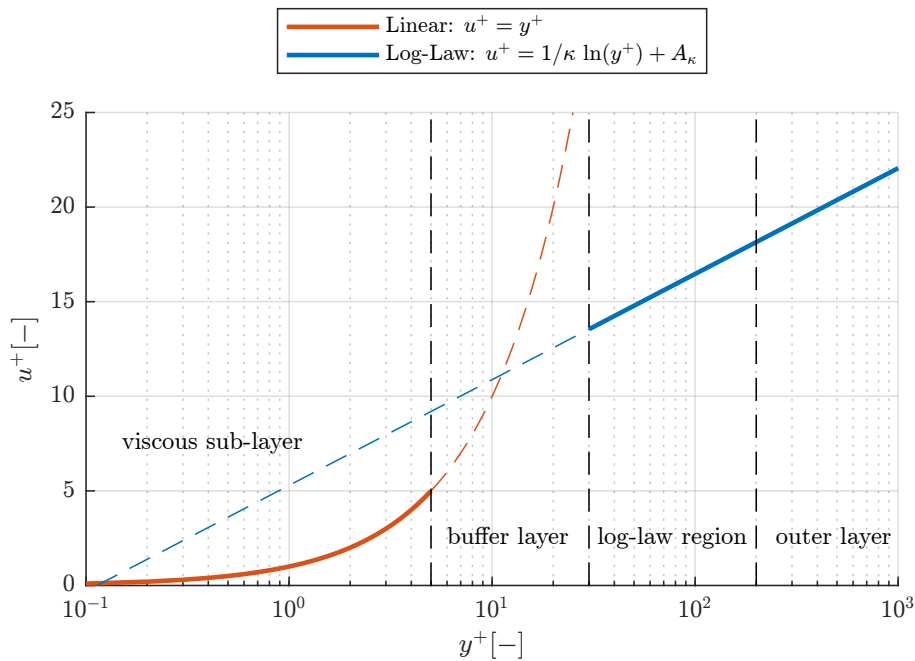


Abbildung 5.3.: Wandregionen nach dem Logarithmischen Wandgesetz (engl. Logarithmic Law of the Wall), verändert nach Afzal et al., 2023 und Erm, 1988, basierend auf Kármán, 1930, mit $\kappa = 0,412$ und $A_\kappa = 5,29$

Abbildung 5.3 zeigt die entsprechenden Wandregionen (engl. Wall Regions), welche in Abhängigkeit der dimensionslosen Geschwindigkeit u^+ dargestellt werden können (Murad, 2018):

$$u^+ = \frac{u}{u_\tau}. \quad (5.5)$$

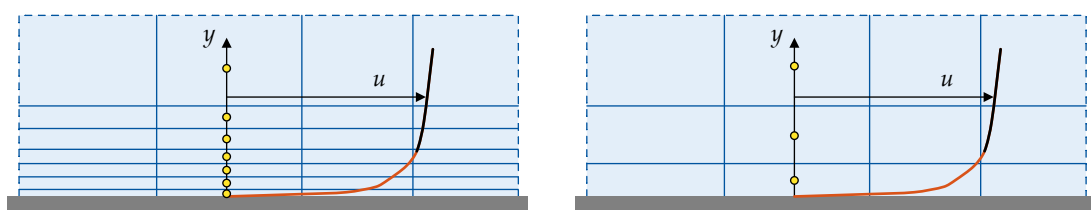
Für die einzelnen Bereiche gilt nach Murad (2018) und Spalart et al. (1997):

- Viskose Unterschicht ($y^+ < 5$): In der viskosen Unterschicht wird die Strömung von viskosen Effekten dominiert, weshalb angenommen werden kann, dass die Reynolds-Schubspannung vernachlässigbar ist. Das Verhältnis zwischen u^+ und y^+ ist linear.
- Übergangsbereich ($5 \leq y^+ < 30$): stellt die Übergangsregion zwischen dem von Viskosität dominierten Bereich und dem von Turbulenz beherrschten Teil der Strömung dar.

5. Numerische Modellierung

- Logarithmischer Bereich ($y^+ \geq 30$): In der logarithmischen Schicht dominieren turbulente Spannungen die Strömung und das Verhältnis zwischen u^+ und y^+ folgt einer logarithmischen Funktion.

Es ist anzumerken, dass die Berechnung von y^+ (Gleichung 5.1) als Orientierung zur Erstellung des Berechnungsnetzes dient; insbesondere der Definition der wandnahen Zellen. Der tatsächliche Wert muss jedoch während und nach der Berechnung überprüft werden, da sich die Geschwindigkeiten je Zelle von der angenommenen Referenzgeschwindigkeit unterscheiden. Das Berechnungsnetz ist beim Überschreiten der gegebenen Richtwerte anzupassen.



(a) Viscous-sublayer-resolving-Ansatz zum beschreiben der Grenzschicht (orange) (b) Nutzung von logarithmischen Wandfunktionen zum beschreiben der Grenzschicht (orange)

Abbildung 5.4.: Methoden zur Betrachtung der Grenzschicht im Berechnungsnetz entlang einer Oberfläche, verändert nach ANSYS, Inc. (2014)

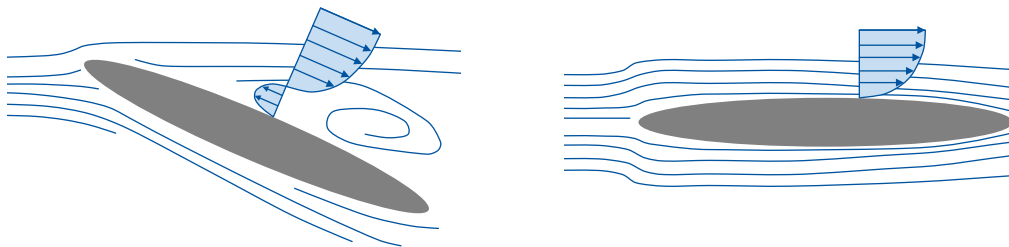
5.3.2. Low- und High-Re-Modelle und Wandfunktionen

In der Strömungsmodellierung werden oft zwei unterschiedliche Ansätze verwendet: Low-Re-Modelle und High-Re-Modelle. Die Modelle unterscheiden sich in ihrer Modellierung der Strömungseigenschaften. Während Low-Re-Modelle für laminare Strömungen geeignet sind und auf vereinfachten Annahmen basieren, erfassen High-Re-Modelle die komplexen turbulenten Wirbelstrukturen. (Kundu und Cohen, 2015; Schlichting, 2017)

Das Low-Re-Modell wurde in der vorliegenden Arbeit an der Zylinderoberfläche verwendet, wenn der dimensionslose Wandabstand $y^+ \approx 1$ war und die laminare Grenzschichtströmung im Berechnungsnetz aufgelöst wurde (Abbildung 5.4a). Hiermit kann die Position der Strömungsablösung am Zylinder genauer bestimmt werden (Versteeg und Malalasekera, 2007). Dies ist erforderlich, da der Ablösepunkt direkten Einfluss auf die Nachlaufströmung und somit auch den Strömungswiderstand hat (Wilcox, 2006). Für alle weiteren Oberflächen und in der freien Strömung wurde das High-Re-Modell verwendet. Da hierbei aufgrund der Zellgrößen die Wandregionen nicht korrekt aufgelöst

werden (Abbildung 5.4b), müssen sogenannte Wandfunktionen (engl. Wall Functions) verwendet werden.

Wandfunktionen sind empirisch abgeleitete Gleichungen, die dazu verwendet werden, die physikalischen Vorgänge in Wandnähe zu beschreiben. Um die Genauigkeit der Ergebnisse sicherzustellen, muss das erste Zellzentrum in der logarithmischen Schicht platziert werden. Wandfunktionen dienen dazu, die innere Region zwischen der Wand und der vollständig entwickelten turbulenten/äußeren Region zu überbrücken. Bei Verwendung des Ansatzes mit Wandfunktionen ist es nicht erforderlich, die Grenzschicht im Berechnungsnetz aufzulösen, was zu einer signifikanten Reduzierung der Zellanzahl führt. (Ferziger und Perić, 2002)



(a) Wandfunktionen können aufgrund der Rezirkulation nicht eingesetzt werden (b) Wandfunktionen können das logarithmische Geschwindigkeitsprofil beschreiben

Abbildung 5.5.: Limitierungen von Wandfunktionen, verändert nach ANSYS, Inc. (2014)

Die folgenden Punkte müssen laut Murad (2018) bei der Anwendung von Wandfunktionen beachtet werden:

- Die erste Gitterzelle muss im Bereich $30 \leq y^+ < 300$ liegen. Ein zu niedriger Wert in diesem Bereich führt zur Ungültigkeit des Modells, während ein zu hoher Wert zur unzureichenden Auflösung der Wandregion führt.
- Es muss ein high-Re-Modell verwendet werden (bspw. $k-\omega$ -SST).
- Das Hauptinteresse liegt auf der Analyse der freien Strömung, anstatt auf den Strömungskräften an der Wand.

Im Falle einer Grenzschichtablösung, bei der es zu keinem logarithmischen Geschwindigkeitsprofil kommt (Abbildung 5.5a), dürfen Wandfunktionen nicht verwendet werden, da die logarithmischen Wandfunktionen das Profil nicht korrekt vorhersagen (Ferziger und Perić, 2002). Somit sollte die viskose Unterschicht direkt aufgelöst werden, um adäquate

5. Numerische Modellierung

Tabelle 5.2.: Gleichungen zur Bestimmung der Anfangsbedingungen für k und ω , (OpenCFD Ltd., 2024; SimScale, 2024; Wilcox, 2006)

Patch	Gleichung
High-Re-Modell	
Freie Strömung/ Wandbereich	$k = \frac{3}{2} (I u_{\text{ref}})^2$ (5.6)
	$\omega = \frac{k^{0,5}}{C_{\mu}^{0,25} L}$ (5.7)
Low-Re-Modell	
Freie Strömung	$\frac{u_{\text{ref}}}{L} < \omega < \frac{10u_{\text{ref}}}{L}$ (5.8)
	$\frac{10^{-5}u_{\text{ref}}^2}{\text{Re}_L} < k < \frac{0,1u_{\text{ref}}^2}{\text{Re}_L}$ (5.9)
Wandbereich	$\omega = 10 \frac{6\nu}{\beta_1(\Delta y_{\text{Wand}})^2}$ (5.10)
	$k = 10^{-10}$ (5.11)

Mit turbulenter Intensität $I = 0,16\text{Re}^{-\frac{1}{8}}$, Referenzgeschwindigkeit u_{ref} , Konstante $C_{\mu} = 0,09$, Zylinderlänge L , Re-Zahl des Zylinders Re_L , kinematischer Viskosität ν , Konstante $\beta_1 = 0,075$ und der normalen Distanz zwischen Wand und Zellzentrum der ersten Zelle Δy_{Wand}

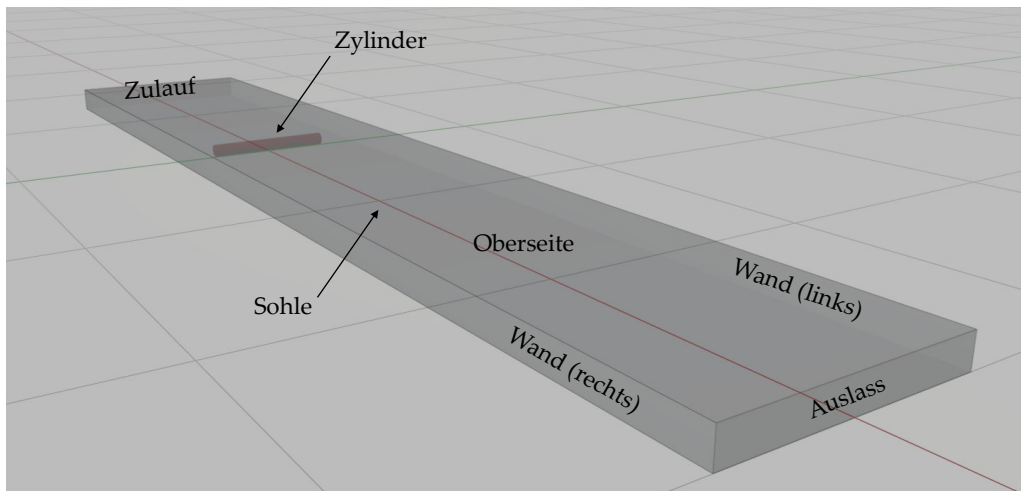
Ergebnisse zu erhalten. Gültig sind Wandfunktionen für den Fall in Abbildung 5.5b. Um die Modelle und Wandfunktionen korrekt in OpenFOAM zu berücksichtigen, müssen bei der Definition der Anfangsrandbedingungen die Turbulenzparameter k und ω berechnet werden. Hierzu wurden die Gleichungen aus der Tabelle 5.2 verwendet.

5.3.3. Geometrie- und Berechnungsnetzerstellung

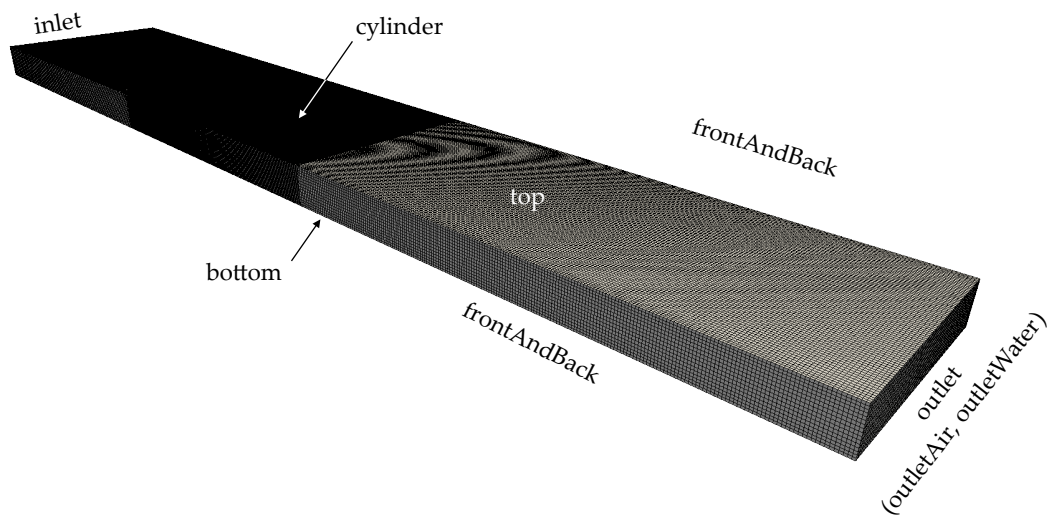
Für die Erstellung der Geometrien, die im numerischen Modell verwendet werden, wird die frei verfügbare 3D-Grafiksuite Blender (Version 3.4.1) verwendet. In Abbildung 5.6a sind beispielhaft die Patches dargestellt, die in Blender mittels STL⁶-Schnittstelle im ASCII⁷-Format exportiert und für die Erstellung des Berechnungsnetzes in OpenFOAM

⁶Stereolithografie

⁷American Standard Code for Information Interchange



(a) Modellgeometrien



(b) Berechnungsnetz inklusive Bezeichnung der entsprechenden Patches in OpenFOAM

Abbildung 5.6.: Darstellung der Modellgeometrien (Blender) und des Berechnungsnetzes (ParaView)

genutzt werden. Ein Patch dient in OpenFOAM der Definition von Randbedingungen in einer Region oder an einer Oberfläche.

Für die Erstellung des Berechnungsnetzes wurde das kostenlose Tool *cfMesh* genutzt. *cfMesh* benötigt die Geometrien im FMS⁸-Format, welches die Kanten der einzelnen Patches beinhaltet. Diese Kanten sind für die Netzgenerierung essentiell. Die Dateikonvertierung

⁸Field Mesh Specification

5. Numerische Modellierung

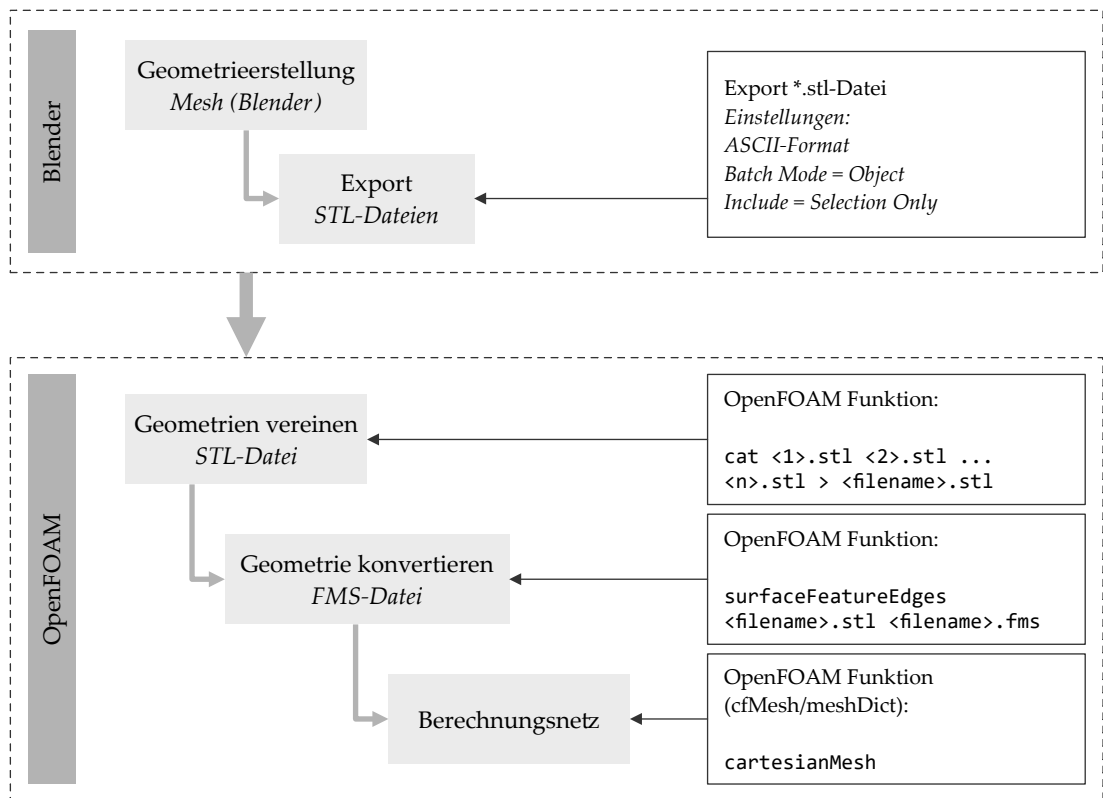


Abbildung 5.7.: Fließdiagramm zur Erstellung eines Berechnungsnetzes mit Blender und cfMesh

erfolgt in OpenFOAM mit dem Terminal-Befehl *surfaceFeatureEdges*. Für die Erzeugung eines strukturierten Netzes wird der Terminal-Befehl *cartesianMesh* verwendet. Hiermit werden sowohl 2D- als auch 3D-Netze erzeugt, die überwiegend aus hexahedralen Zellen mit Polyedern in den Übergangsbereichen zwischen Zellen unterschiedlicher Größe bestehen. Die Definition des Netzes befindet sich in der Datei *meshDict*, wobei die folgenden Einträge genutzt wurden:

surfaceFile Relativer Pfadverweis zur erzeugten Geometrie.

maxCellSize Legt die maximale Zellgröße im Berechnungsnetz fest.

localRefinement Ermöglicht Verfeinerungen anhand von Geometrien (STL-Format).

objectRefinement Ermöglicht Verfeinerungsregionen anhand von Geometrien, die über Koordinaten festzulegen sind (Quader, Zylinder, Konus etc.).

boundaryLayers Erzeugt Zellen, die von den Modellgrenzen nach innen mit ansteigender Größe extrudiert werden.

Der gesamte Erstellungsprozess ist als Ablaufdiagramm in Abbildung 5.7 dargestellt. Das erstellte Netz kann mit der Open-Source-Software ParaView angezeigt werden (Abbildung 5.6b). Hier wird ersichtlich: Für einphasige Simulationen ist ein einzelner Auslass ausreichend, während für zweiphasige Berechnungen zwei separate Auslässe/Patches – jeweils für Luft und Wasser – definiert werden müssen. Näheres hierzu liefert Kapitel 5.4. Abbildung 5.8 zeigt exemplarisch ein Berechnungsnetz mit horizontalen und vertikalen Schnitten. Hier sind die festgelegten Netzverfeinerungen im Bereich des Zylinders und entlang der Zylinderoberfläche zu erkennen. Qualitative Angaben zu den verwendeten Berechnungsnetzen sind in Kapitel 7.4 aufgeführt.

5.4. Anfangs- und Randbedingungen

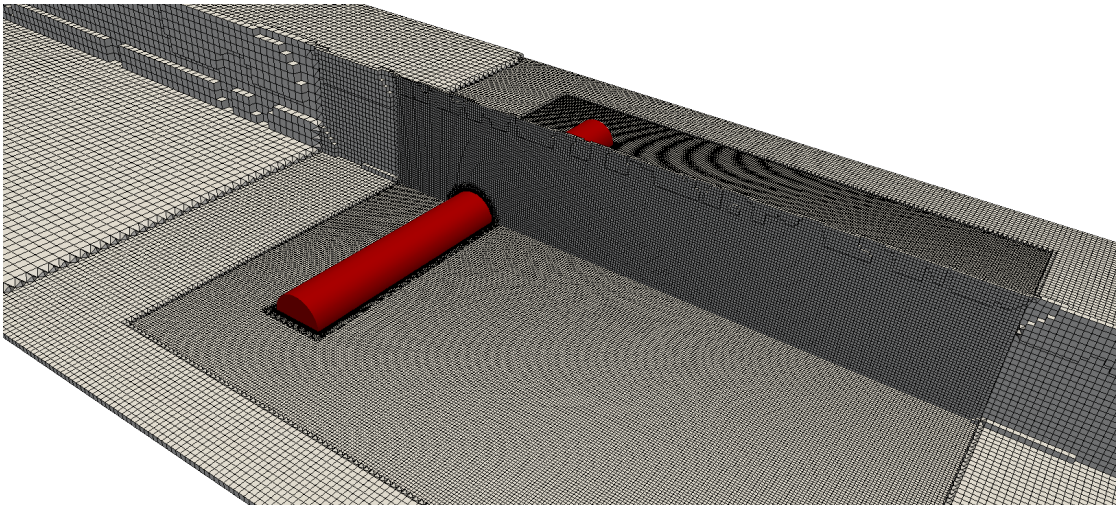
Für die numerische Berechnung müssen Anfangs- und Randbedingungen festgelegt werden. Anfangsbedingungen beschreiben den anfänglichen Zustand des Strömungsproblems, während Randbedingungen die Bedingungen an den Grenzen des Simulationsgebiets definieren.

Für die gewählten Solver `simpleFoam`, `pimpleFoam` und `interFoam` sind die Parameter aus Tabelle 5.3 erforderlich.

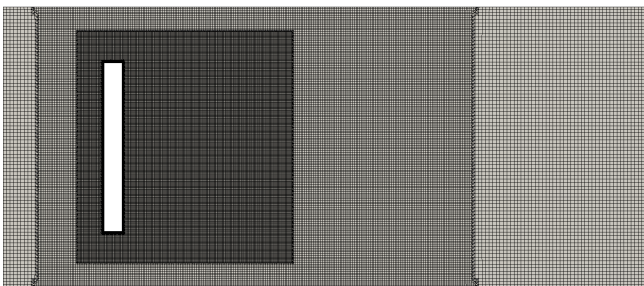
Tabelle 5.3.: Parameter für Anfangs- und Randbedingungen für die Solver `simpleFoam` und `interFoam`

Parameter	Beschreibung	Variable	Konstante	Einheit
U	Geschwindigkeit	u, v, w		m/s
p ¹	Druck, normiert anhand der Fluidichte	p		m ² /s ²
prgh ²	Hydrostatischer Druck	p_{rgh}		N/m ²
k	Turbulente kinetische Energie	k		m ² /s ²
omega	Spezifische Dissipationsrate	ω		1/s
nut	Turbulente Viskosität	ν_t		m ² /s
alpha.water ²	Volumenanteil der dispergierten Phasen	–		–
g	Erdbeschleunigung	g	9,81	m/s ²
nu	Dynamische Viskosität der Phase(n)	ν	1E-6 (Wasser) 1,48E-5 (Luft)	Ns/m ²
rho	Dichte der Phase(n)	ρ	1000 (Wasser) 1,0 (Luft)	kg/m ³

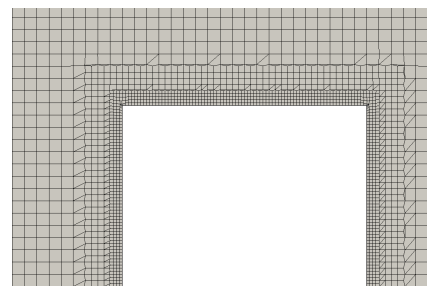
¹simpleFoam und pimpleFoam, ²interFoam



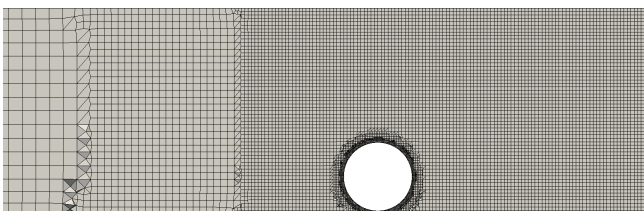
(a) 3D-Ansicht mit vertikalem Schnitt bei $y = 0$ und horizontalem Schnitt bei $z = D/2$



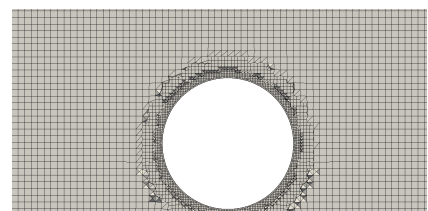
(b) Horizontaler Schnitt bei $z = G + D/2 = 0,027$ m, Darstellung der generellen Netzverfeinerung



(c) Horizontaler Schnitt bei $z = G + D/2 = 0,027$ m, Darstellung der Netzverfeinerung entlang der Zylinderoberfläche



(d) Vertikaler Schnitt bei $y = 0$ m (Rinnenmitte), Darstellung der generellen Netzverfeinerung



(e) Vertikaler Schnitt bei $y = 0$ m (Rinnenmitte), Darstellung der Netzverfeinerung entlang der Zylinderoberfläche

Abbildung 5.8.: Horizontale und vertikale Schnitte eines Berechnungsnetzes (Fließrichtung von links nach rechts), D = Zylinderdurchmesser und G = Sohlabstand des Zylinders

Da `interFoam` im Gegensatz zu `simpleFoam` ein Solver für Mehrphasenströmungen ist, wird neben dem normierten Druck p auch der hydrostatische Druck $prgh$ angegeben und berechnet. Über den Parameter $prgh$ wird somit auch die Fließtiefe am Patch `outletWater` definiert, während die Luft das Modellgebiet über den Patch `outletAir` verlässt. Des Weiteren wird der Parameter $alpha.water$ benötigt, um den Anteil beider Phasen je Zelle initial festzulegen und zu berechnen.

Die Tabellen 5.4 und 5.5 beinhalten die vollständigen Angaben und Typen für alle Parameter je Patch. Auf der Webseite [OpenFOAM \(2024\)](#) sind die möglichen Randbedingungen gelistet und erläutert. Zusätzlich besteht die Möglichkeit diese Randbedingungen zu manipulieren oder eigene zu schreiben.

Tabella 5.4.: Anfangs- und Randbedingungen, Solver: simpleFoam und pimpleFoam

Patch	Parameter	p	U	k	omega	nut
inlet		type zeroGradient;	type fixedValue; value uniform (\$Ux 0 0);	type fixedValue; value uniform \$k;	type zeroGradient;	type calculated; value uniform 0;
outlet		type fixedValue; value uniform 0	type zeroGradient;	type zeroGradient;	type zeroGradient;	type zeroGradient;
top		type symmetryPlane;	type symmetryPlane;	type symmetryPlane;	type symmetryPlane;	type symmetryPlane;
bottom		type zeroGradient;	type noSlip;	type kgfWallFunction; value uniform \$k;	type omegaWallFunction; value uniform \$omega;	type nutRoughWall- Function; value uniform 0; Ks uniform \$ks;
frontAndBack		type zeroGradient;	type noSlip;	type kgfWallFunction; value uniform \$k;	type omegaWallFunction; value uniform \$omega;	type nutWallFunction; value uniform 0;
cylinder		type zeroGradient;	type noSlip;	type kgfWallFunction; value uniform \$k;	type omegaWallFunction; value uniform \$omega;	type nutWallFunction; value uniform 0;
initial condition		Werte mit "\$"markiert sind in einer Startdatei hinterlegt, k und omega variieren je nach Verwendung von Wandfunktionen				

Tabelle 5.5.: Anfangs- und Randbedingungen, Solver: interFoam

Patch	Param.	alpha.water	prgh	U	k	omega	nut
inlet		type variableHeightFlowRate; lowerBound 0; upperBound 1; value uniform 0;	type fixedFluxPressure; value uniform 0;	type variableHeightFlowRate- InletVelocity; flowRate \$flowRate; alpha.water; value uniform (0 0 0);	type inletOutlet; inletValue uniform \$k; value uniform \$k;	type fixedValue; value uniform \$omega;	type calculated; value uniform 0;
outletAir		type inletOutlet; inletValue uniform 0; value uniform 0;	type totalPressure; p0 uniform 0;	type pressureInletOutletVelocity; value uniform (0 0 0);	type inletOutlet; inletValue uniform \$k; value uniform \$k;	type inletOutlet; inletValue uniform \$omega;	type calculated; value uniform 0;
outletWater		type inletOutlet; inletValue uniform 1; value uniform 1;	type totalPressure; p0 uniform \$p;	type pressureInletOutletVelocity; value uniform (0 0 0);	type inletOutlet; inletValue uniform \$k; value uniform \$k;	type inletOutlet; inletValue uniform \$omega; value uniform \$omega;	type calculated; value uniform 0;
top		type inletOutlet; inletValue uniform 0; value uniform 0;	type totalPressure; p0 uniform 0;	type pressureInletOutletVelocity; value uniform (0 0 0);	type inletOutlet; inletValue uniform \$k; value uniform \$k;	type inletOutlet; inletValue uniform \$omega; value uniform \$omega;	type calculated; value uniform 0;
bottom		type zeroGradient;	type fixedFluxPressure; value uniform 0;	type noSlip;	type kqRWallFunction; value uniform \$k;	type omega WallFunction; value uniform \$omega;	type nutkRoughWall- Function; value uniform 0; Ks uniform \$ks;
frontAndBack		type zeroGradient;	type fixedFluxPressure; value uniform 0;	type noSlip;	type kqRWallFunction; value uniform \$k;	type omega WallFunction; value uniform \$omega;	type nut WallFunction; value uniform 0;
cylinder		type zeroGradient;	type fixedFluxPressure; value uniform 0;	type noSlip;	type kqRWallFunction; value uniform \$k;	type omega WallFunction; value uniform \$omega;	type nut WallFunction; value uniform 0;
initial condition		Werte mit "\$" markiert sind in einer Startdatei hinterlegt, k und omega variieren je nach Verwendung von Wandfunktionen					

5.5. Berechnungsschemata, Abbruch- und Konvergenzkriterien

Die Beschreibung der verwendeten Berechnungsschemata und Abbruch- und Konvergenzkriterien müssen für die Solver *simpleFoam* und *pimpleFoam* bzw. *interFoam* unterschieden werden. Ersteres nutzt zur numerischen Lösung ein Iterationsverfahren während die letzteren beiden ein Zeitschrittverfahren verwenden.

In einem iterativen Verfahren werden die Berechnungen in kleinen Schritten durchgeführt, wobei die Druck- und Geschwindigkeitsfelder nacheinander aktualisiert werden. In jedem Iterationsschritt werden die Geschwindigkeiten anhand der aktuellen Druckverteilung berechnet, und der Druck wird unter Berücksichtigung der Geschwindigkeiten aktualisiert. Dieser Prozess wird wiederholt, bis die vordefinierten Konvergenzkriterien erfüllt sind. (Versteeg und Malalasekera, 2007)

In dieser Arbeit werden die Konvergenzkriterien anhand der Residuen für Druck und Geschwindigkeit definiert. Residuen quantifizieren die Differenz zwischen den Ergebnissen aufeinanderfolgender Iterationen im Lösungsprozess und dienen somit als Indikator für den Fehler bzw. die Abweichung der numerischen Lösung vom tatsächlichen Zustand. Eine Annahme der Konvergenz ist zulässig, sofern die Residuen für Druck (p) und Geschwindigkeit (u) spezifizierte Abbruchkriterien erfüllen, die wie folgt festgelegt sind:

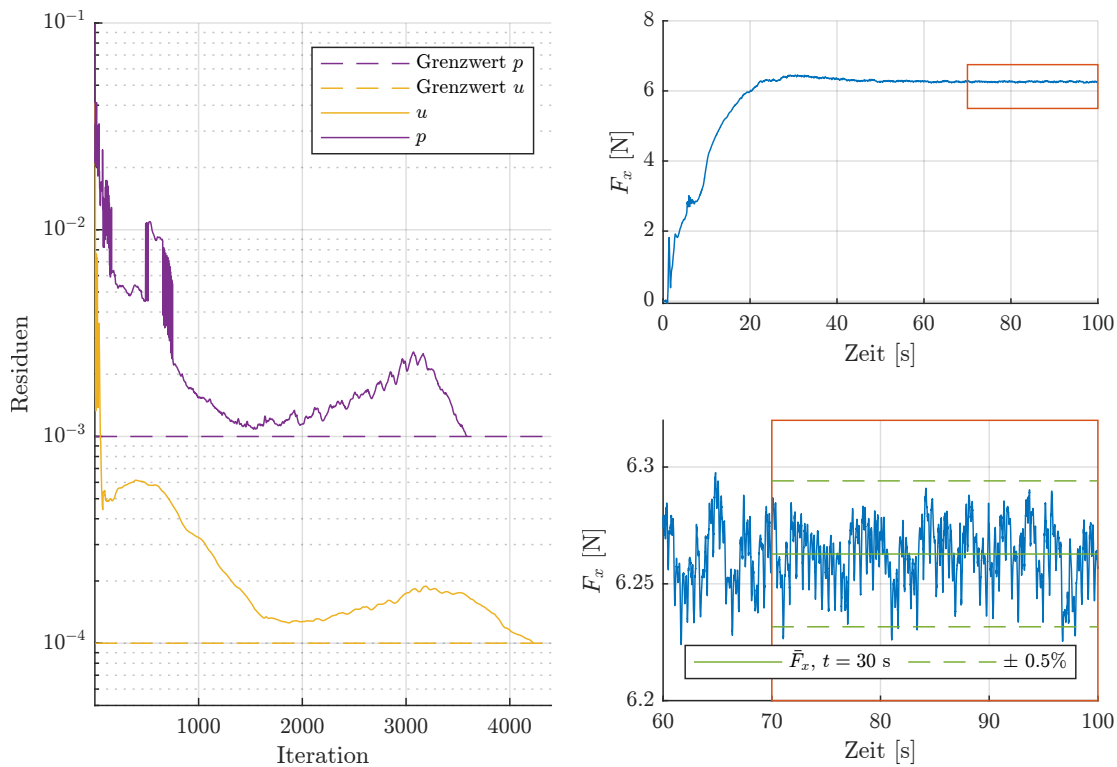
$$\begin{aligned} |p_{n+1} - p_n| &< 10^{-3} \\ |u_{n+1} - u_n| &< 10^{-4} \end{aligned}$$

wobei p_n und u_n die Werte von Druck bzw. Geschwindigkeit in der n -ten Iteration darstellen. Abbildung 5.9a illustriert beispielhaft die Auswertung der Residuen im Verlauf des Iterationsprozesses.

Im Zeitschrittverfahren erfolgt die Berechnung nicht in kleinen Iterationsschritten, sondern in aufeinanderfolgenden Zeitschritten. Jeder Zeitschritt repräsentiert eine bestimmte Zeitspanne in der realen Welt. Als Abbruchkriterium wurde hierzu die Zeitreihe des Strömungswiderstands des Zylinders beobachtet. (Versteeg und Malalasekera, 2007)

Das Abbruchkriterium für die Berechnung basiert auf der Abweichung des Strömungswiderstands. Die Berechnung wird beendet, sobald die relative Abweichung des Strömungswiderstands F_x über einen Zeitraum von 30 Sekunden kleiner als $\pm 0,5\%$ im Vergleich zum Mittelwert $\bar{F}_{x,t=30s}$ dieses Zeitraums ist. Mathematisch lässt sich dieses Kriterium wie folgt ausdrücken:

$$\left| \frac{F_x - \bar{F}_{x,t=30s}}{\bar{F}_{x,t=30s}} \right| < \Delta F, \text{ wobei } \Delta F = 0,005$$


 (a) Residuen für Druck- und Geschwindigkeitswerte (Solver: *simpleFoam*)

 (b) Abweichung zum gemittelten Strömungswiderstand (Solver: *pimpleFoam* und *interFoam*)

Abbildung 5.9.: Exemplarische Darstellung zur Auswertung der numerischen Konvergenz bzw. der Stationarität der Lösung

Nach Erreichen dieses Kriteriums kann die Simulation als stationär angesehen werden. Abbildung 5.9b veranschaulicht exemplarisch eine entsprechende Auswertung der Strömungswiderstandsabweichung.

Darüber hinaus muss beim Zeitschrittverfahren der Zeitschritt Δ_t limitiert werden, um die Stabilität der Simulation zu gewährleisten und genaue Ergebnisse zu erzielen. In der Regel sollte der Zeitschritt so gewählt werden, dass die Ausbreitung von Informationen in der Strömung in einem Zeitschritt nicht mehr als eine Gitterzellenweite beträgt.

Hierzu kann die dimensionslose Courant-Zahl (CFL-Zahl) genutzt werden:

$$\text{CFL} = \frac{v_{\max} \Delta_t}{\Delta_x} \quad (5.12)$$

wobei v_{\max} die maximale Strömungsgeschwindigkeit in einem Gitterzellenpunkt (lokal), Δ_t der Zeitschritt und Δ_x die charakteristische Gitterweite ist. (Lewy, H., Friedrichs, K.,

Courant, R., 1928)

Eine häufige Praxis besteht somit darin, die CFL-Zahl auf einen Wert kleiner als 1 zu begrenzen. Für die vorliegende Untersuchung wurde der Wert teilweise auf 50 begrenzt, um die Berechnungsdauer zu verkürzen ohne Instabilitäten zu erzeugen. Tests ergaben, dass dies keinen nennenswerten Einfluss auf die Lösung hat.

5.6. Ergebnisauswertung während und nach der numerischen Berechnungen

Im Rahmen der Ergebnisaufbereitung kamen mehrere Software-Tools zum Einsatz. Hierbei wurden spezifische Funktionen von OpenFOAM, die Open-Source-Software ParaView sowie MATLAB genutzt.

Während der numerischen Berechnung erfolgte eine kontinuierliche Auswertung der Programmausgaben. Diese wurden in Echtzeit geplottet, um frühzeitig Informationen bezüglich Konvergenz- und Abbruchparameter zu erhalten:

- Residuen (p , u , v und w)
- Courant-Zahl (CFL)
- y^+ für die Gerinnesohle, -wände und den Zylinder
- Strömungswiderstand F des Zylinders

Nach dem Abschluss der Simulationen ermöglichte die Verwendung der Terminal-Funktion `-postProcess` und der `sampleDict`-Datei in OpenFOAM Daten (p , u , v , w , k und ω) aus den Simulationsergebnissen für alle Zellen oder definierte Flächen und Volumina im Modellgebiet zu extrahieren. Dies gilt entweder für ausgewählte Zeitschritte oder ein Zeitfenster mit zusätzlicher Ausgabe der entsprechenden Mittelwerte.

ParaView wurde eingesetzt, um zusätzliche Daten zu generieren, zu denen die Wasserpiegellage bei Mehrphasenströmungen und volumetrische Datensätze (y^+ , tke und CFL) gehören.

Die Ermittlung des Strömungswiderstandes erfolgte durch den Einsatz der `-postProcess` Funktion sowie mit ParaView (Python-Skript zur Interpolation der Normalen- und Tangentialkomponenten des Druckfeldes p). Diese Vorgehensweise ermöglichte eine differenzierte Ausgabe, welche sowohl den Reibungs- als auch den Druckanteil (vgl. Abb. 2.4) des Strömungswiderstandes separat und die Komponenten des Strömungswiderstandes in

allen drei räumlichen Richtungen berücksichtigte.

Schließlich wurden für die umfassende Analyse der Ergebnisse MATLAB-Skripte entwickelt. Diese Skripte dienen insbesondere der Berechnung weiterer relevanter Parameter und der vergleichenden Analyse mit den Messdaten.

6. Messkampagnen und numerische Modellläufe

Um die in Kapitel 3.1 definierten Ziele zu erreichen, wurde eine umfassende Untersuchung mittels eines physikalischen Modells sowie durch numerische Simulationen umgesetzt. Für die Analyse wurden drei unterschiedliche Lastfälle basierend auf ihren hydraulischen Eigenschaften differenziert:

Lastfall 1 (LF1) Quasi-gleichförmige Gerinneströmung, charakterisiert durch eine konstante Fließtiefe $h = h_1 \cong h_2$ und $h \geq 2D$.

Lastfall 2 (LF2) Ungleichförmige Gerinneströmung, bei der die Fließtiefe $h_1 > h_2$ beträgt, mit $h_2 < D$ oder $h_2 \geq D$.

Lastfall 3 (LF3) Ungleichförmige Gerinneströmung mit einer Fließtiefe, bei der h_1 und $h_2 < D$ sind.

Die folgenden Parameter wurden untersucht und als Einflussgrößen auf den Strömungswiderstand von Totholzstämmen in Fließgewässern identifiziert:

- Das Formverhältnis des Zylinders L/D ,
- der Verbaugrad BR ,
- das Verhältnis zwischen Fließtiefe und Zylinderdurchmesser h/D ,
- die gemittelte Anströmgeschwindigkeit U ,
- der Rotationswinkel γ ,
- die laterale Positionierung des Zylinders (mittig/seitlich) und
- die vertikale Positionierung des Zylinders (seitlich).

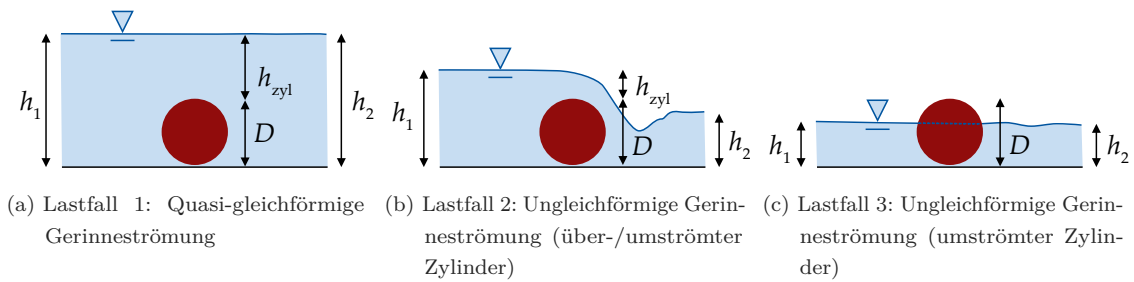


Abbildung 6.1.: Schematische Darstellung der untersuchten hydraulischen Bedingungen

6.1. Überblick über die durchgeführten physikalischen Modellläufe

Die physikalischen Modellläufe im Versuchsgerinne lassen sich in vier Messkampagnen untergliedern. Bei allen Kampagnen wurden neben Kraft- auch Wasserstandsmessungen (Punktmessung, Längsprofil oder Messgitter) durchgeführt.

1. Tabellen 6.1a, 6.1b und 6.1c listen die Messkampagnen zur Kraftmessung bei unterkritischem Abfluss und quasi-gleichförmiger Strömung mit sohnahen Zylindern. Die schematischen Darstellungen der Abbildung 6.2 zeigen die entsprechenden Konfigurationen.
2. Tabelle 6.2 listet bei selbigen hydraulischen Randbedingungen die Untersuchungen zur Kraftmessung mit dem Einfluss des Abstands zwischen Zylinder und Gerinne-sole.
3. Tabelle 6.3 beinhaltet die Messkampagne zur Kraftmessung bei ungleichförmiger Strömung und teilweise überkritischem Abfluss. Der Zylinder war hierbei stets sohnah befestigt.
4. Tabelle 6.4 führt die durchgeführten Modellläufe der Fließgeschwindigkeitsmessungen auf, die der Kalibrierung und Validierung der numerischen Modelle dienen. Hierzu wurden je Modelllauf ein horizontales und ein vertikales Messgitter entlang des Zylinderschwerpunkts erfasst.

Tabelle 6.1.a.: Messkampagne zur Kraftbestimmung, durchgeführte Messungen mit $L = 158 \text{ mm}$ bei unterkritischen Abflüssen (vgl. Abb. 6.2)

$\gamma \text{ in } ^\circ$	$h = 100 \text{ mm}$			$h = 150 \text{ mm}$			$h = 200 \text{ mm}$					
	$Q \text{ in l/s}$	7,9	15,8	23,7	11,9	23,7	35,6	15,8	31,6	47,4	63,2	Σ
15	1	1	2	1	1	1	1	1	1	2	1	12
30	1	1	2	1	1	1	1	1	1	2	1	12
45	1	1	2	1	1	1	1	1	1	2	1	12
60	1	1	2	1	1	1	1	1	1	2	1	12
75	1	1	2	1	1	1	1	1	1	2	1	12
90	1	1	2	1	1	1	1	1	1	2	1	12
Σ	6	6	12	6	6	6	6	6	6	12	6	72

Tabelle 6.1.b.: Messkampagne zur Kraftbestimmung, durchgeführte Messungen mit $L = 316 \text{ mm}$ bei quasi-gleichförmiger Strömung und unterkritischen Abflüssen (vgl. Abb. 6.2)

$\gamma \text{ in } ^\circ$	$h = 100 \text{ mm}$			$h = 150 \text{ mm}$			$h = 200 \text{ mm}$											
	$Q \text{ in l/s}$	7,9	11,9	15,8	19,8	23,7	11,9	17,8	23,7	29,6	35,6	15,8	23,7	31,6	39,5	47,4	63,2	Σ
0	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	11
10	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	11
15	1	1	1	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	2	1	1	18
20	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	11
30	1	1	1	1	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	2	1	1	18
45	1	1	1	1	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	2	1	1	18
60	1	1	1	1	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	2	1	1	18
75	1	1	1	1	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	17
90	3	5	1	1	2	2	2	1	1	1	1	2	2	1	1	2	1	28
Σ	11	13	9	9	15	10	7	9	6	9	10	7	9	6	14	6	6	150

6. Messkampagnen und numerische Modellläufe

Tabelle 6.1c.: Messkampagne zur Kraftbestimmung, durchgeführte Messungen mit $L = 474$ mm bei quasi-gleichförmiger Strömung und unterkritischen Abflüssen (vgl. Abb. 6.2)

γ in °	Q in l/s	$h = 100$ mm					$h = 150$ mm					$h = 200$ mm					Σ		
		7,9	11,9	15,8	19,8	23,7	11,9	14,8	17,8	23,7	29,6	35,6	35,7	15,8	23,7	31,6		39,5	47,4
	0,0	1	1	1	1	1	2	1	1	2	2	2	1	1	1	1	1	1	17
	2,5						1	1	1	1	1	1							5
	5,0						1	1	1	1	1	1							5
	7,5						1	1	1	1	1	1							5
	10,0	1	1	1	1	1	2	1	1	2	2	2	1	1	1	1	1	1	17
	12,5						1	1	1	1	1	1							5
	15,0	1	1	1	1	2	2	1	2	2	1	2	2	1	1	1	1	2	21
	17,5						1	1	1	1	1	1							5
	20,0	1	1	1	1	1	2	1	1	2	2	2	1	1	1	1	1	1	17
	22,5						1	1	1	1	1	1							5
	25,0						1	1	1	1	1	1							5
	27,5						1	1	1	1	1	1							5
	30,0	1	1	1	1	2	2	1	2	2	1	2	2	1	1	1	1	2	22
	32,5						1	1	1	1	1	1							5
	35,0						1	1	1	1	1	1							5
	37,5						1	1	1	1	1	1							5
	40,0						1	1	1	1	1	1							5
	45,0	1	1	1	1	2	2	1	2	2	1	2	2	1	1	1	1	2	22
	50,0						1	1	1	1	1	1							5
	55,0						1	1	1	1	1	1							5
	60,0	1	1	1	1	2	2	1	2	2	1	2	2	1	1	1	1	2	22
	65,0						1	1	1	1	1	1							5
	70,0						1	1	1	1	1	1							5
	75,0	1	1	1	1	2	2	1	2	2	1	2	2	1	1	1	1	2	22
	80,0						1	1	1	1	1	1							5
	85,0						1	1	1	1	1	1							5
	90,0	3	2	1	1	2	4	1	3	2	1	2	2	3	2	1	1	2	31
	Σ	11	10	9	8	15	38	27	34	36	6	36	3	11	7	9	6	15	281

6.1. Überblick über die durchgeführten physikalischen Modellläufe

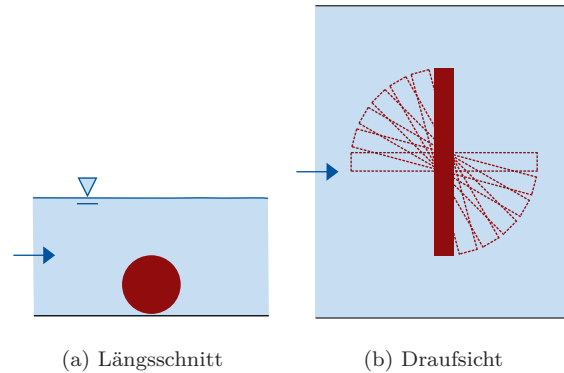
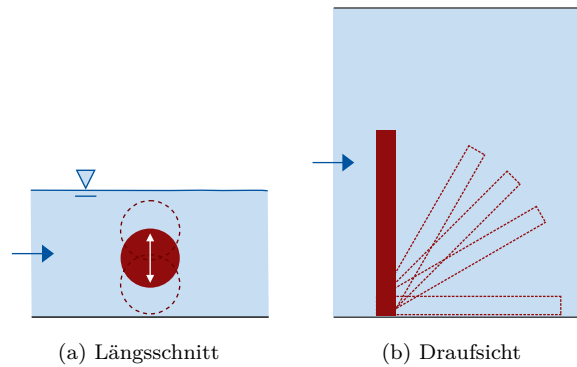


Abbildung 6.2.: Schematische Darstellung der quasi-gleichförmigen Strömung bei unterkritischem Abfluss und Zylinderposition/-Orientierung entsprechend der Messkampagnen der Tabellen 6.1a, 6.1b und 6.1c

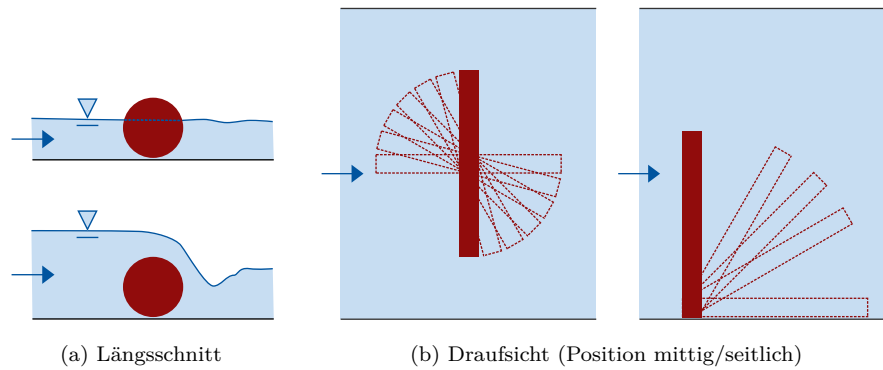
Tabelle 6.2.: Messkampagne zur Kraftbestimmung, Anzahl durchgeführter Messungen bei quasi-gleichförmiger Strömung, unterkritischen Abflüssen und variablem Sohlenabstand



		$h = 100 \text{ mm}$		$h = 150 \text{ mm}$			$h = 200 \text{ mm}$			
		$2 \text{ mm} \leq G < 50 \text{ mm}$		$2 \text{ mm} \leq G < 100 \text{ mm}$			$2 \text{ mm} \leq G < 150 \text{ mm}$			
		$Q \text{ in l/s}$		$Q \text{ in l/s}$			$Q \text{ in l/s}$			
$L \text{ in mm}$	$\gamma \text{ in } ^\circ$	11,9	15,8	11,9	15,8	23,7	15,8	23,7	31,6	Σ
316, 474	0		48			98			148	294
	30		48			98			148	294
	45		48			98			148	294
	60		48			98			148	294
	90	48	48	98	98	98	148	148	148	834
Σ		288		686			1.036			2.010

6. Messkampagnen und numerische Modellläufe

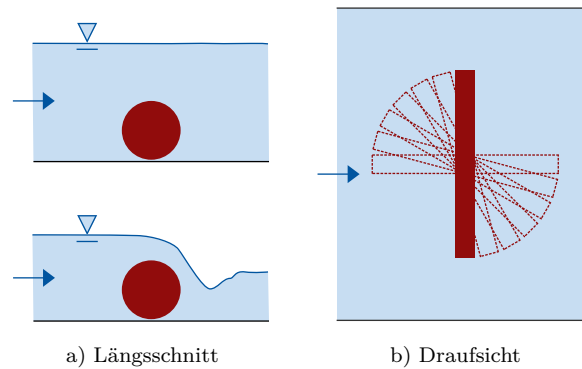
Tabelle 6.3.: Messkampagne zur Kraftbestimmung, Anzahl durchgeführter Messungen bei ungleichförmiger Strömung und teilweise überkritischen Abflüssen



Position	Q in l/s	γ in $^\circ$	$L = 316$ mm	$L = 395$ mm	$L = 474$ mm				Summe
			90	90	30	45	60	90	
Mittig	7,9–10,0		4	6	7	9	10	8	44
	10,1–20,0		20	8	20	17	17	20	102
	20,1–30,0		12	3	8	10	5	19	57
	30,1–40,0		11	2	6	7	11	11	48
	40,1–50,0		5	2	4	2	3	7	23
	50,1–60,0		5	2	2	2	2	3	16
	60,1–70,0		4	2	2	2	2	3	15
70,1–75,0		3	1	1	1	1		7	
Summe			64	26	50	50	51	71	312
Seitlich	7,9–10,0				3	7	10	1	21
	10,1–20,0				26	13	13	16	68
	20,1–30,0				13	10	10	10	43
	30,1–40,0				2		11	12	25
	40,1–50,0				2		3	5	10
	50,1–60,0				2		2	6	10
	60,1–70,0				2		2	4	8
70,1–75,0				1		1	3	5	
Summe					51	30	52	57	190
Gesamtsumme			64	26	101	80	103	128	502

6.1. Überblick über die durchgeführten physikalischen Modellläufe

Tabelle 6.4.: Messkampagne zur Fließgeschwindigkeitsbestimmung, vertikale und horizontale Messgitter bei unterkritischen und kritischen Abflüssen



		Quasi-gleichförmige Strömung/ unterkritischer Abfluss					Ungleichförm. Strömung/ überkritischer Abfluss			
Zylinderlänge L	mm	316	316	474	474	474	316	316	474	474
Fließtiefe* h	mm	150	150	150	150	150	120	122	123	132
Durchfluss Q	l/s	17,8	17,8	17,8	17,8	17,8	60	60	60	60
Frequenz f	Hz	25	25	25	25	200	200	200	200	200
Messdauer t	s	60	60	60	60	120	120	120	120	120
Sohlenabstand G	mm	0	2	0	2	0	0	0	0	0
Orientierung γ	°	90	90	90	90	90	45	60	45	90
Anzahl Messpunkte	vertikale Messgitter	223	218	216	221	223	287	283	304	301
	horizontale Messgitter	164	117	166	117	—	219	219	214	145
Zylinderdurchmesser $D = 50$ mm, * 1000 mm oberhalb des Zylinderschwerpunkts										

6.2. Überblick über die eingesetzten numerischen Modelle

In diesem Abschnitt werden die durchgeführten numerischen Modellierungen aufgelistet, die für die Analyse der Ergebnisse verwendet wurden. Für die Analyse der Ergebnisse kamen ausschließlich RANS-Modelle ($k\text{-}\omega\text{-SST}$) zum Einsatz.

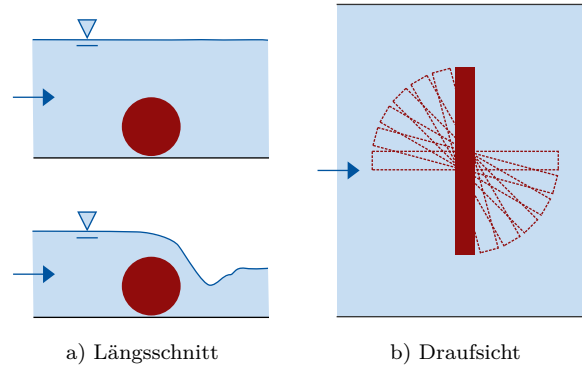
1. In Tabelle 6.5 sind die numerischen Modelle für quasi-gleichförmige und ungleichförmige Strömungen aufgeführt, um die Fließgeschwindigkeiten und Fließtiefen anhand der durchgeführten ADV- und Ultraschallmessungen zu validieren. Der Sohlabstand wurde gemäß den Messungen auf $G = 0$ bzw. $G = 2$ mm festgelegt. Die Zylinderlänge variierte zwischen $L = 316$ und 474 mm.
2. Tabelle 6.6 beinhaltet die numerischen Modelle für quasi-gleichförmige Strömungen zur Validierung der Strömungswiderstände mittels durchgeführter Kraftmessungen. Untersucht wurden verschiedene Rotationswinkel, Fließtiefen und Fließgeschwindigkeiten. Der Sohlabstand entsprach den Messungen mit $G = 2$ mm. Die Zylinderlänge war durchgehend $L = 474$ mm.
3. Tabelle 6.7 listet die Simulationen für umströmte und deutlich überströmte Fälle auf, um die Nachlaufströmung sowie die Ablöse- und Anlegepunkte auszuwerten. Die Zylinder wurden mittig und seitlich mit unterschiedlicher Orientierung stets auf der Sohle platziert ($G = 0$ mm). Die Zylinderlänge betrug durchgehend $L = 474$ mm.

Für die vorliegende Arbeit wurden zusätzlich Simulationen durchgeführt, um

- einen qualitativen Vergleich zwischen den Modellierungsansätzen RANS, DES und LES zu ermöglichen, wie in Kapitel 5.2 beschrieben.
- Für einen quantitativen Vergleich der Strömungswiderstandsberechnung für Fälle mit einem Sohlabstand $G = 0$ und $G = 2$ mm wurden zusätzlich vier DES-, vier LES- und zehn RANS-Simulationen durchgeführt, deren Ergebnisse in Kapitel 7.3 und 7.4 erörtert werden.
- Drei Simulationen zur Visualisierung des vertikalen Geschwindigkeitsprofils und der Druckverteilung auf einen Zylinder bei unterschiedlicher vertikaler Positionierung.
- Des Weiteren wurden für neun Simulationen Berechnungsnetzanalysen vorgenommen, deren Diskussion in Kapitel 7.4 zu finden ist.

6.2. Überblick über die eingesetzten numerischen Modelle

Tabelle 6.5.: Numerische Modellläufe zur Validierung anhand von ADV- und USS-Messungen bei ausgewählten Fällen mit quasi-gleichförmiger und ungleichförmiger Strömung

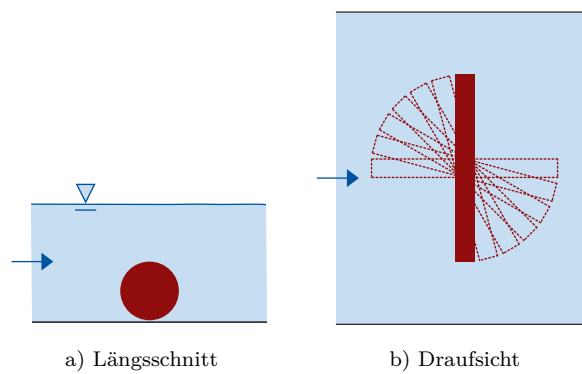


		Quasi-gleichförmige Strömung/ unterkritischer Abfluss				Ungleichförm. Strömung/ überkritischer Abfluss			
Zylinderlänge L	mm	316	316	474	474	316	316	474	474
Fließtiefe (Zulauf)	mm	150	150	150	150	120	122	123	132
Fließtiefe (Auslass)	mm	150	150	150	150	95	92	94	86
Druck (Auslass)	N	–	–	–	–	932,0	902,5	922,1	943,7
Durchfluss Q	l/s	17,8	17,8	17,8	17,8	60	60	60	60
Fließgeschw. (Zulauf) u	cm/s	15	15	15	15	63,3	62,3	61,7	57,5
Sohlenabstand G	mm	0	2	0	2	0	0	0	0
Orientierung γ	°	90	90	90	90	45	60	45	90
Solver		simpleFoam (RANS)				interFoam (RANS)			
Zellen in Mio. (ca.)		6,8	6,8	6,4	6,4	8,4	8,4	8,1	8,1
Zylinderdurchmesser $D = 50$ mm, fett = als Randbedingung festgelegt									

Diese Simulationen wurden hier nicht separat aufgeführt.

Zusammengefasst wurden 99 numerische Simulationen ausgewertet.

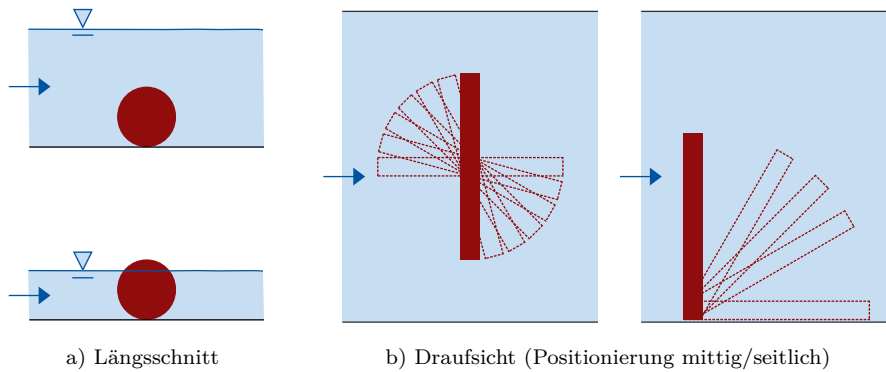
Tabelle 6.6.: Numerische Modellläufe zur Validierung anhand von Kraft-Messungen bei ausgewählten Fällen mit quasi-gleichförmiger Strömung



	$h = 100 \text{ mm}$	$h = 150 \text{ mm}$	$h = 200 \text{ mm}$
	$\gamma \text{ in } ^\circ$		
$u = 10 \text{ cm/s}$	90	90	–
$u = 15 \text{ cm/s}$	90	60, 90	90
$u = 20 \text{ cm/s}$	45, 60, 90	60, 90	90
$u = 30 \text{ cm/s}$	45, 60, 90	45, 60, 90	60, 90
Zellanzahl in Mio. (ca.)	6,6	7,2	7,8
Solver	simpleFoam (RANS)		
Zylinderlänge $L = 474 \text{ mm}$, Zylinderdurchmesser $D = 316 \text{ mm}$			

6.2. Überblick über die eingesetzten numerischen Modelle

Tabelle 6.7.: Numerische Modellläufe zur Analyse der Nachlaufströmung



		über-/umströmt		umströmt	
Zylinderlänge L	mm	474			
Fließgeschwindigkeit u	cm/s	15			
Fließtiefe h	mm	100		45	
Durchfluss Q	l/s	11,85		5,33	
Position	–	mittig	seitlich	mittig	seitlich
Orientierung γ	°	0, 5, 10, 15, 20, 30, 40, 45, 50, 60, 70, 80, 90	30, 40, 45, 50, 60, 70, 80, 90	0, 5, 10, 15, 20, 30, 40, 45, 50, 60, 70, 80, 90	30, 40, 45, 50, 60, 70, 80, 90
Sohlenabstand G	mm	0			
Zellen in Mio. (ca.)		7,6		6,2	
Solver		simpleFoam (RANS)			
Zylinderdurchmesser $D = 50$ mm					

Teil III.

Ergebnisse

7. Voruntersuchungen

Die Voruntersuchungen dienen neben der Festlegung des Versuchsaufbaus und der Testung und Kalibrierung der gewählten Messtechnik auch der Validierung der numerischen Modelle. Die Zwischenergebnisse dieser Untersuchungen beantworten die folgenden Fragestellungen:

1. Wie können Streupartikel für die Geschwindigkeitsmessung zugeführt werden?
2. Können geeignete Strömungsbedingungen im Untersuchungsraum erreicht werden?
3. Sind der notwendige Sohlenabstand G zwischen Zylinder und Sohle und der Einfluss der teilweise eingetauchten Befestigung zwischen Zylinder und Plattformwägezelle im Rahmen der Versuchsreihen vernachlässigbar?
4. Ist das Berechnungsnetz für die numerische Modellierung in den erforderlichen Bereichen adäquat aufgelöst und können die Ergebnisse der numerischen Berechnungen validiert werden?

7.1. Streupartikelzugabe für die Geschwindigkeitsmessung

Voruntersuchungen wurden durchgeführt, um eine geeignete Methode für die erforderliche Streupartikelzugabe (Seeding) festzulegen. Für das Seeding wurde eine Suspension aus Wasser und Kalksteinmehl (Körnung $< 0,02$ mm) verwendet. Die Suspension wurde entsprechend der empfohlene Konzentration von 20 bis 30 mg/l angemischt (Nortek Group, 2019). Der Volumenstrom der Zugabe (via Aquariumpumpe) lag bei ca. 50 ml/s und ist gegenüber des geringsten Durchflusses während den Versuchsreihen von 7,9 l/s zu vernachlässigen. Abbildung 4.10 zeigt die suspendierten Partikel im Zulaufbereich und hinter dem Strömungsgleichrichter im Versuchsgerinne. Das Diagramm in Abbildung 7.1 stellt beispielhaft den Unterschied zwischen der Messung eines vertikalen Geschwindigkeitsprofils mit und ohne Seeding dar. Das Ergebnis verdeutlicht die Notwendigkeit

7. Voruntersuchungen

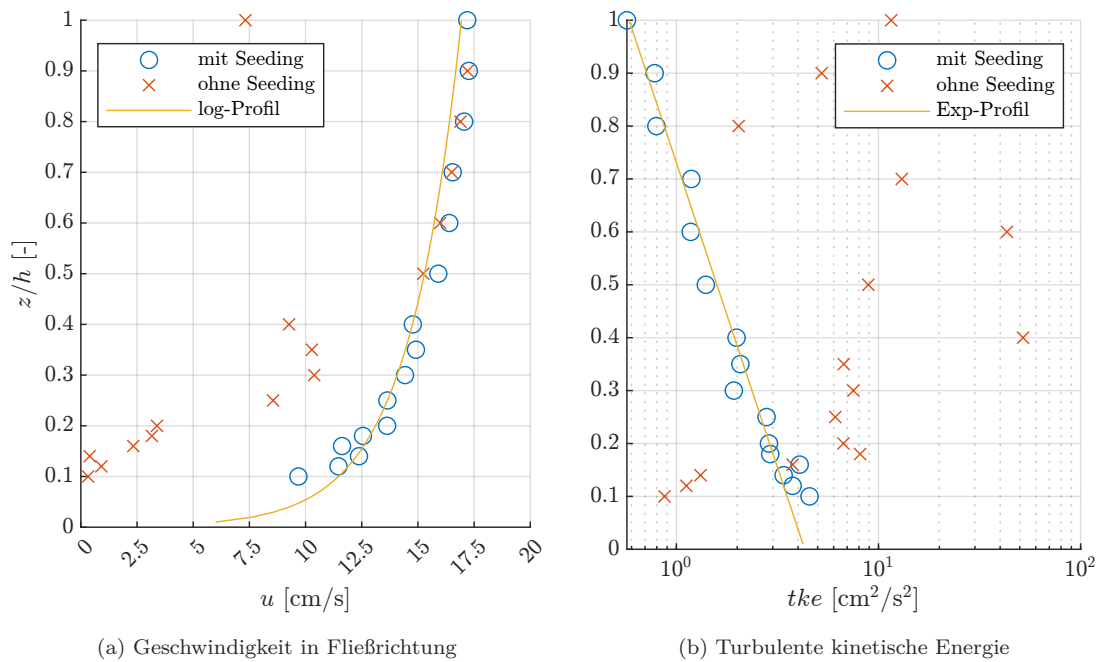


Abbildung 7.1.: Vergleich zwischen Geschwindigkeitsmessungen mit und ohne Seeding bei $Q = 17,8 \text{ l/s}$ und $h = 10 \text{ cm}$

der Streupartikelzugabe, da andernfalls keine belastbaren Messungen möglich sind. Mit Seeding folgen die Messdaten dem zu erwartenden logarithmischen Geschwindigkeitsprofil. Auch die Auswertung der turbulenten kinetischen Energie entspricht dem exponentiellen Verlauf nach Nezu und Nakagawa (1993).

7.2. Anströmgeschwindigkeit, Turbulenz und Gerinnegeometrie

Für die Durchführung der empirischen Untersuchungsreihe erfolgte eine vorangehende Evaluation folgender Aspekte:

- Die Sohle des Versuchsgerintes ist nicht geneigt und verläuft somit horizontal. Der Wasserstand stromabwärts des Zylinders wird im Versuchsgerinne vom Auslass (frei oder gesteuert) beeinflusst und ist abhängig vom eingestellten Durchfluss im Zulauf. Dieser Aspekt ist bei der Ergebnisauswertung zu berücksichtigen. In natürlichen Fließgewässern besteht dieser Einfluss beispielsweise durch Hindernisse im Querprofil.

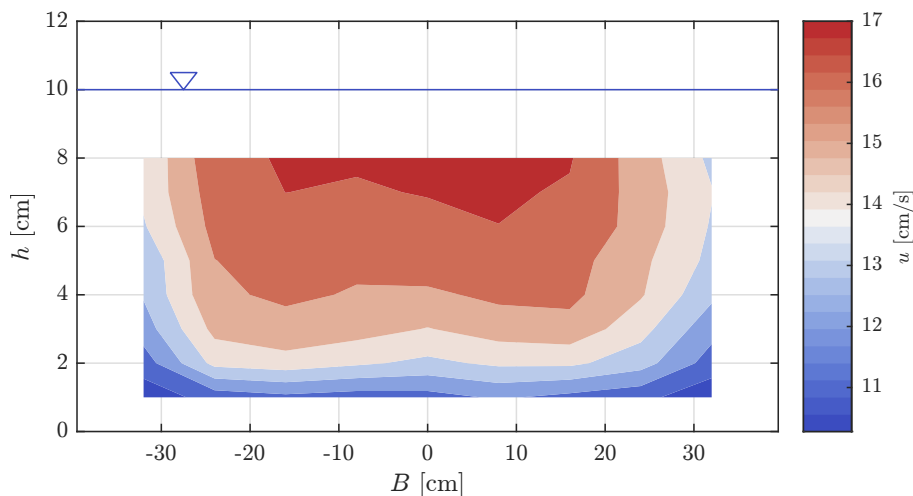


Abbildung 7.2.: ADV-Messung zur Bestätigung der symmetrischen Geschwindigkeitsverteilung im Untersuchungsbereich des Versuchsgerinnes, Querprofil bei $x = 0,5L$ (halbe Rinnenlänge), hier exemplarisch für $Q = 11,85$ l/s, $h = 10$ cm

- Symmetrieanalyse der Strömung im Gerinne: Mittels ADV-Messungen wurde die Symmetrie der vorliegenden Strömungsverhältnisse im Untersuchungsbereich bestätigt (Abb. 7.2). Dies ist notwendig, da eine nicht symmetrische Anströmung die Ergebnisse verfälscht und es nicht erlaubt wiederholbare und übertragbare Ergebnisse zu erzielen.
- Bestätigung eines vertikalen logarithmischen Geschwindigkeitsprofils vor dem Untersuchungsbereich.

Um zu untersuchen, ob das vertikale Geschwindigkeitsprofil stromaufwärts durch den Zylinder beeinflusst wird, wurden Geschwindigkeitsmessungen in einem Abstand von 100 cm vor dem Zylinderschwerpunkt in der Gerinnemitte durchgeführt, was dem 20-fachen Durchmesser des Zylinders entspricht.

Um dies zu erreichen, war es notwendig, das Gerinne mit einer rauen Sohle auszustatten, wie exemplarisch in den Ergebnissen in Abbildung 7.3 zu erkennen ist. Messungen bei glatter (Acrylglas) Sohle zeigen, dass die sohlnahen Geschwindigkeiten zu hoch ausfallen. Nahe der Wasseroberfläche sind die Messwerte hingegen zu klein und entsprechen nicht dem logarithmischen Profil nach Nezu und Nakagawa (1993).

7. Voruntersuchungen

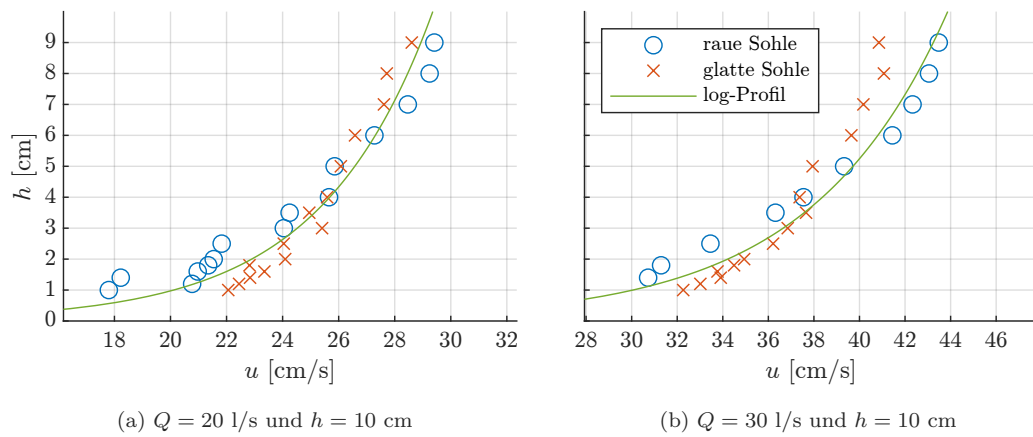


Abbildung 7.3.: Exemplarischer Vergleich zwischen einer glatten und einer rauhen Sohle anhand von vertikalen Geschwindigkeitsprofilen in Fließrichtung bei $x = -20D$

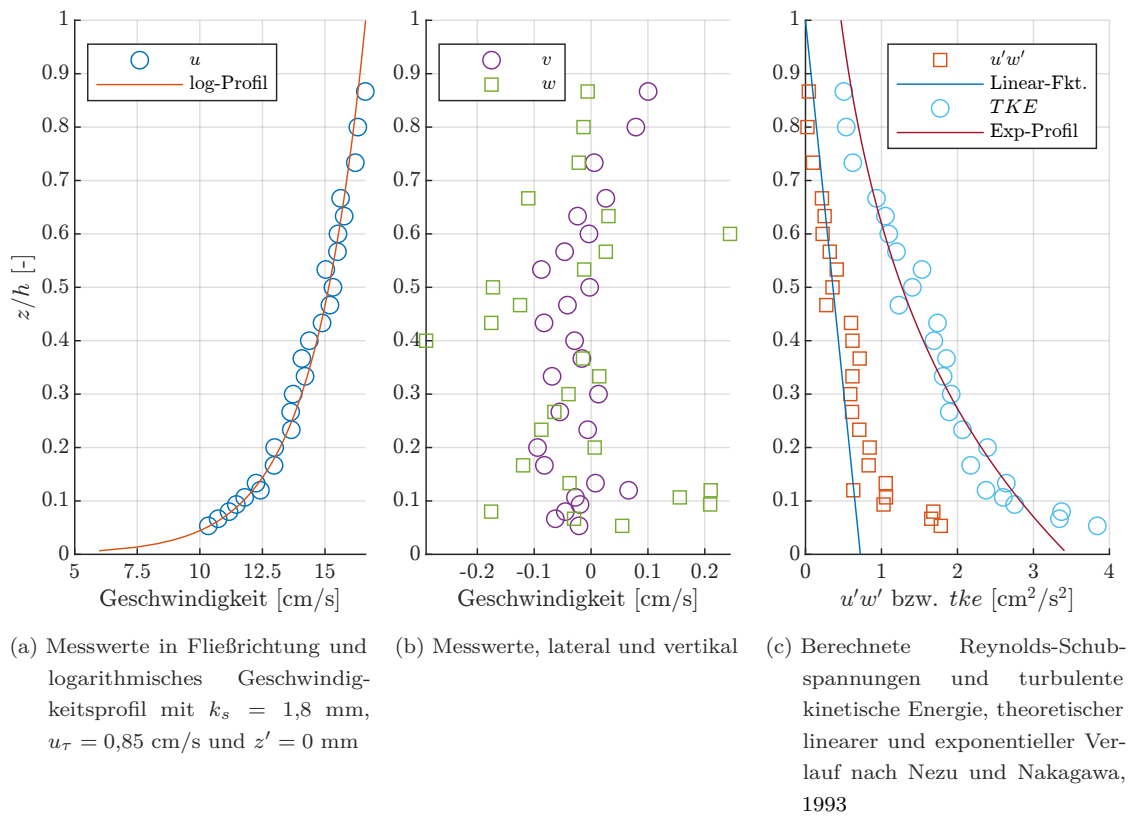


Abbildung 7.4.: Exemplarische Darstellung eines unbeeinflussten vertikalen Geschwindigkeitsprofils inklusive berechneter Turbulenzparameter bei $Q = 17,8 \text{ l/s}$, $h = 15 \text{ cm}$ und bei $x = -20D$, mit $k_s =$ Sohlrauheit, $u_\tau =$ Schubspannungsgeschwindigkeit und $z' =$ Verschiebungshöhe

Die Abbildung 7.4a veranschaulicht, dass die Messergebnisse den Erwartungen entsprechen, und dass ab einem gewissen Abstand das vertikale Geschwindigkeitsprofil von dem Zylinder unbeeinflusst bleibt. Insgesamt sind die Messergebnisse als plausibel anzusehen, da sie mit dem Verlauf des logarithmischen Geschwindigkeitsprofils in einem offenen turbulenten Gerinne grundsätzlich übereinstimmen.

Die horizontalen Geschwindigkeitsanteile sind erwartungsgemäß gering (Abbildung 7.4b). In Abbildung 7.4c sind die relative Reynolds-Schubspannung $u'w'$ und turbulente kinetische Energie tk_e dargestellt. Ersteres ist die normierte Schubspannung in Bezug auf die Schergeschwindigkeit u^* und die dimensionslose Wassertiefe z/h (Huebsch et al., 2012). Zweites ist ein Maß für die kinetische Energie, die in den unregelmäßigen und chaotischen Bewegungen eines Fluids auftritt. Sie resultiert aus den Geschwindigkeitsfluktuationen der Teilchen in der Strömung. (Huebsch et al., 2012) Nach Nezu und Nakagawa (1993) folgt $u'w'$ einer linearen Funktion und tk_e einem exponentiellen Profil. Die vorliegenden Messergebnisse können dies bestätigen.

Zusammenfassend herrschte im Untersuchungsbereich eine vollturbulente Gerinneströmung, die für die Durchführung der Messkampagnen passende und erforderliche Randbedingung darstellt.

7.3. Einfluss der Zylinderbefestigung und des erforderlichen Sohlabstands

Es wurde der Einfluss des Stahlrundstabs ($D = 8$ mm, Abbildung 7.5a) untersucht, welcher zur Befestigung der Zylinder verwendet wurde. Je nach Fließtiefe taucht der Stahlrundstab wenige Millimeter bis rund 150 mm in die Strömung ein, wodurch der Strömungswiderstand in die Messungen einbezogen wird. Gleichzeitig fungiert der Stab als Störkörper in der Strömung, was das Fließbild beeinflussen könnte. Um diese Einflüsse zu bewerten, wurden sowohl physikalische als auch numerische Untersuchungen durchgeführt.

Die Analyse der Fließgeschwindigkeiten zeigt, dass der Stahlrundstab für die gewählten Ebenen der ADV-Messungen keine relevante Rolle spielt. Numerische Untersuchungen bestätigten dies wonach die Befestigung vernachlässigt werden kann. Allerdings stellte sich bei den Kraftmessungen heraus, dass der auf den Stab wirkende Kraftanteil berücksichtigt werden muss. Sowohl Kraftmessungen mit Rundstab und ohne Zylinder als auch numerische Untersuchungen wurden verwendet, um den C_D -Wert des Stabs empirisch zu

7. Voruntersuchungen

ermitteln. Um den Kraftanteil von den jeweiligen Messwerten zu subtrahieren und diese somit zu korrigieren, konnte die Gleichung 2.13 verwendet werden.

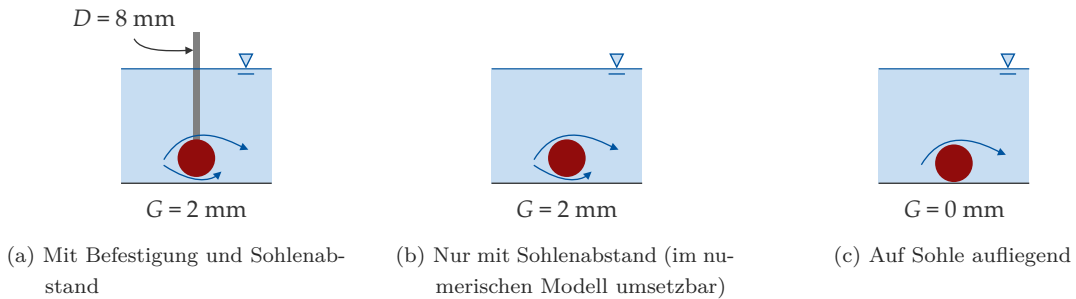
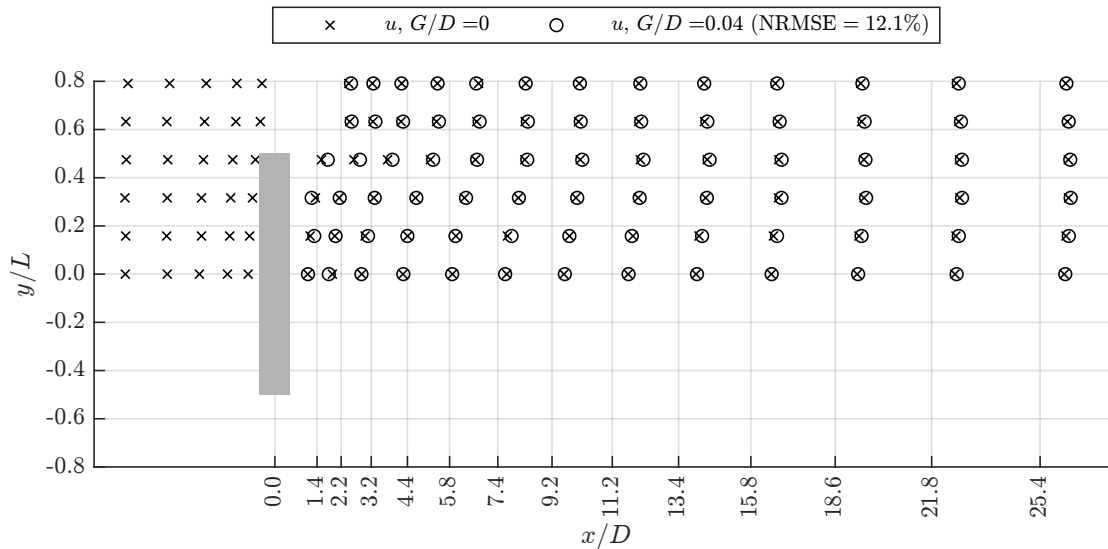


Abbildung 7.5.: Schematische Darstellung der Zylinderbefestigung und des Sohlenabstands G

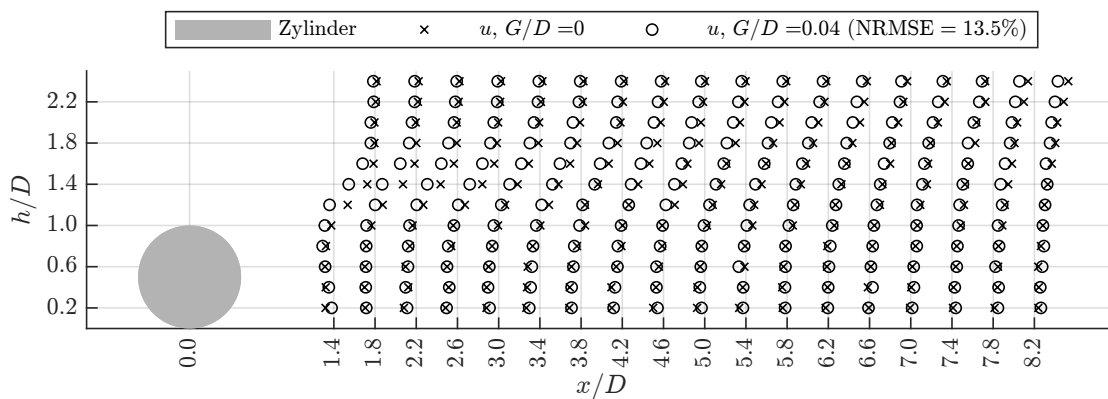
Im Rahmen der Voruntersuchungen wurde besonderes Augenmerk auf den Abstand zwischen der Sohle und dem Zylinder gelegt. Es war von entscheidender Bedeutung, dass der Zylinder keinen direkten Kontakt zur Sohle hatte, um Reibungseffekte auszuschließen. Dementsprechend wurde ein Abstand G von 2 mm mittels 3D gedrucktem Abstandshalter zwischen Sohle und Zylinder gewährleistet. 2 mm wurden in Tests als kleinstmöglicher Abstand definiert, um den Kontakt während der Messungen mit der rauen Sohle zu unterbinden.

Die Auswirkungen dieses Abstandes wurden mittels ADV-Messungen untersucht. Die Ergebnisse der Messungen sind exemplarisch in den Abbildungen 7.6a und 7.6b veranschaulicht. In horizontaler Betrachtung wurde kein signifikanter Einfluss des Sohlenabstandes auf die Strömung festgestellt. Lediglich in der Nähe der Zylinderkante bei $y/L = 0,48$ wurden minimale Abweichungen von weniger als 3,5% ermittelt. Bei Betrachtung der Strömung im Längsschnitt, insbesondere im mittleren Bereich des Zylinders, zeigte sich, dass die Geschwindigkeiten über dem Zylinder im Bereich von $h/D = 1$ bis 1,8 geringer ausfielen, wenn der Zylinder nicht auf der Sohle auflag. Dies kann durch den verringerten Staudruck erklärt werden; begründet durch das Unterströmen des Zylinders. Die festgestellten Abweichungen lagen hierbei innerhalb von 5%. Es ist jedoch anzumerken, dass weder die Länge der Nachlaufströmung noch die Position des Wiederanlegepunktes der Strömung signifikant beeinflusst wurden, da sich der Einfluss des Sohlenabstandes in den vertikalen Geschwindigkeitsprofilen bei etwa $x/D = 5$ verlor.

7.3. Einfluss der Zylinderbefestigung und des erforderlichen Sohlabstands



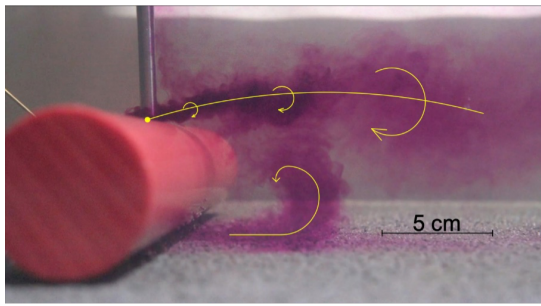
(a) Horizontaler Schnitt bei $h/D = 0,5$ bzw. $h/D = 0,5 + G$



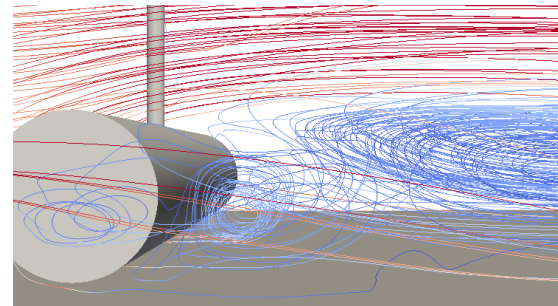
(b) Längsschnitt bei $y/L = 0$

Abbildung 7.6.: Exemplarischer Vergleich gemessener Fließgeschwindigkeiten bei gleichförmiger Strömung, $Q = 23,5$ l/s, $D = 50$ mm, $L = 474$ mm, $\gamma = 90^\circ$, Zylinder mittig, mit und ohne Sohlabstand

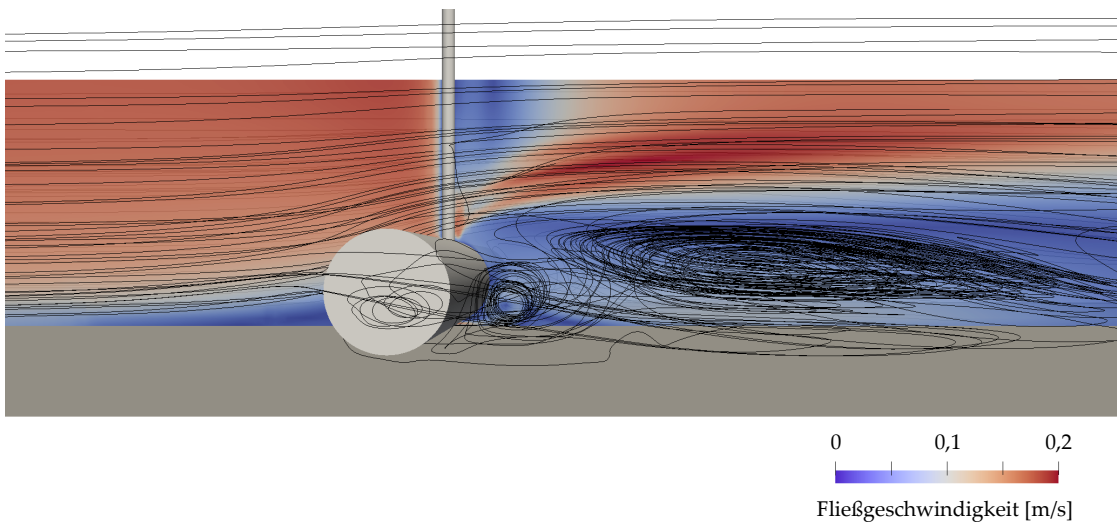
7. Voruntersuchungen



(a) Fotografie Farbstoffversuch



(b) Stromlinien, Farbverlauf repräsentiert die Fließgeschwindigkeit



(c) Stromlinien und Längsschnitt bei $y = 0$ zur Darstellung der Fließgeschwindigkeiten

Abbildung 7.7.: Experimenteller Farbstoffversuch und numerische Simulation zur Visualisierung der Strömung um Zylinder mit $D = 50$ mm, $L = 474$ mm und $\gamma = 90^\circ$ bei $h = 150$ mm, $Q = 17,8$ l/s und $G = 2$ mm

Um das Unterströmen des Zylinders, welches nicht mittels ADV-Messungen erfasst werden konnte, genauer zu untersuchen, wurden Farbstoffversuche mit gelöstem Kaliumpermanganat als Tracer durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Abbildung 7.7 dargestellt. Durch qualitative Vergleiche der Fotos mit den Resultaten numerischer Modelle konnten Rezirkulationsströmungen im unmittelbaren Strömungsschatten der Zylinder identifiziert werden, die sich durch charakteristische Wirbelstrukturen auszeichneten.

Zur weiteren Analyse des Einflusses des Sohlabstands auf den Strömungswiderstand wurden zehn numerische Modelle erstellt.

7.3. Einfluss der Zylinderbefestigung und des erforderlichen Sohlabstands

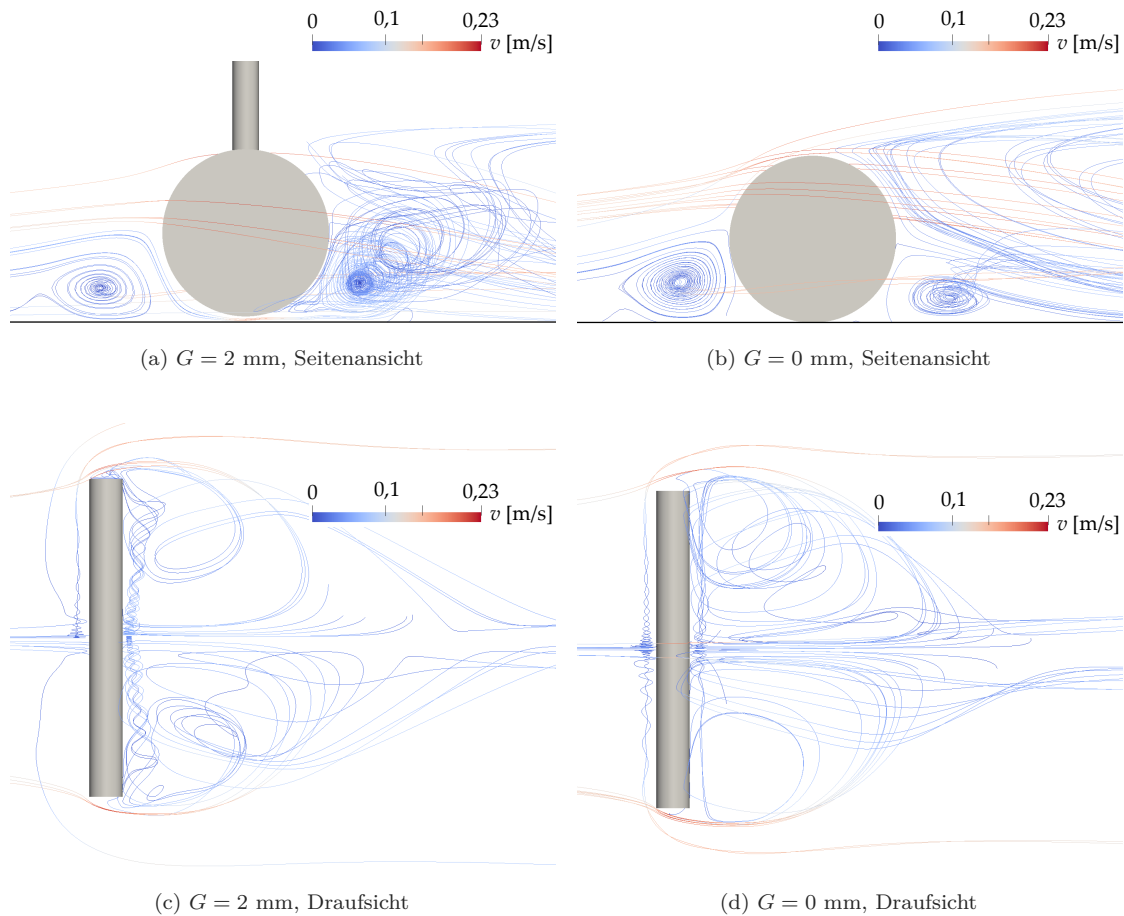


Abbildung 7.8.: Numerische Simulation zur Visualisierung der Fließgeschwindigkeiten (Draufsicht) als Stromlinien um einen Zylinder mit $D = 50$ mm, $L = 474$ mm und $\gamma = 90^\circ$ bei $h = 150$ mm und $Q = 17,8$ l/s

Die Abbildung 7.8 zeigt berechnete Stromlinien für zwei Modelle: mit Sohlabständen von $G = 0$ und 2 mm. Hier wird ersichtlich, dass ein minimaler Sohlabstand die maßgeblichen Strömungsmuster nicht signifikant verändert. Unabhängig vom Sohlabstand bestehen Rezirkulationszonen sowohl stromauf als auch stromab des Zylinders, was zeigt, dass deren Existenz nicht erst durch die Anhebung des Zylinders bedingt ist. Ferner ist die Ausprägung der Nachlaufströmung, die für den Strömungswiderstand entscheidend ist (siehe Abb. 7.8), in beiden Szenarien vergleichbar.

7. Voruntersuchungen

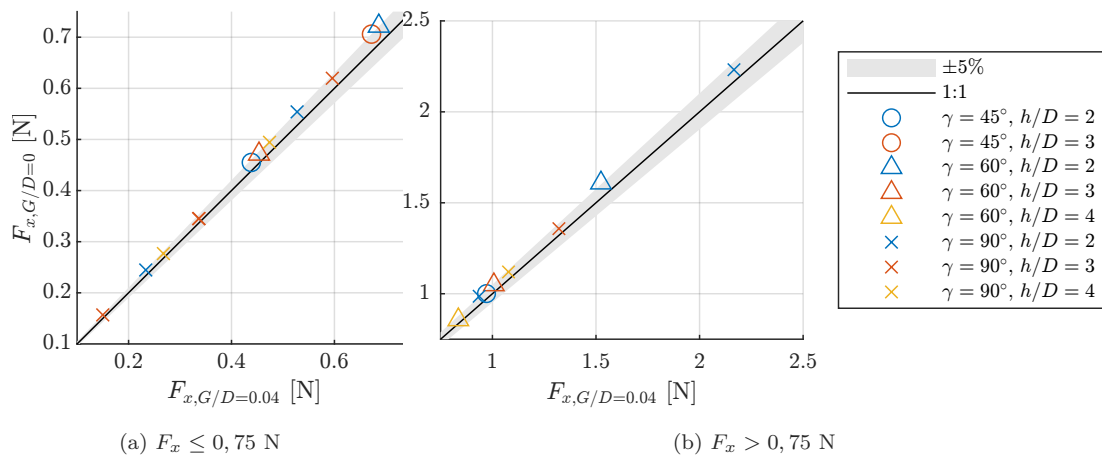


Abbildung 7.9.: Einfluss des Sohlabstands G auf den Strömungswiderstand bei quasi-gleichförmiger Strömung, unterschiedlicher Zylinderorientierung und Fließtiefen

Die Ergebnisse, dargestellt in Abbildung 7.9, zeigen, dass die Abweichungen innerhalb einer akzeptablen Toleranz von ca. 4% lagen. Dies unterstreicht die geringfügige Auswirkung des Sohlabstands auf die Strömungsdynamik und deren Charakteristika. Der experimentelle Versuchsaufbau konnte hierdurch bestätigt werden.

7.4. Verifizierung und Validierung der numerischen Modelle

Die Verifizierung und Validierung der numerischen Modelle unterteilt sich in fünf Abschnitte:

- Allgemeine Kontrolle Berechnungsnetzparameter,
- Netzkonvergenzanalyse und Berücksichtigung des dimensionslosen Wandabstands y^+ ,
- Validierung des Strömungswiderstands mittels Wägezellen-Messungen,
- Validierung der Fließgeschwindigkeiten mittels ADV-Messungen und
- Validierung der Fließtiefen mittels USS-Messungen.

Die grundlegende Kontrolle der Güte des Berechnungsnetzes in OpenFoam erfolgt mit dem Tool *checkMesh*. Dieses Tool liefert eine umfassende Analyse der Netzqualität, einschließlich der Bewertung von Aspekten wie Nicht-Orthogonalität (Maß für Winkel

zwischen benachbarten Zellen), Skewness (Verzerrung von Zellformen) oder der Anzahl der zusammenhängenden Zellen des Netzes. Die Nicht-Orthogonalität und Skewness sind Indikatoren für die Winkelverzerrung der Zellen im Netz, die die numerische Stabilität und Genauigkeit der Lösung beeinflussen können.

Tabelle 7.1.: Eckdaten der untersuchten Netzgenerationen der Konvergenzuntersuchung, Randbedingungen: $L = 474$ mm, $\gamma = 90^\circ$, $G = 2$ mm und $h = 150$ mm

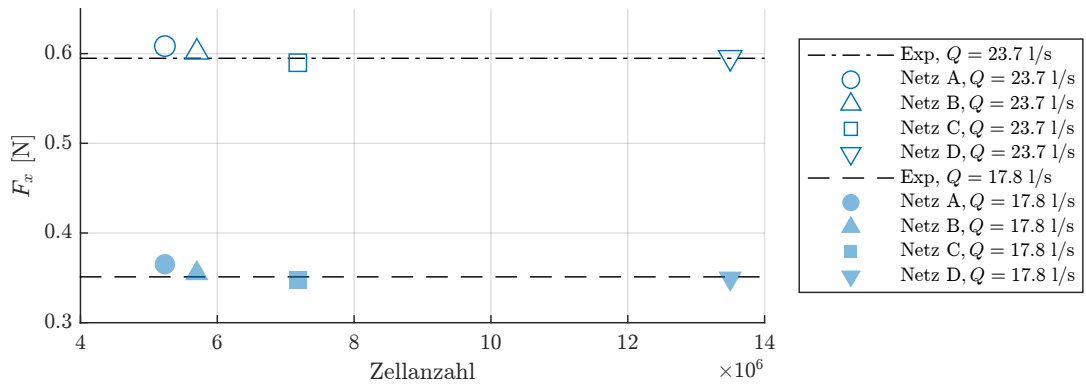
Bezeichnung	Symbol	Einheit	Netz A	Netz B	Netz C	Netz D
Zellanzahl in Mio.		Stk.	5,2	5,7	7,2	13,5
Hintergrundnetz		mm	10	10	10	10
Zellgrößenabstufungen		Stk.	2	3	4	5
Kleinste Zelleite	$\Delta_{xyz,\min}$	mm	2,5	1,25	0,625	0,3125
	$D/\Delta_{xyz,\min}$	–	20	40	80	160
Berechnungszeit/Iteration		%	86,5	94,5	100	178,4
Dimensionsloser Wandabstand \bar{y}_{zy1}^+						
$Q = 17,8$ l/s		–	4,46	2,69	0,98	0,29
$Q = 23,7$ l/s		–	5,94	3,62	1,27	0,38
Abweichung $(F_{x,\text{Num}} - F_{x,\text{Exp}})/F_{x,\text{Exp}}$						
$Q = 17,8$ l/s		%	4,02	1,11	-0,91	0,48
$Q = 23,7$ l/s		%	2,29	1,15	-0,83	0,17
fett = gewählte Netzgeneration für Simulationen im Rahmen der Ergebnisanalyse						

Die Konvergenzanalyse des Netzes erfolgte sowohl anhand des dimensionslosen Wandabstands \bar{y}_{zy1}^+ der Zellen entlang der Zylinderoberfläche, als auch anhand des Strömungswiderstands des Zylinders. In Tabelle 7.1 sind die wichtigsten Eckdaten der untersuchten Berechnungsnetze gelistet. Die Netze A und B (Abb. 7.10b und b) wurden waren niedriger aufgelöst als die Netze C und D (Abb. 7.10d und 7.10e) und nutzen entlang der Zylinderoberfläche Wandfunktionen ($\bar{y}_{zy1}^+ > 1$).

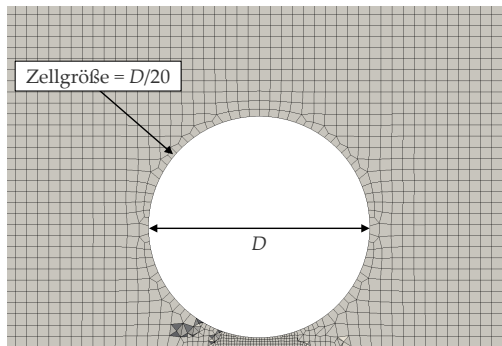
Die Abbildung 7.10a zeigt die Berechnungsgenauigkeit der Netze exemplarisch für zwei untersuchte Fälle im Vergleich. Das Diagramm zeigt die Korrelation zwischen den berechneten Strömungswiderständen F_x und der Zellanzahl. Es werden zwei Szenarien für die Durchflussraten Q von 23,7 l/s und 17,8 l/s betrachtet, wobei die entsprechenden experimentellen Werte (Exp) durch gestrichelte Linien dargestellt sind. Die Resultate zeigen, dass mit einer Erhöhung der Zellanzahl und Verringerung der kleinsten Zelleite entlang der Zylinderoberfläche die Übereinstimmung der numerischen Simulationsergebnisse mit den experimentellen Daten verbessert wird. Die Abbildung 7.11 zeigt zudem für jedes Netz die relativen Abweichungen $(F_{x,\text{Num}} - F_{x,\text{Exp}})/F_{x,\text{Exp}}$ und die jeweiligen

7. Voruntersuchungen

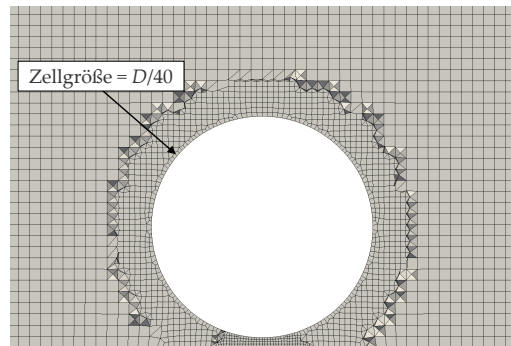
Berechnungszeiten pro Iteration. Unter Berücksichtigung einer Abweichung von weniger als einem Prozent und einem $\bar{y}_{zyl}^+ \approx 1$ bei adäquater Berechnungszeit, wurde Netz C für nachfolgende Simulationen ausgewählt.



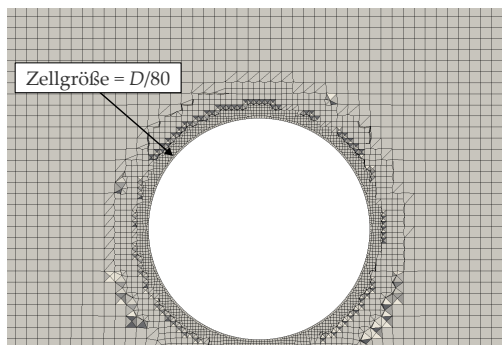
(a) Auswertung der berechneten Strömungswiderstände F_x in Relation zu den Messwerten für $D = 50$ mm, $L = 474$ mm, $\gamma = 90^\circ$, $h = 150$ mm und $Q = 17,8$ bzw. $23,7$ l/s



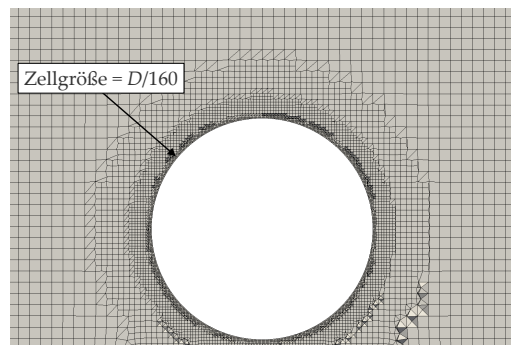
(b) Netz A



(c) Netz B



(d) Netz C



(e) Netz D

Abbildung 7.10.: Konvergenzanalyse des Berechnungnetzes

Die detaillierte Untersuchung der Zeitschritte war nicht erforderlich, da in Kapitel 5.1 bereits beschrieben wurde, dass für Berechnungen mit dem Solver *simpleFoam* feste Abbruchkriterien für die Konvergenz festgelegt wurden. Bei den Berechnungen mit dem Solver *interFoam* wurde die Courant-Zahl begrenzt, was sicherstellte, dass die Zeitschrittgröße an die jeweiligen Strömungsbedingungen angepasst wurde, um eine stabile und konvergente Lösung zu gewährleisten.

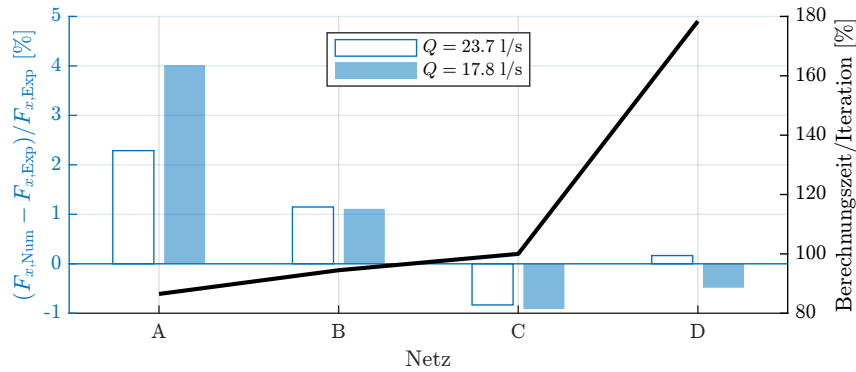


Abbildung 7.11.: Konvergenzanalyse des Berechnungsnetzes, relative Fehler und Berechnungszeiten

Abbildung 7.12 zeigt, dass die numerischen Modelle die gemessenen Strömungswiderstände mit einem relativen Fehler von etwa $\pm 10\%$ reproduziert. Dies bestätigt die Anwendung eines einphasigen Solvers mit *ridig-lid*-Randbedingung zur vereinfachten Darstellung der freien Wasseroberfläche für Fälle mit quasi-gleichförmiger Strömung, um die Berechnungszeiten deutlich zu verringern.

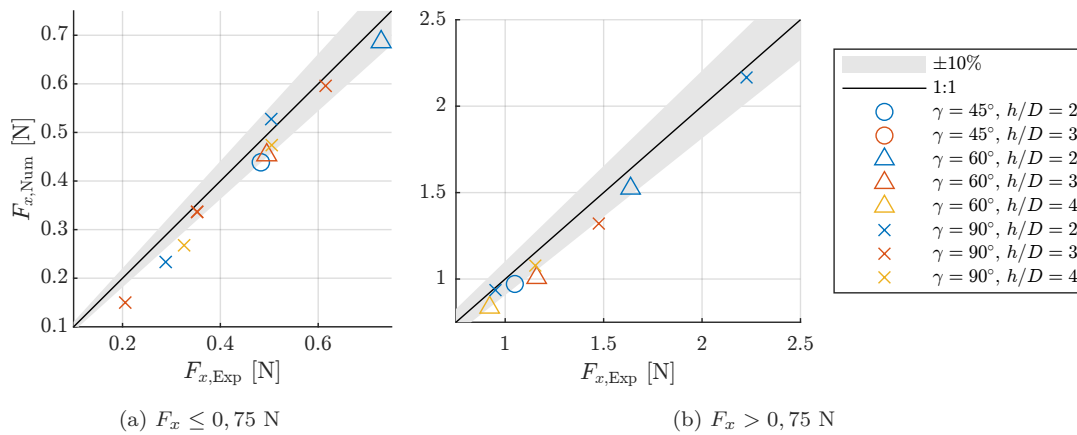


Abbildung 7.12.: Strömungswiderstandskräfte, Vergleich zwischen numerisch berechneten und gemessenen Ergebnissen bei quasi-gleichförmiger Strömung, unterschiedlicher Zylinderorientierung und Fließtiefen und einem Sohlabstand von $G = 2$ mm

7. Voruntersuchungen

Für die Validierung der numerischen Modelle wurden neben Kraftmessungen auch Wasserstands- und Fließgeschwindigkeitsmessungen verwendet. Abbildung 7.13 zeigt anhand eines Falls mit quasi-gleichförmiger Strömung gemessene und berechnete Fließgeschwindigkeiten im vertikalen Schnitt auf Höhe des Zylinderschwerpunkts. Der normalisierte Fehler der numerischen Lösung liegt bei $\text{NRMSE}_u = 12,2\%$, was eine ausreichende Genauigkeit darstellt.

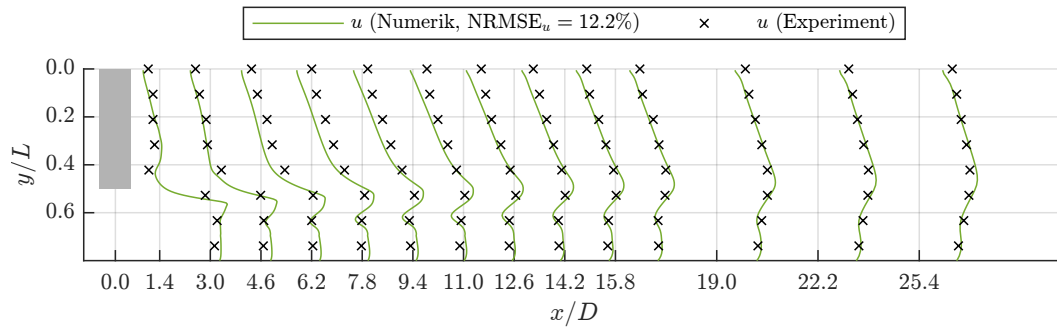
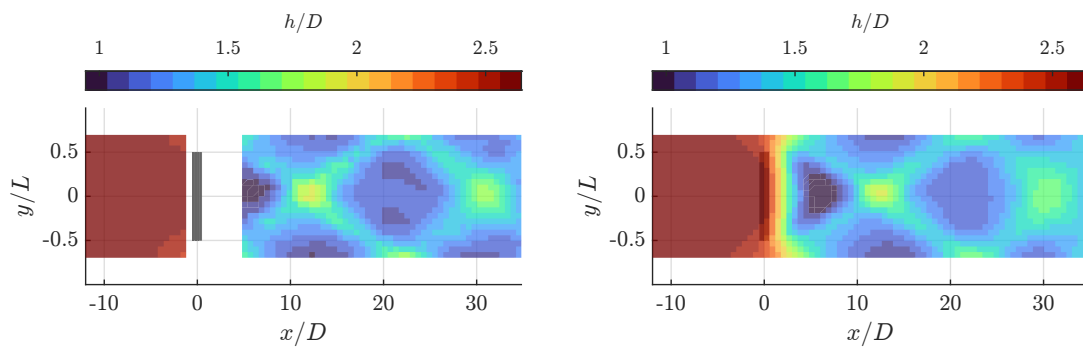


Abbildung 7.13.: Exemplarischer Vergleich der gemessenen (Experiment) und berechneten (Numerik) Fließgeschwindigkeiten bei quasi-gleichförmiger Strömung mit $Q = 60 \text{ l/s}$, $D = 50 \text{ mm}$, $L = 474 \text{ mm}$, $\gamma = 90^\circ$, Zylinder mittig, ohne Sohlabstand, horizontaler Schnitt bei $z/D = 0,5$

Anhand eines ungleichförmigen Falls wurden Fließtiefen und Geschwindigkeitsmessungen verglichen. Die Abbildungen 7.14a und 7.14b zeigen Wasserspiegellagen in der Draufsicht.



(a) Gemessene Fließtiefen (Messlücke: $-1,2 \leq x/D \leq 4,8$) (b) Berechnete Fließtiefen ($\text{NRMSE}_{h/D} = 3,5\%$)

Abbildung 7.14.: Exemplarischer Vergleich der gemessenen (Experiment) und berechneten (Numerik) Wasserspiegellage bei ungleichförmiger Strömung, $Q = 60 \text{ l/s}$, $D = 50 \text{ mm}$, $L = 474 \text{ mm}$, $\gamma = 90^\circ$, Zylinder mittig, ohne Sohlabstand

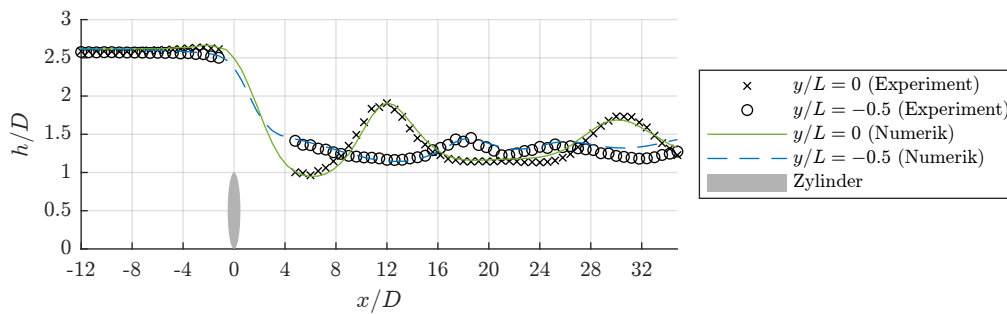
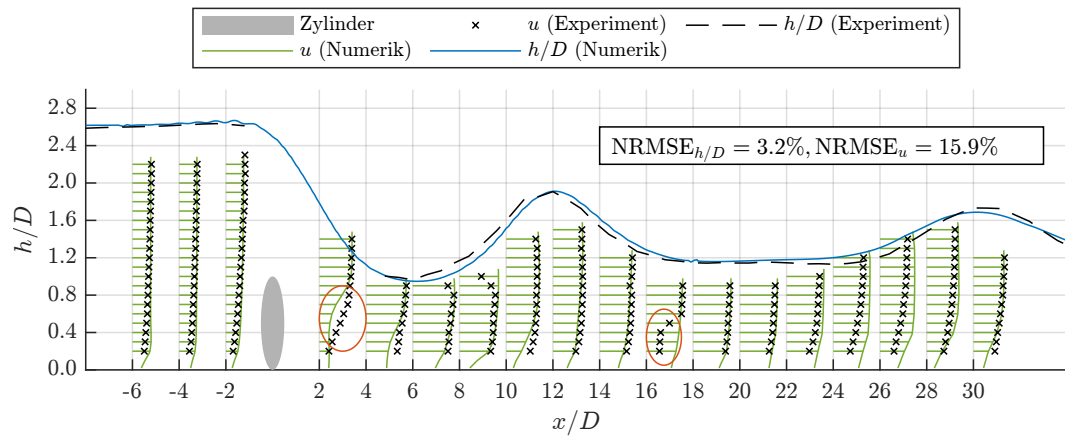


Abbildung 7.15.: Vergleich der experimentellen und numerischen Wasserspiegellagen im Längsschnitt für Abb. 7.14a und 7.14b

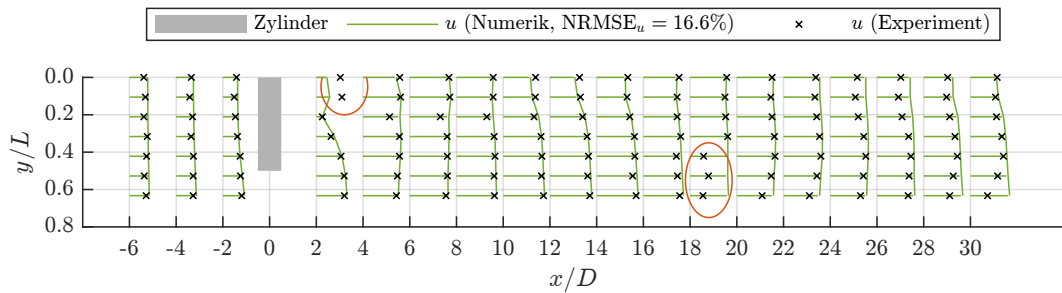
Qualitativ bewertet ergibt die numerische Berechnung ein vergleichbares Muster. Signifikant sind hierbei die Erhöhungen bei $x/D \approx 12$ und 30 sowie die Fließtiefen in den vorhandenen Senken. Dies bestätigt auch die detailliertere Betrachtung der Wasserspiegellage in Abbildung 7.15, welche die Fließtiefen entlang der Rinne (Längsschnitte entlang des Zylinderschwerpunkts und der Zylinderdeckseite) darstellt. Der normalisierte Fehler der berechneten Wasserspiegellage entspricht einem NRMSE von 3,5%.

Abbildung 7.16 vergleicht die gemessenen und berechneten Fließgeschwindigkeiten für einen vertikalen (Abb. 7.16a) und horizontalen Schnitt (Abb. 7.16b). Beide Ebenen schneiden hierbei den Zylinderschwerpunkt. Bis auf vier Stellen (orange Markierung) liefert das numerische Modell vergleichbare Geschwindigkeitsprofile. Die normalisierten Fehler liegen bei $\text{NRMSE} = 15,9\%$ (vertikal) und $\text{NRMSE} = 16,6\%$ (horizontal). Diese Werte werden für die gewählte Auflösung des Berechnungsnetzes als angemessen und ausreichend bewertet.

Zusammengefasst weisen die berechneten Daten eine vergleichbare Übereinstimmung zu den Messergebnissen auf, womit die numerischen Modelle validiert wurden.



(a) Längsschnitt bei $y/L = 0$



(b) Horizontaler Schnitt bei $h/D = 0,5$

Abbildung 7.16.: Exemplarischer Vergleich der gemessenen (Experiment) und berechneten (Numerik) Fließgeschwindigkeiten bei ungleichförmiger Strömung, $Q = 60 \text{ l/s}$, $D = 50 \text{ mm}$, $L = 474 \text{ mm}$, $\gamma = 90^\circ$, Zylinder mittig, ohne Sohlabstand

8. Ergebnisanalyse

Die Ergebnisanalyse wird in drei wesentliche Unterkapitel gegliedert.

1. Das erste Unterkapitel widmet sich der Auswertung der gemessenen und berechneten Strömungswiderstände. Diese Analyse bezieht sich auf die definierten Lastfälle 1 bis 3.
2. Im zweiten Unterkapitel wird speziell der Aufstau untersucht, der sich aus den Lastfällen mit ungleichförmiger Strömung (LF2) ergibt.
3. Das abschließende Unterkapitel beschäftigt sich mit der Auswertung der numerischen Modellierungen. Hierbei liegt der Fokus auf der Beschreibung der Strömungs- und Nachlaufcharakteristiken von Totholzstämmen.

8.1. Strömungswiderstände von Totholzstämmen

Die Untersuchung der Strömungswiderstände erfolgte differenziert nach den hydraulischen Randbedingungen und den daraus abgeleiteten Lastfällen. In den Kapiteln 8.1.1 und 8.1.2 wird Lastfall 1, der eine quasi-gleichförmige Strömung darstellt, detailliert analysiert. Für die analytische Bestimmung der Strömungswiderstände wurde die hydrodynamische Druckkraft (Kapitel 2.2.2) herangezogen und um Korrekturfunktionen erweitert, die die Rotation des Zylinders berücksichtigen.

Kapitel 8.1.3 behandelt die Lastfälle 2 und 3, die durch ungleichförmige Strömung mit teilweise überkritischem Abfluss gekennzeichnet sind. Die Berechnung der hierbei relevanten Strömungswiderstände basiert auf den Prinzipien der Totaldruckkraft und des Impulssatzes, welche in den Kapiteln 2.2.3 und 2.2.4 näher erörtert wurden.

8.1.1. Quasi-gleichförmige Strömung, unterkritischer Abfluss (Lastfall 1) und sohlennaher Zylinder

Für die Analyse der Strömungswiderstände für den Lastfall LF1 bei quasi-gleichförmiger Strömung, unterkritischem Abfluss und sohlennahem Zylinder werden zunächst die numerischen Modelle ausgewertet. Mit den dort gewonnenen Erkenntnissen werden die erhobenen Messdaten detailliert analysiert und eine Empfehlung zur Abschätzung des Strömungswiderstandsbeiwertes in Abhängigkeit des Rotationswinkels gegeben.

Auswertung der numerischen Modelles

Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen liefern einen Einblick in die Druckverteilung auf einen Zylinder bei unterschiedlicher Orientierung. Die Auswertung stellt eine Grundlage zum Verständnis der hydrodynamischen Prozesse dar, welche bei der Interpretation der Messwertanalyse hilft. Die Abbildung 8.1 zeigt qualitativ die horizontale Druckverteilung auf einen Zylinder bei verschiedenen Rotationswinkeln γ und einer exemplarischen Re-Zahl von 63 800, ausgewertet mit einem horizontalen Schnitt bei $z = D/2$ (Zylinderschwerpunkt). Die blauen Flächen repräsentieren Druckbereiche, während die orangen Flächen Sogbereiche darstellen. Mit zunehmendem Rotationswinkel γ verändert sich die Druckverteilung signifikant, wobei asymmetrische Muster auftreten. Von der Asymmetrie ist der Fall $\gamma = 90^\circ$ ausgenommen. Des weiteren gilt: je größer der Rotationswinkel, desto größer die Summe aus Druck und Sog.

Abbildung 8.2 zeigt für selbigen Datensatz den Druckkoeffizienten C_p zur quantitativen Auswertung der Druck- und Sogbereiche.

C_p ist hier definiert als

$$C_p = \frac{p}{\frac{1}{2}\rho U^2}, \quad (8.1)$$

wobei p der lokale Druck, ρ die Dichte und U die Anströmgeschwindigkeit ist. Hervorzuheben ist, dass sich bei $\gamma = 15^\circ$ der Druck auf der von der Strömung abgewendeten Seite deutlich verringert, bevor bei $\gamma = 20^\circ$ eine Sogwirkung entsteht. Diese Konstellation ist relevant für die folgende Auswertung der gemessenen Strömungswiderstände.

8.1. Strömungswiderstände von Totholzstämmen

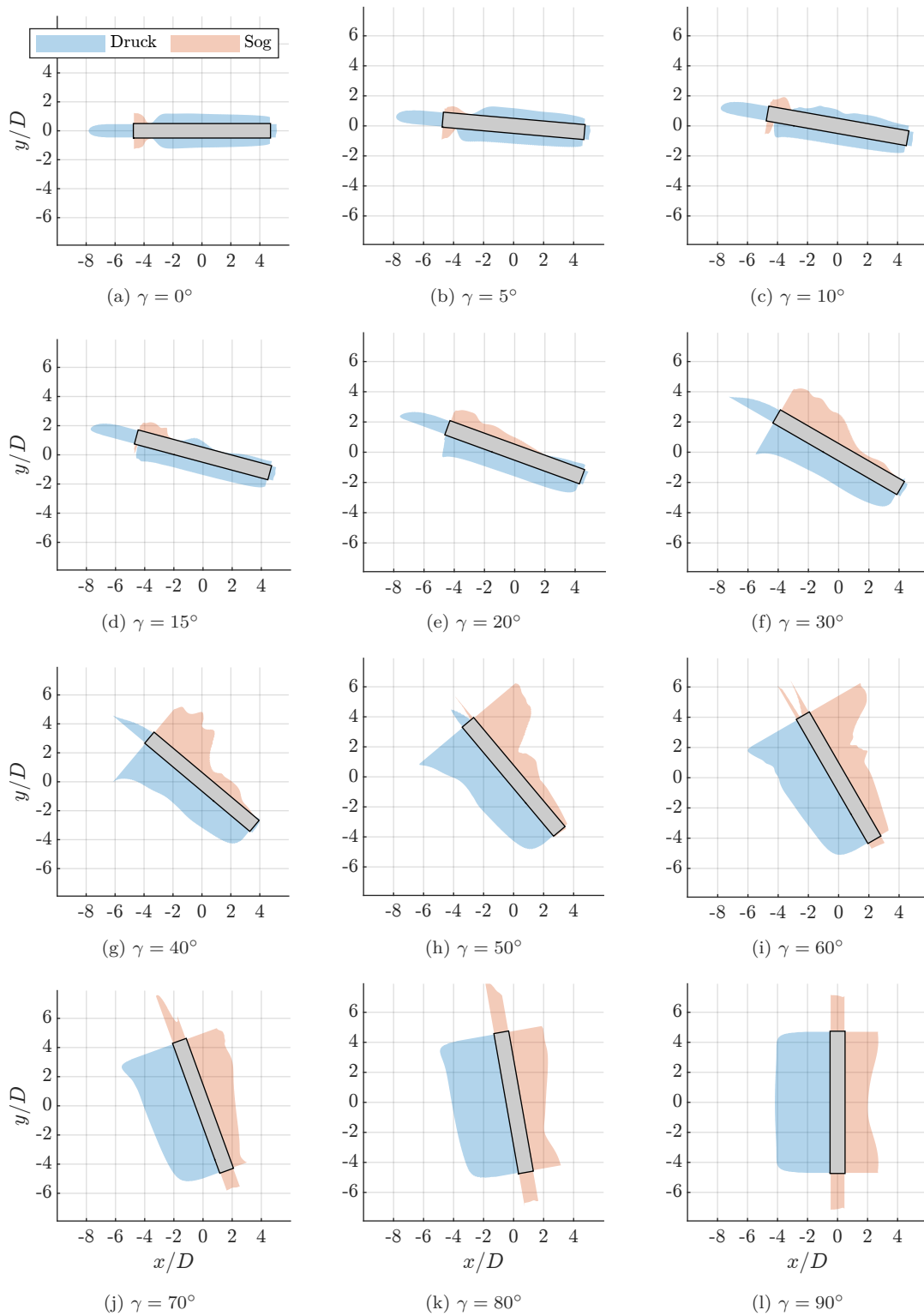


Abbildung 8.1.: Numerisch berechnete, horizontale Druckverteilung auf einen Zylinder mit $D = 50$ mm und $L = 474$ mm bei unterschiedlichen Rotationswinkeln γ und $Re = 63\,800$, Schnitt bei $z = D/2$ (Zylinderschwerpunkt), Anströmrichtung von links

8. Ergebnisanalyse

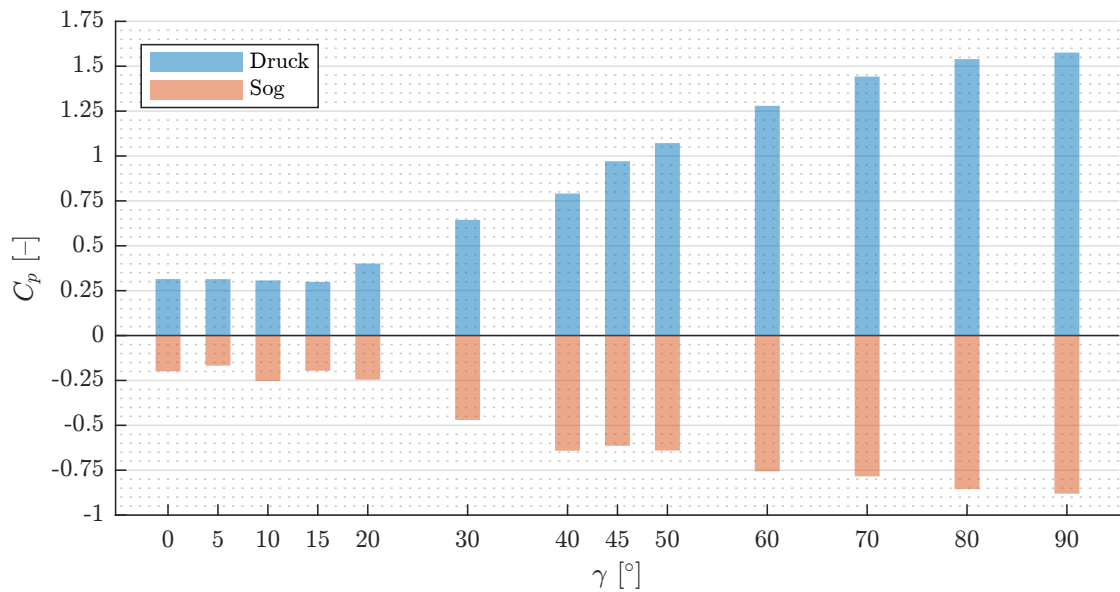


Abbildung 8.2.: Druckkoeffizient C_p (Druck- und Soganteile nach Abb. 8.1) auf einen Zylinder mit $D = 50$ mm und $L = 474$ mm bei unterschiedlichen Rotationswinkeln γ und $Re = 63\,800$, Schnitt bei $z = D/2$ (Zylinderschwerpunkt)

Auswertung der Messdaten

Für die Auswertung der gemessenen Kräfte bei quasi-gleichförmiger Strömung und sohnahem Zylinder werden die drei untersuchten Zylindergrößen mit $L/D = 3,16$, $6,32$ und $9,48$ zunächst separat ausgewertet. Sie unterscheiden sich im Formfaktor und es ergeben sich nach Gleichung 2.15 folgende $C_{D,LD}$ -Werte: $0,87$, $0,91$ und $0,93$. Zusätzlich wird der Verbaugrad berücksichtigt (vgl. Gl. 2.17):

$$C_{D,BR,LD} = C_{D,LD}(1 - BR)^{-2}. \quad (8.2)$$

Für jede gemessene Widerstandskraft $F_{x,gem}$ wird der dimensionslose Strömungswiderstandsbeiwert $C_{D,BR,LD}$ berechnet:

$$C_{D,BR,DL} = \frac{2F_{x,gem}}{\rho A_{\perp} U^2}. \quad (8.3)$$

Anhand der Abbildungen 8.3 und 8.4 kann der Einfluss der drei untersuchten Fließtiefen h und sechs untersuchten mittleren Anströmgeschwindigkeiten U in Abhängigkeit des

8.1. Strömungswiderstände von Tothholzstämmen

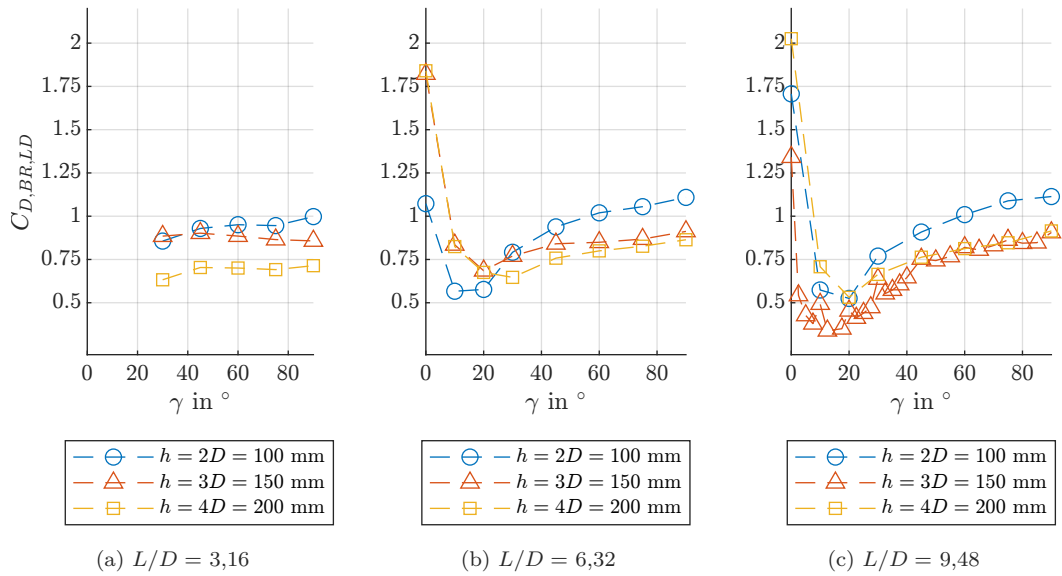


Abbildung 8.3.: Strömungswiderstandskoeffizienten in Abhängigkeit zum Orientierungswinkel, gruppiert nach Fließtiefen

Rotationswinkels γ bewertet werden. In den Abbildungen 8.3a und 8.4a ist eine Datenlücke für $\gamma < 30^\circ$ erkennbar. Diese Lücke resultiert aus der Herausforderung, den kürzesten Zylinder bei kleinen Winkeln reproduzierbar in der gleichen Position auszurichten.

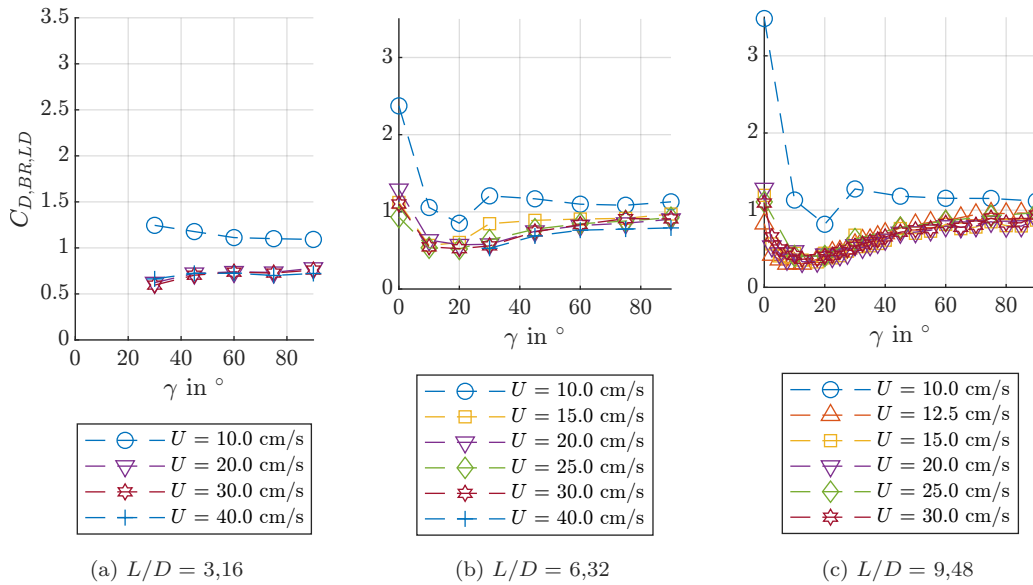


Abbildung 8.4.: Strömungswiderstandskoeffizienten in Abhängigkeit zum Orientierungswinkel, gruppiert nach Fließgeschwindigkeiten

Die Analyse zeigt, dass Widerstandsbeiwerte im Winkelbereich von $\gamma = 15^\circ$ bis 20° erreicht werden, wenn der Zylinder stromlinienförmig orientiert ist. Ein ausgeprägter Anstieg von $C_{D,BR,LD}$ ist bei Winkeln unter 15° zu beobachten, was auf die Anströmung der geraden Stirnseite der Zylinder zurückzuführen ist. Diese Seite ist weniger stromlinienförmig im Vergleich zur Längsseite der Zylinder. Ab einem Winkel von $\gamma \geq 30^\circ$ steigt der Widerstandsbeiwert für die größeren Zylinder an. Der Anstieg für den kürzesten Zylinder ist weniger signifikant. Hervorzuheben ist, dass trotz der Berücksichtigung des Verbaugrads der $C_{D,BR,LD}$ -Wert für größere Winkel und die geringste Fließtiefe am höchsten ist (Abb. 8.3b und 8.3c). Weiterhin zeigen die Ergebnisse mit der geringsten Fließgeschwindigkeit von $U = 10$ cm/s eine Abweichung zu allen anderen Fließgeschwindigkeiten (Abb. 8.4a bis 8.4c). Der Widerstandsbeiwert liegt hier durchweg oberhalb der weiteren Datenreihen.

Eine weitere Analyse der Ergebnisse erfolgt unter Berücksichtigung der dimensionslosen Re-Zahl. Diese wird für die Gerinneströmung wie folgt definiert:

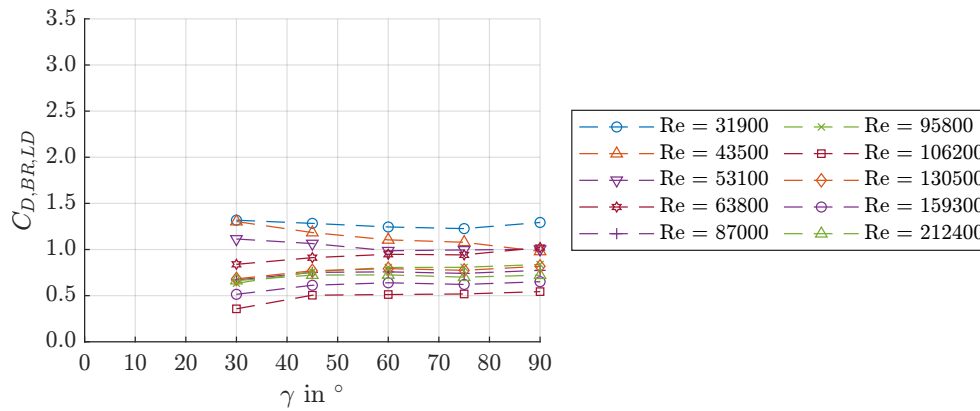
$$\text{Re} = \frac{\rho U d_h}{\nu} \quad (8.4)$$

mit dem hydraulischen Durchmesser $d_h = 4A/l_U$, wobei A der Fließquerschnitt und l_U der benetzte Umfang ist. In dieser Definition werden sowohl die Fließtiefe h als auch die mittlere Anströmgeschwindigkeit U integriert. Abbildung 8.5 präsentiert die ermittelten Ergebnisse. Es wird deutlich, dass sich ein konsistenter Trend abzeichnet: Mit steigender Re-Zahl verringert sich der Strömungswiderstandskoeffizient $C_{D,BR,LD}$. Besonders hervorzuheben sind die Modellläufe mit Re-Werten von 31 900, 43 500 und 53 100, die allesamt Konfigurationen mit einer Fließgeschwindigkeit von $U = 10$ cm/s (vgl. Abb. 8.4) repräsentieren. In Abbildung 8.5c ist der Sprung zwischen den Datenreihen farblich markiert. Diese Beobachtung bestätigt die Notwendigkeit einer separaten Analyse von Phänomenen, die bei niedrigen Geschwindigkeiten auftreten. Dies war im Rahmen der vorliegenden Studie hinsichtlich der geringen Datenmenge nicht zielführend. Die Begründung der deutlichen Abweichung stellen die Diagramme in Abbildung 8.6 heraus. Hier zeigt sich die Abhängigkeit des Widerstandsbeiwertes zur Re-Zahl und der sogenannten *Drag Crisis* (vgl. Abb. 2.8). Bei niedrigen Re-Zahlen erhöht sich der $C_{D,BR,LD}$, was besonders für die zwei kürzeren Zylinder gut zu erkennen ist (Abb. 8.6a und 8.6b). Für den längsten Zylinder mit $L/D = 9,48$ verliert sich dieser Trend leicht, wobei die Boxen für die drei niedrigsten Re-Zahlen weiterhin heraus stechen (Abb. 8.6c).

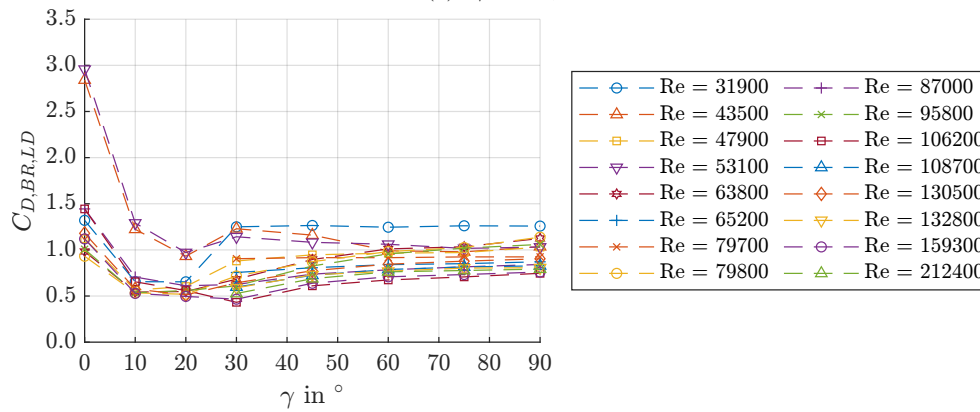
Aufgrund dieser identifizierten Besonderheiten wurde entschieden, Messungen mit einer Re-Zahl $< 60\,000$ für die nachfolgende Analyse auszuschließen. Diese Maßnahme dient

8.1. Strömungswiderstände von Totholzstämmen

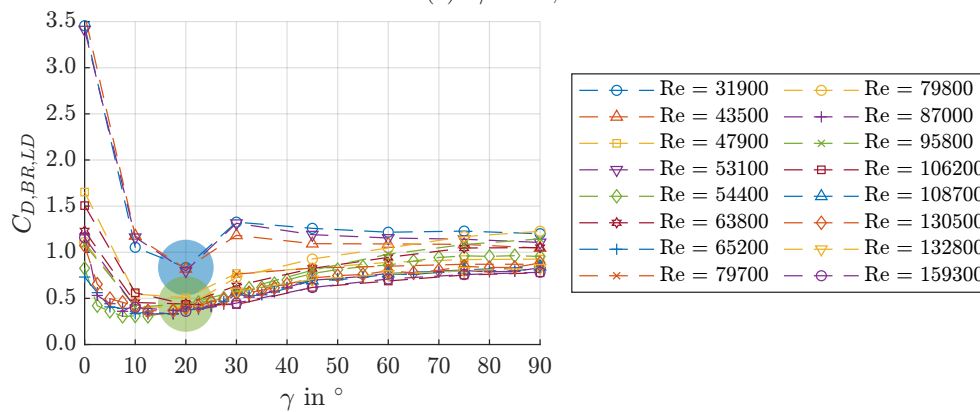
dazu, potenzielle Verzerrungen im restlichen Datensatz zu vermeiden und die Integrität der Auswertung zu gewährleisten.



(a) $L/D = 3,16$



(b) $L/D = 6,32$



(c) $L/D = 9,48$

Abbildung 8.5.: Strömungswiderstandskoeffizienten in Abhängigkeit zum Orientierungswinkel gruppiert nach Reynolds-Zahlen, Markierungen: $Re = 31\,900$ und $Re = 63\,800$ bei $\gamma = 20^\circ$

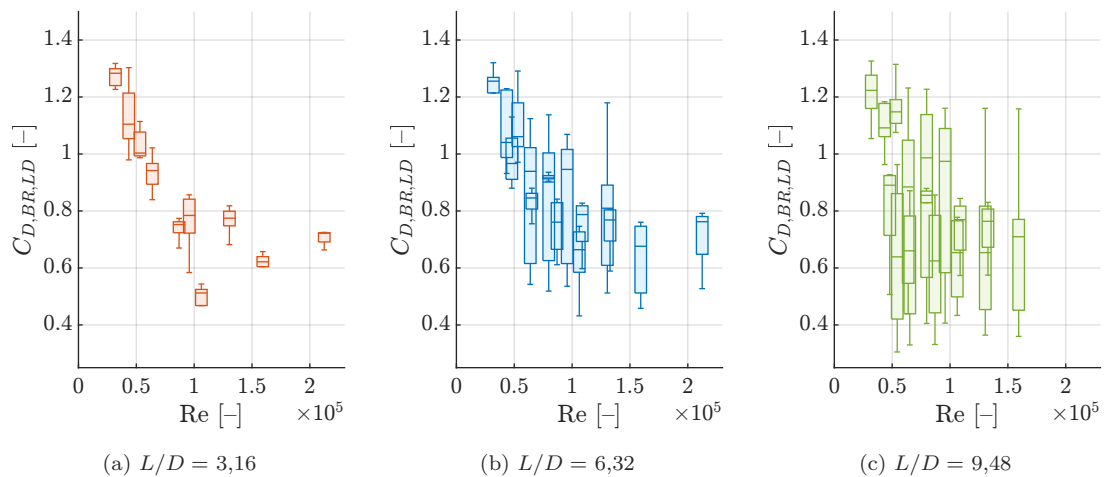


Abbildung 8.6.: Darstellung der *Drag Crisis* (vgl. Abb. 2.8) für die untersuchten Zylindergrößen anhand des Strömungswiderstandskoeffizient $C_{D,BR,LD}$ in Abhängigkeit zur Re-Zahl, Boxplot (Median, 25. und 75. Perzentil und Standardabweichung)

Analytische Berechnung des Strömungswiderstands

Die grundlegende Gleichung zur Berechnung des Strömungswiderstands (Gleichung 2.13) lässt sich durch zusätzliche Faktoren, wie die Berücksichtigung des Verbaugrads (Gleichung 2.17), erweitern. Es ist jedoch zu beachten, dass diese Erweiterung ihre Grenzen bei einem Winkel von $\gamma = 90^\circ$ findet. Um eine umfassende Berücksichtigung der Zylinderorientierung zu gewährleisten, reicht es nicht aus, lediglich die veränderte Referenzfläche A_\perp infolge der Rotation zu berechnen. In diesem Zusammenhang verfolgten Gippel et al. (1996) einen Ansatz, der in der vorliegenden Arbeit adaptiert und weiterentwickelt wurde.

Das Diagramm in Abbildung 8.7 illustriert neben den erhobenen Daten und der Korrekturfunktion von Gippel et al. (1996) (dargestellt in Schwarz-Weiß) die Analyse der im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Messungen (vgl. Tabellen 6.1a bis 6.1c). Zylindergeometrien, die mit denen von Gippel et al. (1996) vergleichbar sind, wurden untersucht. Die generelle Beziehung zwischen Widerstandsbeiwert und Rotationswinkel konnte bestätigt werden, auch wenn die Werte in ihrer Größe abweichen. Diese Differenzen resultieren aus den unterschiedlich gewählten hydraulischen Randbedingungen und dem Verhältnis von Zylinderlänge zu Gerinnebreite. Anstelle eines Polynoms 3. Grades wurden zwei Polynome 2. Grades definiert, um den Übergangsbereich zu charakterisieren, welcher eine Sprungstelle bei etwa $\gamma = 15^\circ$ aufweist. Diese Polynome wurden durch Kurvenanpassung auf Basis der Mediane der Datenpunkte ermittelt und lauten wie

8.1. Strömungswiderstände von Totholzstämmen

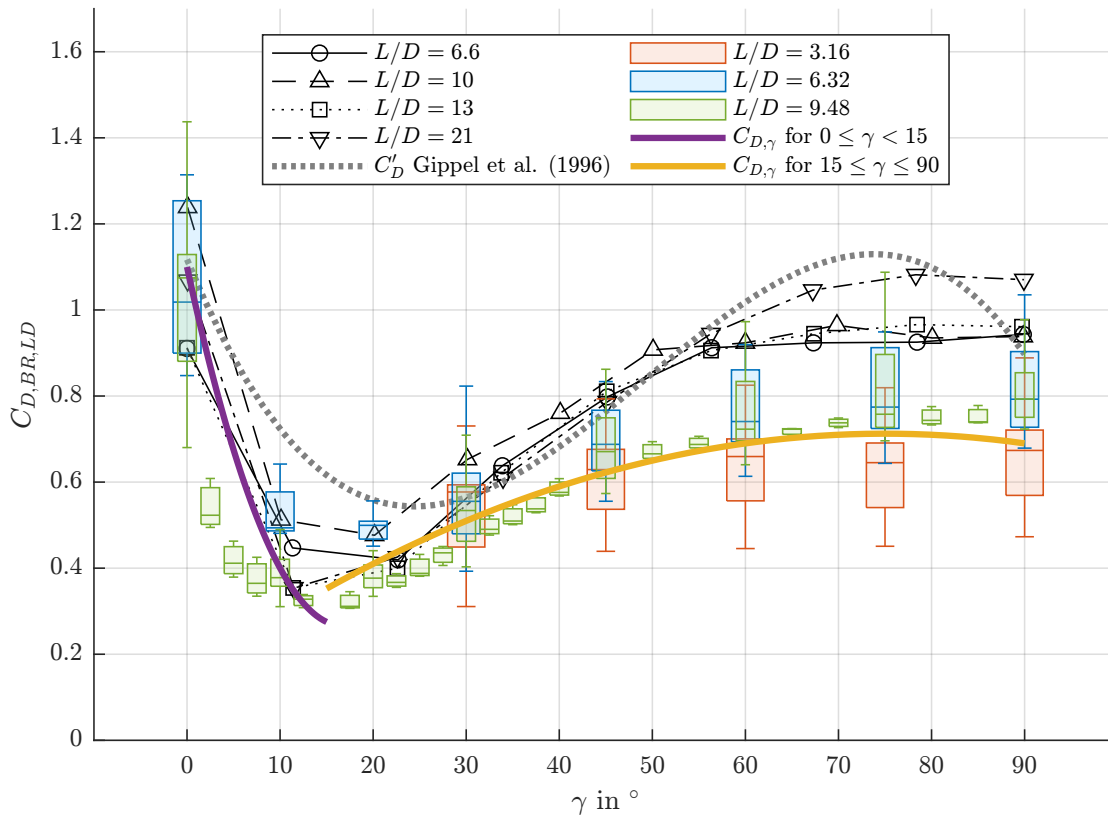


Abbildung 8.7.: Darstellung des Strömungswiderstandsbeiwerts $C_{D,BR}$ bei quasi-gleichförmiger Strömung und Orientierungswinkeln zwischen $\gamma = 0$ bis 90° , Gippel et al. (1996) (schwarz-weiß), Boxplot (Median, 25. und 75. Perzentil und Standardabweichung) und Korrektur-Funktionen $C_{D,\gamma}$

folgt:

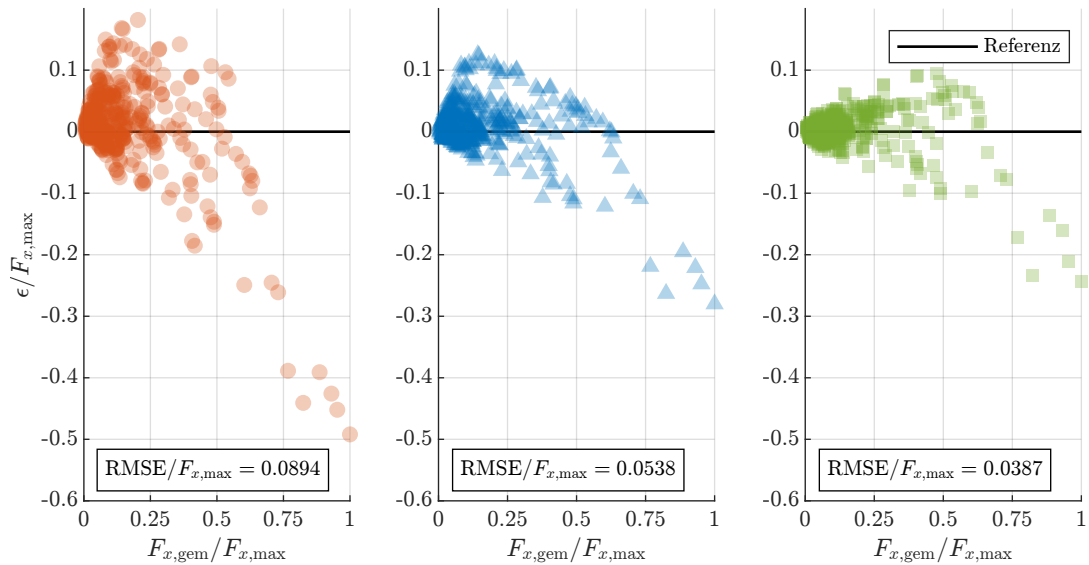
$$C_{D,\gamma} = \begin{cases} C_{D,BR,LD} (2 \cdot 10^{-3} \gamma^2 - 0,1\gamma + 1,1) & \text{wenn } 0 \leq \gamma < 15^\circ \\ C_{D,BR,LD} (-1 \cdot 10^{-4} \gamma^2 + 0,015\gamma + 0,15) & \text{wenn } 15 \leq \gamma \leq 90^\circ \end{cases} \quad (8.5)$$

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die neu definierten Funktionen die erhobenen Datensätze adäquater repräsentieren. Insbesondere die Charakteristika des Sattelpunkts bei etwa 15° sowie der Verlauf der Kurve, die zwischen 70° und 90° flacher wird, sind plausibler und stimmiger mit den Beobachtungen abgebildet.

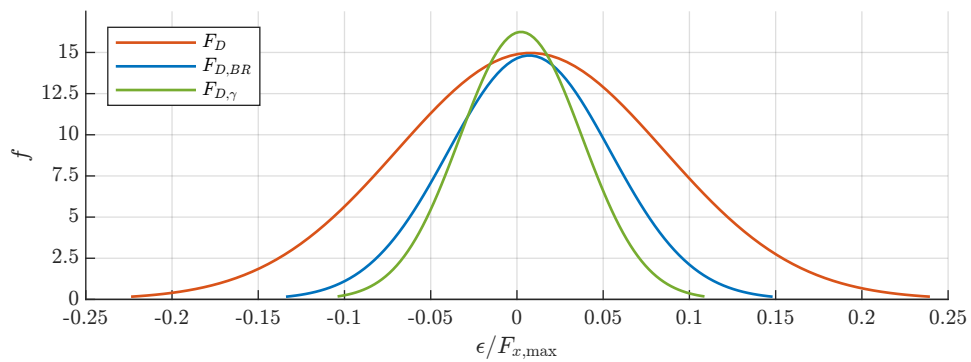
Die Diagramme in Abbildung 8.8 zeigen die statistische Auswertung der Genauigkeit bei der Verwendung der Gleichungen 2.13, 2.13 mit Berücksichtigung von 2.17 und

$$F_{D,\gamma} = \frac{C_{D,\gamma} \rho A_{\perp} U^2}{2} \quad (8.6)$$

in Bezug auf die gemessene Kraft $F_{x,gem}$.



(a) Residuen und Fehler bei der Berechnung von F_D mit Bezug auf die gemessene Kraft F_{gem} (b) Residuen und Fehler bei der Berechnung von $F_{D,BR}$ mit Bezug auf die gemessene Kraft F_{gem} (c) Residuen und Fehler bei der Berechnung von $F_{D,\gamma}$ mit Bezug auf die gemessene Kraft F_{gem}



(d) Normalverteilung der Fehler

Abbildung 8.8.: Statistische Auswertung zur Berechnung des Strömungswiderstands bei unterkritischem Abfluss, quasi-gleichförmiger Strömung und sohlennahem Zylinder

Das Diagramm in Abbildung 8.8a zeigt, dass die berechneten Kräfte tendenziell größer sind als die gemessenen. Generell werden die tatsächlichen Werte über- und in einigen Fällen auch deutlich unterschätzt. Der Root Mean Square Error (RMSE) ist im Verhältnis

zu $F_{x,\max}$ 0,0894. Im Vergleich dazu haben die Residuen im zweiten Diagramm ($F_{D,BR}$) eine geringere Streuung und sind eher symmetrisch um die Nulllinie verteilt, was auf eine bessere Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Werten hinweist. $\text{RMSE}/F_{x,\max}$ ist hier mit 0,0538 geringer als im ersten Diagramm. Somit wird deutlich, dass allein die Korrektur des Vebaugrads den Fehler um ca. 40% verringert. Die Datenpunkte im Diagramm 8.8c repräsentieren das Ergebnis nach zusätzlicher Anwendung der hier präsentierten Korrektur mit der Gleichung 8.5. Der normierte Fehler $\text{RMSE}/F_{x,\max}$ entspricht 0,0387 und wurde um ca. 28% reduziert. Das Diagramm in Abbildung 8.8d zeigt ergänzend die Normalverteilungen der Fehler der drei Berechnungsansätze.

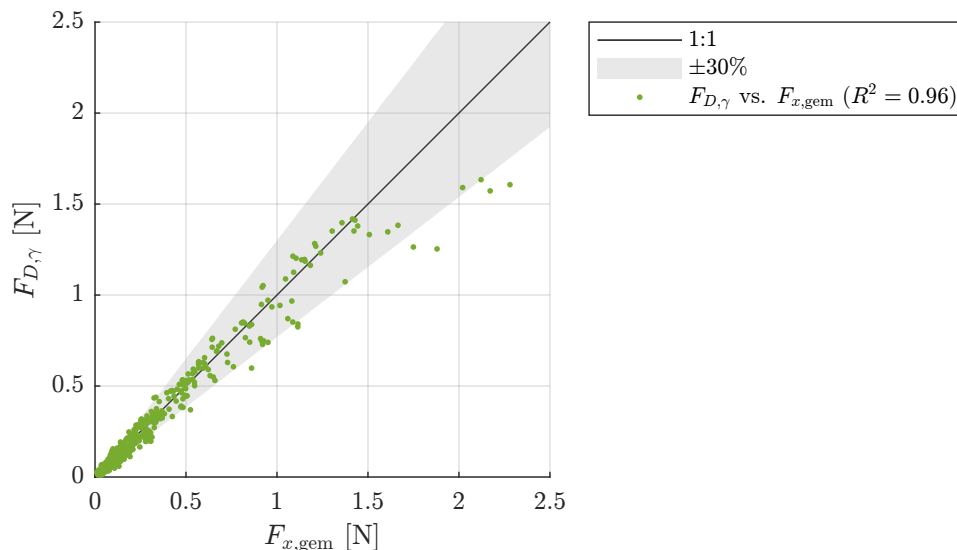


Abbildung 8.9.: Vergleich der berechneten (Gl. 8.6) und gemessenen Strömungswiderstände

Abbildung 8.9 präsentiert den Vergleich zwischen den gemessenen und den mittels des neuen Ansatzes berechneten Strömungswiderständen. Auf der Abszisse sind die gemessenen Kräfte $F_{x,\text{gem}}$ aufgetragen, während die Ordinate die entsprechend berechneten Kräfte $F_{D,\gamma}$ zeigt. Die Datenpunkte liegen nahe der Regressionsgeraden und mehrheitlich innerhalb eines Toleranzbereiches von $\pm 30\%$. Ein Bestimmtheitsmaß R^2 von 0,96 belegt die hohe Korrelation zwischen den gemessenen und berechneten Werten.

8.1.2. Quasi-gleichförmige Strömung, unterkritischer Abfluss (Lastfall 1): Einfluss des Sohlenabstands

Für die Analyse des Einflusses der vertikalen Lage eines Totholzstammes bei seitlicher Positionierung wurden rund 2000 Kraftmessungen und wenige numerische Simulationen durchgeführt. Letztere zeigen (Abb. 8.10) und bestätigen exemplarisch den Zusammenhang zwischen dem Strömungswiderstand und dem vertikalen Geschwindigkeitsprofil, wie es in Kapitel 2.2.2, insbesondere in Abbildung 2.11, beschrieben wurde.

Die Diagramme 8.10a bis 8.10d stellen die qualitative Druckverteilung dar, die nach Druck- und Sogbereich getrennt wird. Die Auswertung zeigt jeweils einen Schnitt durch den Zylinderschwerpunkt. Für vier unterschiedliche Sohlenabstände bei gleichbleibender Fließtiefe belegen die Ergebnisse, dass die Druckverteilung signifikant durch das Verhältnis zwischen Sohlenabstand und Zylinderdurchmesser G/D beeinflusst wird. Für einen geringen Abstand ($G/D = 0,04$) ist die Druckverteilung um den Zylinder relativ gleichmäßig. Mit zunehmendem Abstand ($G/D = 0,2$ bis $G/D = 2$) wird die Druckverteilung asymmetrischer und sowohl der Druck- als auch der Sogbereich vergrößern sich. Dies steht im direkten Zusammenhang mit der höheren Fließgeschwindigkeit in der freien Strömung im Vergleich zu jener nahe der Sohle.

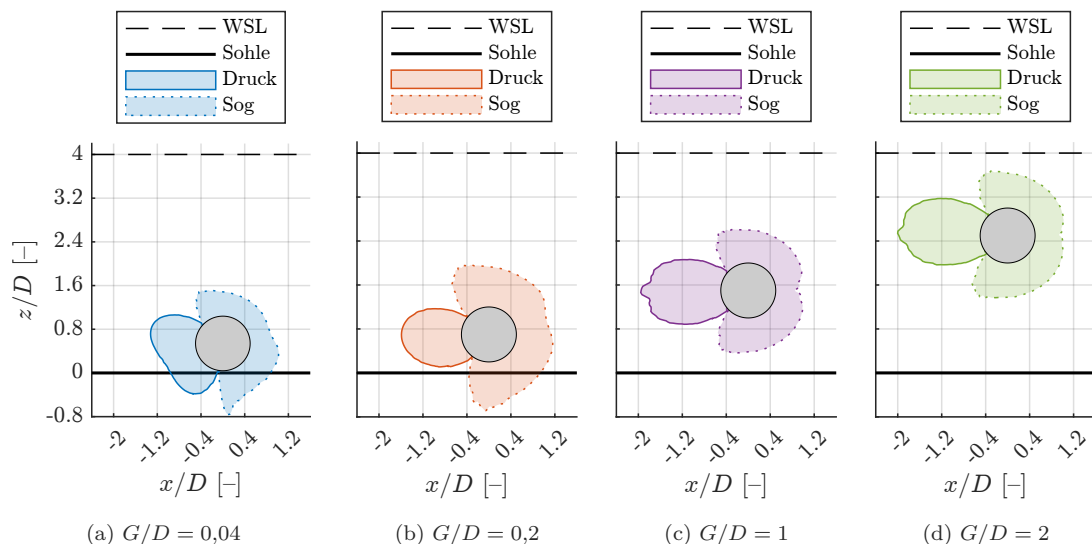


Abbildung 8.10.: Auswertung der qualitativen und quantitativen Druckverteilung im Zylinderschwerpunkt $y = 0$ für unterschiedliche Sohlabstände G bei $U = 20$ cm/s, $h = 200$ mm, $D = 50$ mm und $L = 474$ mm

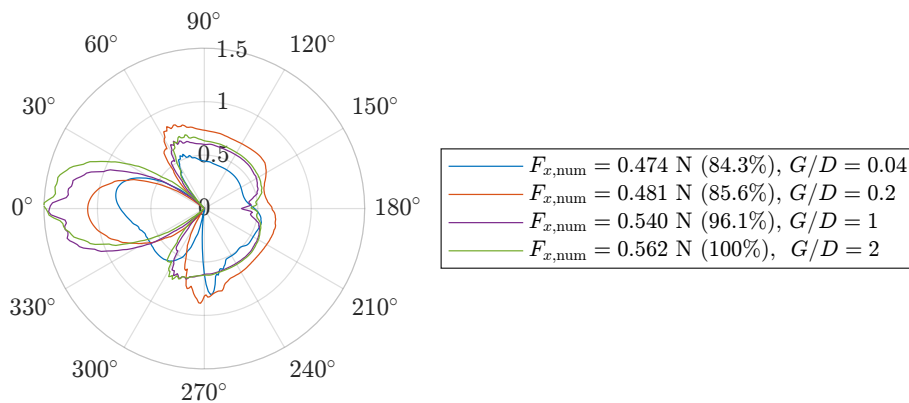


Abbildung 8.11.: Polardiagramm zur Darstellung des Druckkoeffizienten C_p für die untersuchten Fälle im Vergleich, Anströmrichtung $\theta = 0 \rightarrow 180^\circ$

Das Polardiagramm 8.11 zeigt die quantitative Auswertung des Druckkoeffizienten C_p . Die numerisch bestimmten Strömungswiderstände $F_{x,num}$ steigen mit dem Sohlenabstand von 84,3% bei $G/D = 0,04$ auf 100% bei $G/D = 2$, was die veränderten Strömungsverhältnisse und somit auch Druckverteilungen um den Zylinder herum quantitativ bestätigt.

Im Folgenden werden die Messergebnisse ausgewertet. Die Diagramme in Abbildung 8.12 zeigen den experimentellen Strömungswiderstandskoeffizienten $C_{D,\gamma}$ in Abhängigkeit vom normierten Sohlenabstand G/D . Die Daten sind in drei Diagrammen entsprechend der normierten Fließtiefe h/D dargestellt und nach Zylindergröße L/D sowie Rotationswinkel γ gruppiert.

Wie erwartet, nimmt der Widerstandsbeiwert mit zunehmender Fließtiefe ab, was auf den verringerten Verbaugrad zurückzuführen ist. Die Verbaugradkorrektur (Gl. 2.17) berücksichtigt diesen Einfluss, kann ihn jedoch nicht vollständig eliminieren. Während der Unterschied zwischen $h/D = 2$ und $h/D = 3$ noch deutlich ist, ist er zwischen $h/D = 3$ und $h/D = 4$ geringer.

Insgesamt können die experimentellen Daten durch eine quadratische Funktion beschrieben werden, die als gestrichelte Linie in Abbildung 8.12 dargestellt ist. Es zeigt sich, dass der Widerstandsbeiwert $C_{D,\gamma}$ zunächst abnimmt bzw. nur leicht ansteigt, wenn sich der Zylinder von der Sohle entfernt. Mit zunehmendem Verhältnis G/D steigt der Widerstandsbeiwert jedoch stärker an.

Für die Konfigurationen mit einem Winkel von $\gamma = 90^\circ$ und $L/D = 6,32$ bzw. $L/D = 9,48$ sinkt der Widerstandsbeiwert in drei Fällen im oberen Bereich (Abb. 8.12b und 8.12c), bevor er weiter ansteigt. Eine Erklärung für diese Beobachtung konnte im Rahmen der

8. Ergebnisanalyse

vorliegenden Arbeit nicht gefunden werden.

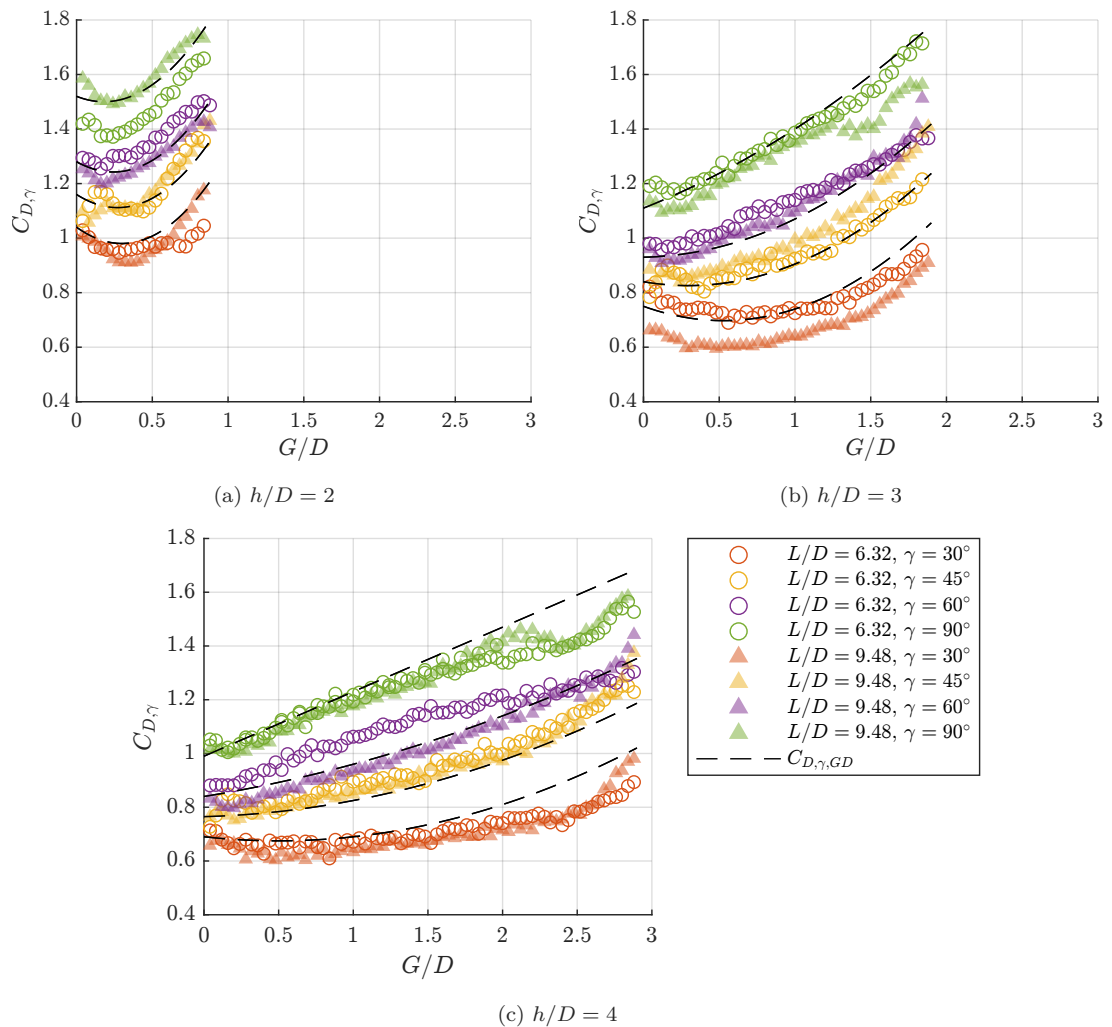


Abbildung 8.12.: Auswertung des Strömungswiderstandskoeffizienten $C_{D,\gamma}$ bei unterkritischem Abfluss, quasi-gleichförmiger Strömung, unterschiedlichem normierten Sohlabstand G/D bei verschiedener Zylinderorientierung γ , $U = 20$ cm/s, $D = 50$ mm und $L = 474$ mm, Darstellung der Anpassungsfunktion $C_{D,\gamma,GD}$ (Gl. 8.7)

Die Anpassungsfunktion zur Beschreibung der experimentellen Datensätze wurde mithilfe einer quadratischen Regressionsanalyse in MATLAB festgelegt:

$$C_{D,\gamma,GD} = a\gamma^2 + b\gamma + c \quad (8.7)$$

Die Parameter a , b und c werden als Funktionen von γ und für die untersuchten Quotienten

8.1. Strömungswiderstände von Totholzstämmen

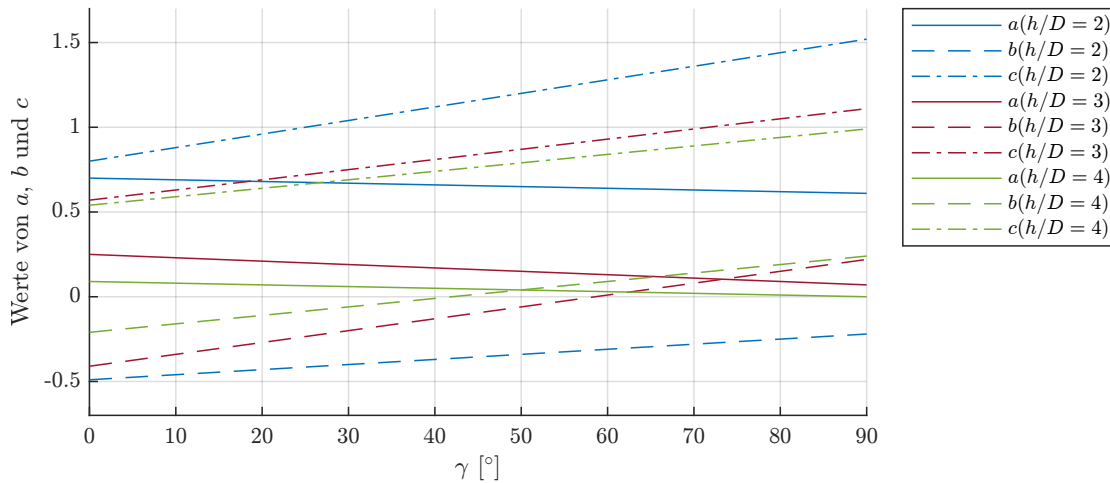


Abbildung 8.13.: Funktionen der linearen Regression für die Parameter a , b und c in Abhängigkeit vom Rotationswinkel γ und der normierten Fließtiefe h/D zur Berechnung des Strömungswiderstandsbeiwerts $C_{D,\gamma,GD}$ (Gl. 8.7)

von h/D berechnet. Die Funktionen wurden mittels linearer Regression gefunden sind in Abbildung 8.13 dargestellt und lauten wie folgt:

$h = 2D$	$h = 3D$	$h = 4D$
$a = -0,001\gamma + 0,70$	$a = -0,002\gamma + 0,25$	$a = -0,001\gamma + 0,09$
$b = 0,003\gamma - 0,49$	$b = 0,007\gamma - 0,41$	$b = 0,005\gamma - 0,21$
$c = 0,008\gamma + 0,80$	$c = 0,006\gamma + 0,57$	$c = 0,005\gamma + 0,54$

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass der Strömungswiderstandskoeffizient signifikant durch das Verhältnis von Sohlenabstand zu Zylinderdurchmesser (G/D) beeinflusst wird, wobei der Widerstand mit zunehmendem Sohlenabstand und abnehmender Fließtiefe steigt. Die numerischen Simulationen und Messdaten bestätigen, dass sowohl der Druck- als auch der Sogbereich am Zylinder zunehmen, wenn der Zylinder sich weiter von der Sohle entfernt. Die experimentellen Daten wurden erfolgreich durch eine quadratische Anpassungsfunktion beschrieben, deren Parameter a , b und c von der normierten Fließtiefe h/D und dem Rotationswinkel γ abhängen.

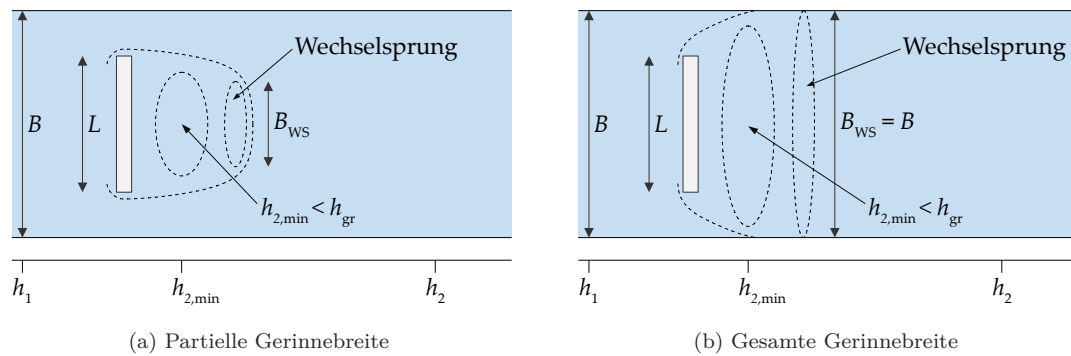


Abbildung 8.14.: Ausbildung eines Wechselsprungs im Lastfall 2b

8.1.3. Ungleichförmige Strömung und teilweise überkritischer Abfluss (Lastfälle 2 und 3)

Bei den Lastfällen 2 und 3 handelt es sich um Konfigurationen, die durch ungleichförmigen und teilweise überkritischen Abfluss charakterisiert sind. Im Lastfall 2 (LF2) erfolgte eine Überströmung des Zylinders, während im Lastfall 3 (LF3) eine Umströmung des Zylinders stattfand. Im Rahmen der Evaluierung von LF2 ist eine weiterführende Differenzierung erforderlich. Diese Unterscheidung erweist sich als relevant, da abhängig davon, ob stromabwärts ein Wechselsprung über einen Teil der Gerinnebreite oder die gesamte Breite (Abbildung 8.14) eintritt, unterschiedliche Phänomene beobachtet werden konnten. Die vorgenommene Differenzierung basiert auf längsgerichteten Wasserstandsmessungen im Versuchsgerinne. Als Parameter für die Unterscheidung dient die Grenztiefe für Rechteckgerinne:

$$h_{gr} = \left(\frac{Q^2}{g \cdot B^2} \right)^{\frac{1}{3}}. \quad (8.8)$$

Je nach der geringsten gemessenen Fließtiefe stromabwärts des Zylinders $h_{2,min}$ gilt:

$$h_{2,min} \geq h_{gr} \rightarrow \text{LF2a und}$$

$$h_{2,min} < h_{gr} \rightarrow \text{LF2b.}$$

Hierbei ist es nicht relevant, ob die Grenztiefe nur partiell oder über die gesamte Gerinnebreite unterschritten wird. In Abbildung 8.15 ist die Differenzierung schematisch dargestellt.

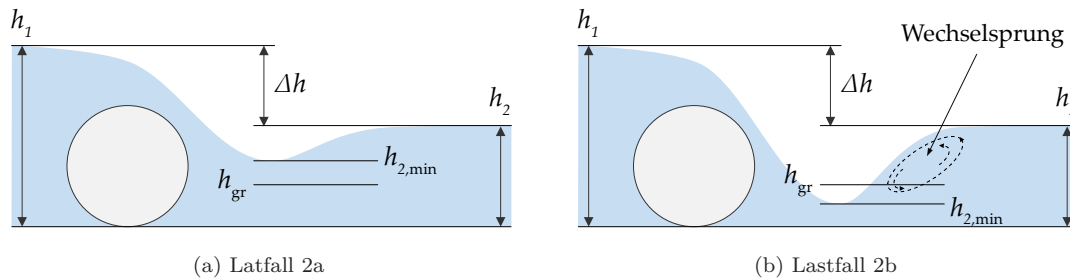


Abbildung 8.15.: Unterscheidung des Lastfalls 2 anhand der Grenztiefe h_{gr} stromabwärts vom Zylinderschwerpunkt

Die Diagramme in Abbildung 8.16 zeigen die Beziehung zwischen dem Durchfluss Q und dem gemessenen Strömungswiderstand $F_{x,gem}$. Die untere Abszisse der unteren Diagramme ist durch das Verhältnis der Grenztiefe zum Zylinderdurchmesser definiert (h_{gr}/D), um eine gesteigerte Generalisierbarkeit der Ergebnisse zu erzielen. Die Lastfälle LF3 (blau), LF2a (orange) und LF2b (gelb) werden separat ausgewertet. Erwartbar zeigt sich, dass der Strömungswiderstand mit zunehmendem Durchfluss ansteigt, wobei dieser Anstieg für umströmte Zylinder nahezu linear ist. Während die Messdaten für LF2a einer quadratischen Funktion folgen, ist der Anstieg für LF2b wiederum annähernd linear. Des Weiteren gilt, dass ein größerer Rotationswinkel γ zu einem höheren Strömungswiderstand führt. Die laterale Position des Zylinders (mittig = M und seitlich = S) beeinflusst den Strömungswiderstand nur geringfügig, mit Ausnahme zweier Konfigurationen im LF2a bei einem Winkel von $\gamma = 30^\circ$ und 45° . Generell ist der Strömungswiderstand bei einer mittigen Positionierung größer. Dies ist auf die parabelförmigen Anströmung im Gerinne zurückzuführen, bei der die höchsten Geschwindigkeiten in Gerinnemitte auftreten und zu den Wänden hin abnehmen.

In Abbildung 8.17 werden durch drei Diagramme die Beziehungen zwischen der dimensionslosen Differenz der Wasserspiegelhöhen $\Delta h/D$, mit $\Delta h = h_1 - h_2$, vor und hinter dem Zylinder und der experimentell bestimmten Kraft $F_{x,gem}$ für LF2a, LF2b und LF3 dargestellt. Die Datenpunkte sind anhand des Rotationswinkels γ gruppiert. Die Symbolformen repräsentieren die untersuchten Rotationswinkel des Zylinders, wobei unterschieden wird zwischen einer mittigen und einer seitlichen Positionierung im Versuchserinne. Die gruppierten Datenpunkte sind für jede Bedingung mit entsprechenden Trendlinien versehen, welche die allgemeine Tendenz der Beziehung aufzeigen.

8. Ergebnisanalyse

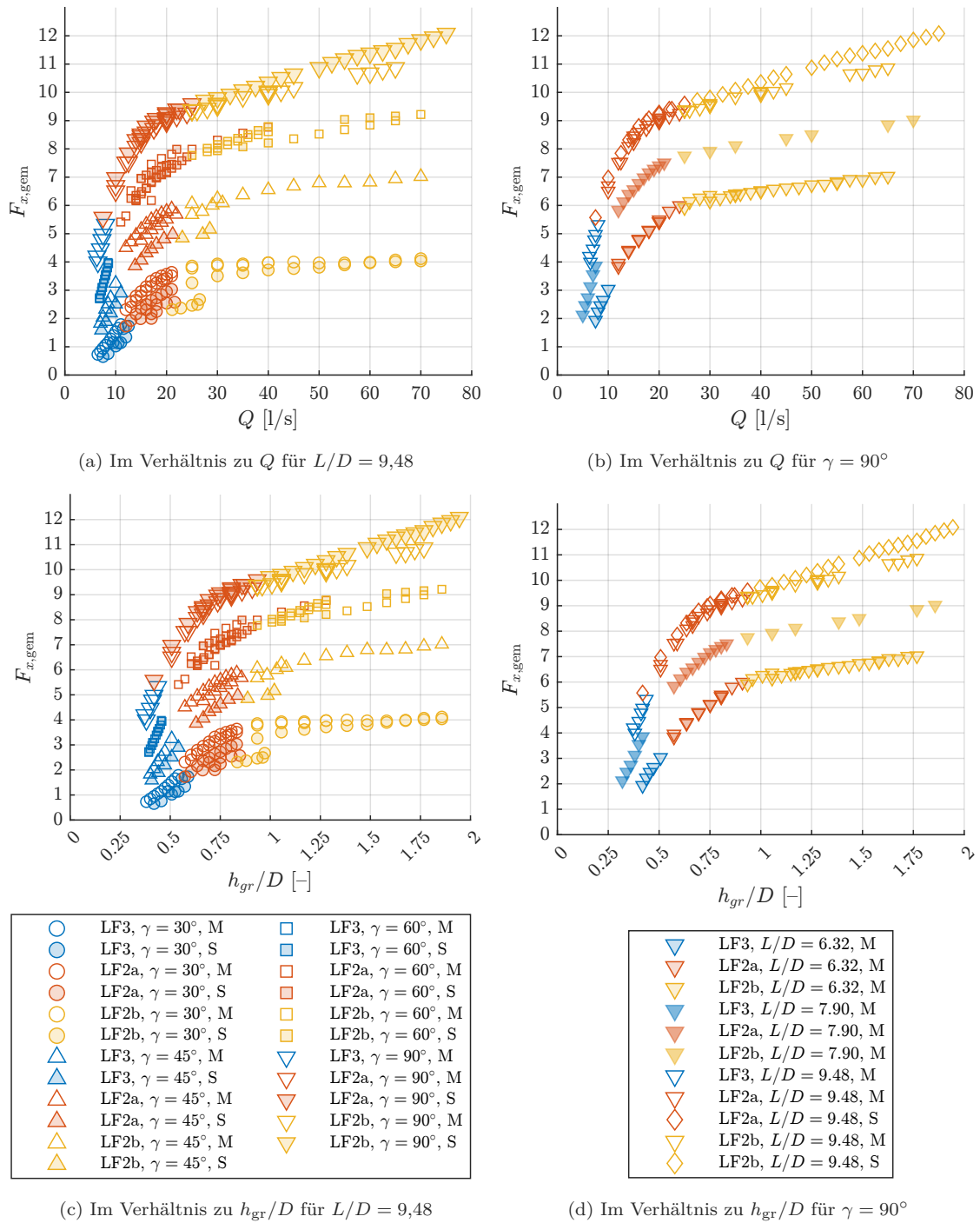


Abbildung 8.16.: Darstellung der gemessenen Strömungswiderstände $F_{x, \text{gem}}$ bei ungleichförmiger Strömung für die Lastfälle 2a, 2b und 3, bei unterschiedlichen Rotationswinkeln γ , Zylindergrößen L/D und lateraler Position (M = mittig, S = seitlich)

Die angepassten Funktionen wurden mithilfe des Curvefitting-Tools in MATLAB definiert:

$$F_x^* = \begin{cases} 11,78 \frac{\Delta h}{D} - 1,81 & \text{für LF3} \\ 18,41 \frac{\Delta h}{D} - 4,05 & \text{für LF2a} \\ 140,93 \left(\frac{\Delta h}{D}\right)^4 - 401,4 \left(\frac{\Delta h}{D}\right)^3 + 389,2 \left(\frac{\Delta h}{D}\right)^2 - 135,8 \frac{\Delta h}{D} + 17,98 & \text{für LF2b} \end{cases} \quad (8.9)$$

mit $D = 50$ mm.

Erwartbar steigt mit größer werdenden $\Delta h/D$ auch der gemessene Strömungswiderstand; linear für LF3 und 2a. Für LF2b verliert sich diese Abhängigkeit, sodass mit steigendem $\Delta h/D$ der gemessene Strömungswiderstand im Bereich zwischen 10 und 12 N kaum weiter zunimmt. Hier ist aufgrund der Orientierung mit $\gamma = 90^\circ$ der Wechselsprung hinter dem Zylinder am ausgeprägtesten, was einen maßgeblichen Einfluss hat und im folgenden Kapitel analysiert wird.

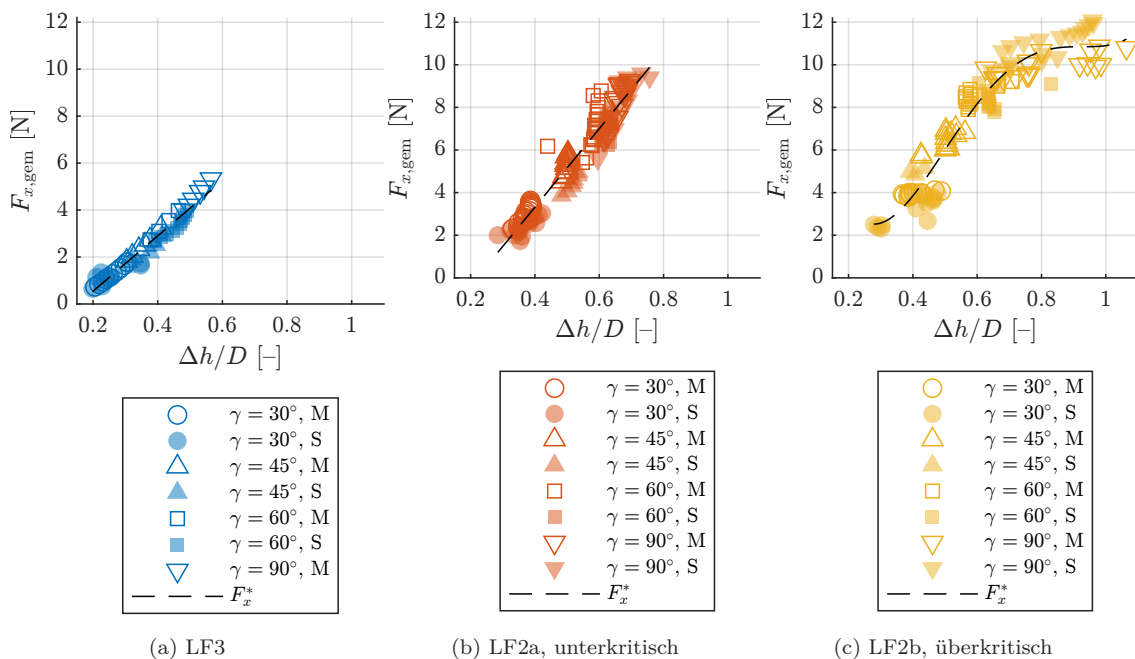


Abbildung 8.17.: Verhältnis zwischen der dimensionslosen Wasserspiegeldifferenz $\Delta h/D$ und gemessenem Strömungswiderstand $F_{x,\text{gem}}$, Anpassungsfunktion F_x^* (Gleichung 8.9), ungleichförmige Strömung, Zylinder mit $L/D = 9,48$, Zylinderposition mittig (M) und seitlich (S) und unterschiedliche Rotationswinkel γ

Zusammengefasst lässt sich feststellen, dass für den LF2b aufgrund der Entstehung eines Wechselsprungs keine lineare Beziehung zu $\Delta h/D$ existiert, die für die analytische Bestimmung des Strömungswiderstands herangezogen werden kann. Dies wird ebenso bei der Anwendung der bekannten Gleichungen zur Berechnung des Strömungswiderstands im Folgenden deutlich.

Analytische Berechnung des Strömungswiderstands für quer angeströmte Zylinder

Für die Berechnung der quer angeströmten Zylinder mit $\gamma = 90^\circ$ werden die Ansätze der Impulskraft F_I und Totaldruckkraft F_T verwendet. Basierend auf der in Gleichung 2.2.4 dargelegten Methodik zur Ermittlung des Strömungswiderstands eines infiniten, senkrecht angeströmten Zylinders unter Anwendung der Impulsgleichung (Gl. 2.2.4) wurde eine Anpassungen vorgenommen. Um den Strömungswiderstand der betrachteten finiten Zylinder abzuschätzen, wird das Verhältnis der Zylinderlänge L zur Breite des Gerinnes B verwendet:

$$F_I = \rho L/B \left(v_1^2 h_1 + \frac{1}{2} g h_1^2 - v_2^2 h_2 - \frac{1}{2} g h_2^2 \right). \quad (8.10)$$

Die Gleichung 2.25 zur Berechnung der Totaldruckkraft F_T bedarf für den Fall $\gamma = 90^\circ$ keine Anpassung, da die Länge L bereits berücksichtigt wird. Das Diagramm in Abbildung 8.18 zeigt die Ergebnisse anhand der Korrelation zwischen den erhobenen Messdaten und den berechneten Widerständen. Solange kein Wechselsprung auftritt (LF3 und LF2a) liegt der Fehler (Mittlerer Absoluter Prozentuale Fehler, MAPE) im Bereich von 4,7 bis 10,3% für die berechnete Impulskraft und zwischen 2,9 und 6% für die Totaldruckkraft. Die Anwendungsgrenze beider Gleichungen wird überschritten, wenn der überkritische Lastfall LF2b vorliegt. Der MAPE liegt hier für die Impulskraft bei 16,7 und 29,2%, für die Totaldruckkraft bei 14,4 und 15,5% und begründet sich im auftretenden Wechselsprung. Dieser kann sowohl partiell als auch über die gesamte Gerinnebreite auftreten. Insbesondere wird wie bereits beschrieben die lineare Beziehung zwischen dem Strömungswiderstand und der Höhendifferenz Δh durch die Entstehung eines Wechselsprungs unterbrochen. Bei Anwendung der Totaldruckkraft F_T geht dieses Verhältnis im hydrostatischen Anteil ein.

Die Impulsgleichung, die üblicherweise zur Berechnung des Fließverhaltens zwischen zwei Punkten im Gerinne herangezogen wird, basiert auf der Annahme, dass die Verluste,

8.1. Strömungswiderstände von Totholzstämmen

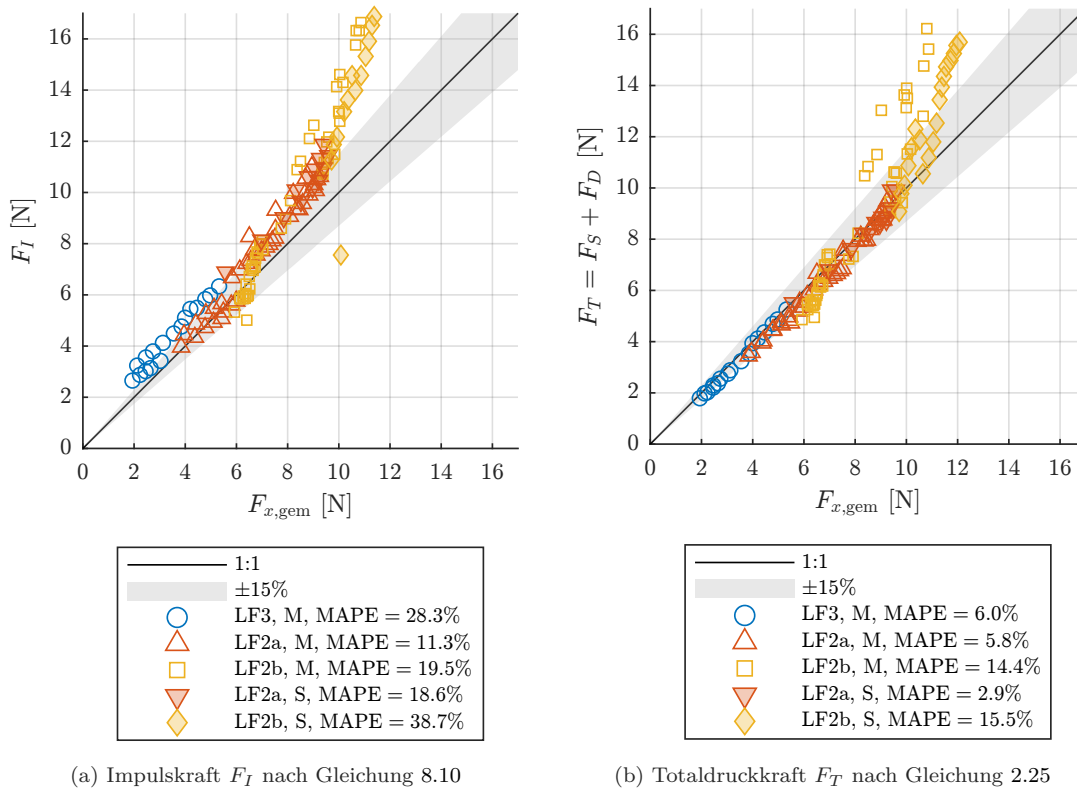


Abbildung 8.18.: Vergleich der gemessenen und berechneten Strömungswiderstände bei quer anströmten Zylinder ($\gamma = 90^\circ$)

die zwischen diesen Punkten auftreten, direkt dem Widerstand auf einen im Fließweg befindlichen Hindernis entsprechen. Mit dem Auftreten eines Wechselsprungs entstehen zusätzliche Verluste, die nicht direkt auf den Widerstand des Zylinders zurückzuführen sind. Diese zusätzlichen Verluste (siehe Abbildung 8.19), müssen daher separat quantifiziert werden. Es ist essentiell, diese Verluste bei der Berechnung des gesamten Widerstands im Gerinne zu berücksichtigen und entsprechend zu subtrahieren. Aufgrund unzureichender Messdaten bezüglich der unterschiedlichen Wechselsprünge sowie deren Ausdehnung und Ausprägung können die Verluste in der vorliegenden Arbeit nicht kalkuliert werden.

Zusammengefasst: Sowohl die Impulskraft als auch die Totaldruckkraft können eingesetzt werden, um den Strömungswiderstand von quer angeströmten finiten Zylindern zu berechnen. In Fällen, bei denen ein Wechselsprung stromabwärts eines Zylinders auftritt, überschätzen beide Ansätze die tatsächlich wirkenden Widerstände. Aus ingenieurtechnischer Sicht ist die Berechnung daher auf der *sicheren Seite*.

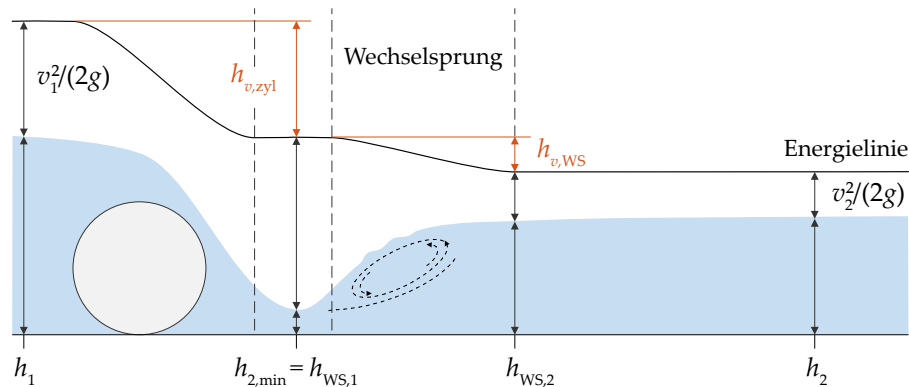


Abbildung 8.19.: Schematische Darstellung der Energielinie im Längsschnitt mit Angabe der Verluste infolge des überströmten Zylinders und eines Wechselsprungs, $v_i^2/(2g) =$ Geschwindigkeitshöhe, $h_{WS,i} =$ Fließtiefe unmittelbar vor/nach dem Wechselsprung, $h_{v,zyl} =$ Verlusthöhe aufgrund des Zylinders und $h_{v,WS} =$ Verlusthöhe aufgrund des Wechselsprungs

Empirische Funktion zur Berechnung des Strömungswiderstands für quer angeströmte Zylinder bei überkritischem Abfluss

Um eine Empfehlung zur genaueren Abschätzung des Strömungswiderstands für LF2b geben zu können, da dieser zur Berechnung eines Standsicherheitsnachweises der kritische Lastfall ist, kann das lineare Verhältnis zwischen F_x und h_{gr}/D aus den Diagrammen in Abbildung 8.16 verwendet werden. Zusätzlich wird der Rotationswinkel γ und das Verhältnis der Zylinderlänge zur Gerinnebreite L/B berücksichtigt:

$$F_{x,gr} = f\left(\frac{h_{gr}}{D}, \gamma, \frac{L}{B}\right). \quad (8.11)$$

Um die Fit-Parameter zu ermitteln, wurde eine nichtlineare Kurvenanpassung mit der Methode der kleinsten Quadrate durchgeführt. Die allgemeine Funktion

$$F_{x,gr} = a_0 + a_1 \frac{h_{gr}}{D} + a_2 \gamma^2 + a_3 \gamma + a_4 \frac{L}{B} \quad (8.12)$$

wurde definiert, wobei γ und $\frac{L}{B}$ als konstante Parameter für jeden Datenpunkt berücksichtigt wurden. Mit Hilfe des Curvefitting-Tools in MATLAB wurden die Werte für die Parameter a_i bestimmt, womit sich die folgende empirische Funktion ergibt:

$$F_{x,gr} = -17,7 + 1,72 \frac{h_{gr}}{D} - 0,0016 \gamma^2 + 0,305 \gamma + 19 \frac{L}{B}. \quad (8.13)$$

8.1. Strömungswiderstände von Totholzstämmen

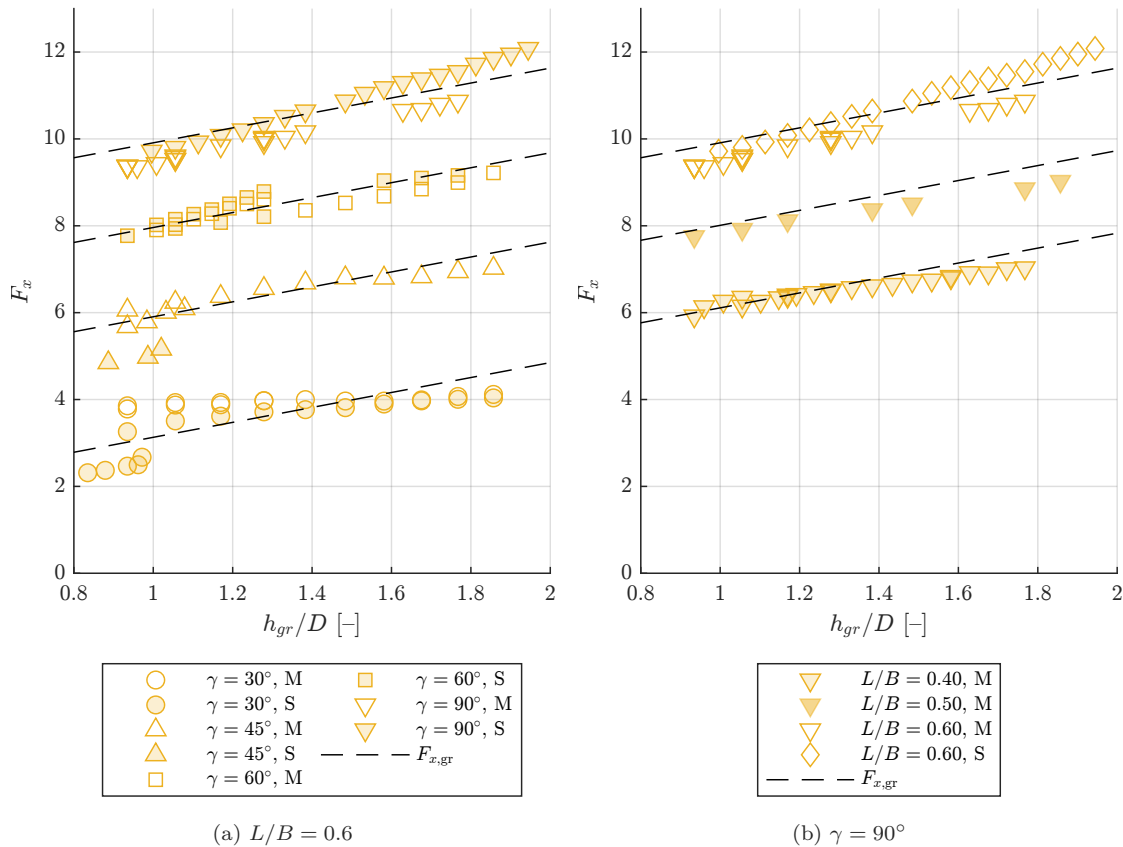


Abbildung 8.20.: Korrelation zwischen dem Strömungswiderstand F_x und der dimensionslosen Grenztiefe h_{gr}/D für unterschiedliche Rotationswinkel γ und verschiedene Zylindergrößen L/B , Darstellung der Messwerte und der Funktionswerte nach Gleichung 8.13

Die Abbildung 8.20 zeigt die Auswertung der empirischen Gleichung 8.13 zur Berechnung des Strömungswiderstands F_x im überkritischen Lastfall LF2b im Vergleich zu den etablierten Gleichungen F_1 und F_T . Die Datenpunkte repräsentieren die berechneten Werte von F_x im Vergleich zu den gemessenen Werten $F_{x,gem}$. Es ist ersichtlich, dass die Werte von $F_{x,gr}$ eine geringe Abweichung von der 1:1-Linie aufweisen, was durch einen MAPE von 4,7% bestätigt wird. Im Vergleich dazu weisen die etablierten Gleichungen F_1 und F_T höhere Fehler auf. Der MAPE für F_1 beträgt 26,9%, während er für F_T 14,7% beträgt.

Zusammenfassend zeigt die Analyse, dass die empirische Gleichung 8.13 eine signifikant bessere Übereinstimmung mit den gemessenen Werten des Strömungswiderstands $F_{x,gem}$ im überkritischen Lastfall LF2b aufweist.

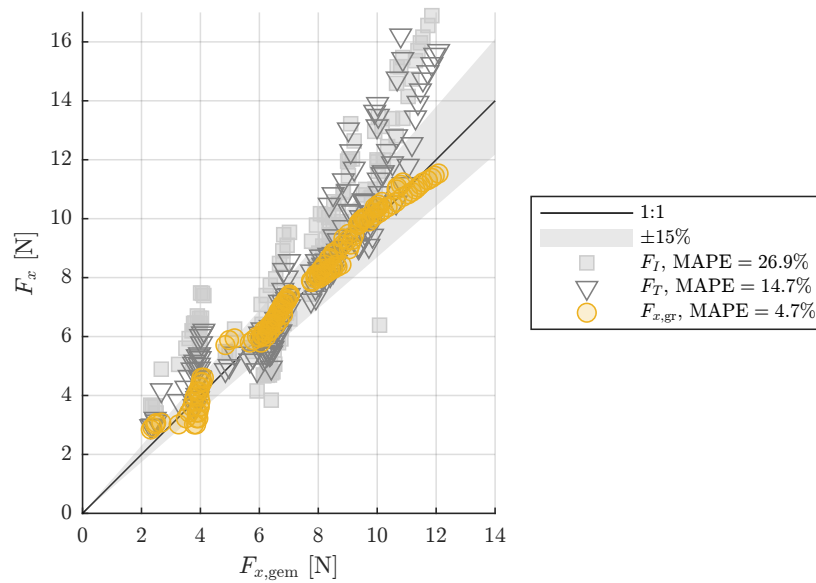


Abbildung 8.21.: Auswertung der empirischen Gleichung 8.13 zur Berechnung des Strömungswiderstands F_x für den überkritischen Lastfall LF2b im Vergleich zu den etablierten Gleichungen

Analytische Berechnung des Strömungswiderstands für rotierte Zylinder bei LF2a und LF3

Zur Integration der Rotation in die analytische Berechnung der Strömungswiderstände bei ungleichförmiger Strömung wurden verschiedene Modifikationen und Erweiterungen der bisher verwendeten Gleichungen untersucht. Das Ergebnis sind empirische Anpassungsfunktionen, die unter Berücksichtigung des Rotationswinkels γ die Gleichungen der Impuls- und Totaldruckkraft erweitern. Für die Anwendung der Impulskraft F_I (Gl. 8.10), wird diese um den Korrekturwert $c_{I,\gamma}$ ergänzt, welcher den Strömungswiderstand reduziert:

$$F_{I,\gamma} = \rho L/B \left(v_1^2 h_1 + \frac{1}{2} g h_1^2 - v_2^2 h_2 - \frac{1}{2} g h_2^2 \right) - c_{I,\gamma}. \quad (8.14)$$

Zur Bestimmung des Korrekturfaktors wurde die folgende lineare Gleichung definiert:

$$c_{I,\gamma} = -0,04\gamma + 2,45. \quad (8.15)$$

Die Totaldruckkraft F_T (Gl. 2.25) wird mit dem Multiplikator $c_{T,\gamma}$ angepasst:

$$F_{T,\gamma} = \begin{cases} c_{T,\gamma} \cdot \frac{1}{2} \rho g L (h_1^2 - h_2^2) + \frac{C_D \rho A_{\perp} U^2}{2} & \text{wenn } h_1 \leq D \text{ und } h_2 \leq D \\ c_{T,\gamma} \cdot \rho g L \left(D \left[h_1 - \frac{1}{2} D \right] - \frac{1}{2} h_2^2 \right) + \frac{C_D \rho A_{\perp} U^2}{2} & \text{wenn } h_1 > D \text{ und } h_2 \leq D \end{cases} \quad (8.16)$$

Der zweite Korrekturterm ist ebenfalls eine lineare Funktion in Abhängigkeit von γ :

$$c_{T,\gamma} = 0,0117\gamma + 0,21. \quad (8.17)$$

Beide Korrekturfunktionen gelten für die untersuchten Orientierungen mit einem Winkel von $\gamma = 30, 45$ und 60° .

Die Abbildung 8.22 zeigt die Ergebnisse für F_I , F_T , γ , F_T und $F_{T,\gamma}$. Es ist ersichtlich, dass die definierten Korrekturen zur Abminderung der abgeschätzten Widerstände gute Ergebnisse liefern. Die Berechnungen liegen bis auf eine klare Ausnahme entlang der 1:1-Geraden. Die Ausnahme stellt die Berechnung der LF3 für einen Winkel mit $\gamma = 30^\circ$ dar. Hier werden die Strömungswiderstände deutlich unterschätzt. Eine mögliche Erklärung hierfür ist die Tatsache, dass aufgrund von drei untersuchten Winkeln eine lineare Funktion für $c_{i,\gamma}$ gefunden wurde. Unter Berücksichtigung weiterer Zylinderorientierungen könnte sich ein davon abweichender Funktionstyp als bessere Lösung erweisen.

Abbildung 8.23 quantifiziert die Diskrepanzen, dargestellt als Fehlergrößen in Abhängigkeit von γ , gruppiert nach den Lastfällen. Als statistisches Maß zur Bewertung des Fehlers wurde erneut der Mittlere Absolute Prozentuale Fehler (MAPE) verwendet. Das Ergebnis zeigt, dass die Fehler mit Hilfe der Anpassungsfunktionen deutlich reduziert werden konnte. Es ist zu beachten, dass die Berechnung nur für die untersuchten Messdaten angewandt wurde und somit keine allgemeingültige Lösung darstellt. Für den Fall, dass ein Zylinder längs zur Strömung ausgerichtet ist ($\gamma = 0^\circ$), würde der hydrostatische Anteil F_S der Totaldruckkraft F_T Null ergeben, was potenziell zu einer Unterschätzung des wirkenden Widerstands führt.

8. Ergebnisanalyse

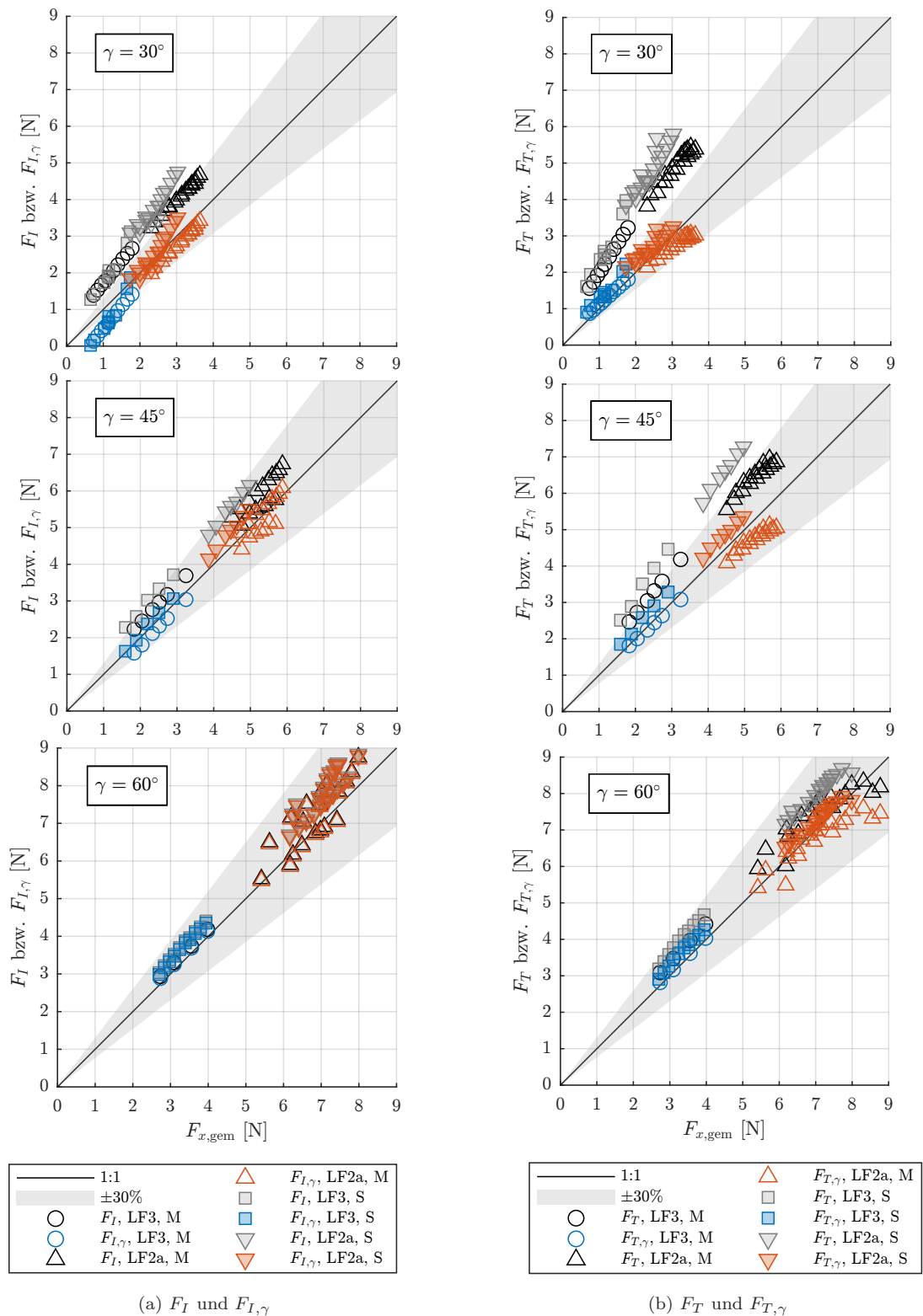


Abbildung 8.22.: Vergleich der gemessenen ($F_{x,gem}$) und berechneten Strömungswiderstände mittels F_I (Gl. 8.10), $F_{I,\gamma}$ (Gl. 8.14), F_T (Gl. 2.25) und $F_{T,\gamma}$ (Gl. 8.16) für Rotationswinkel $30 \leq \gamma < 90^\circ$

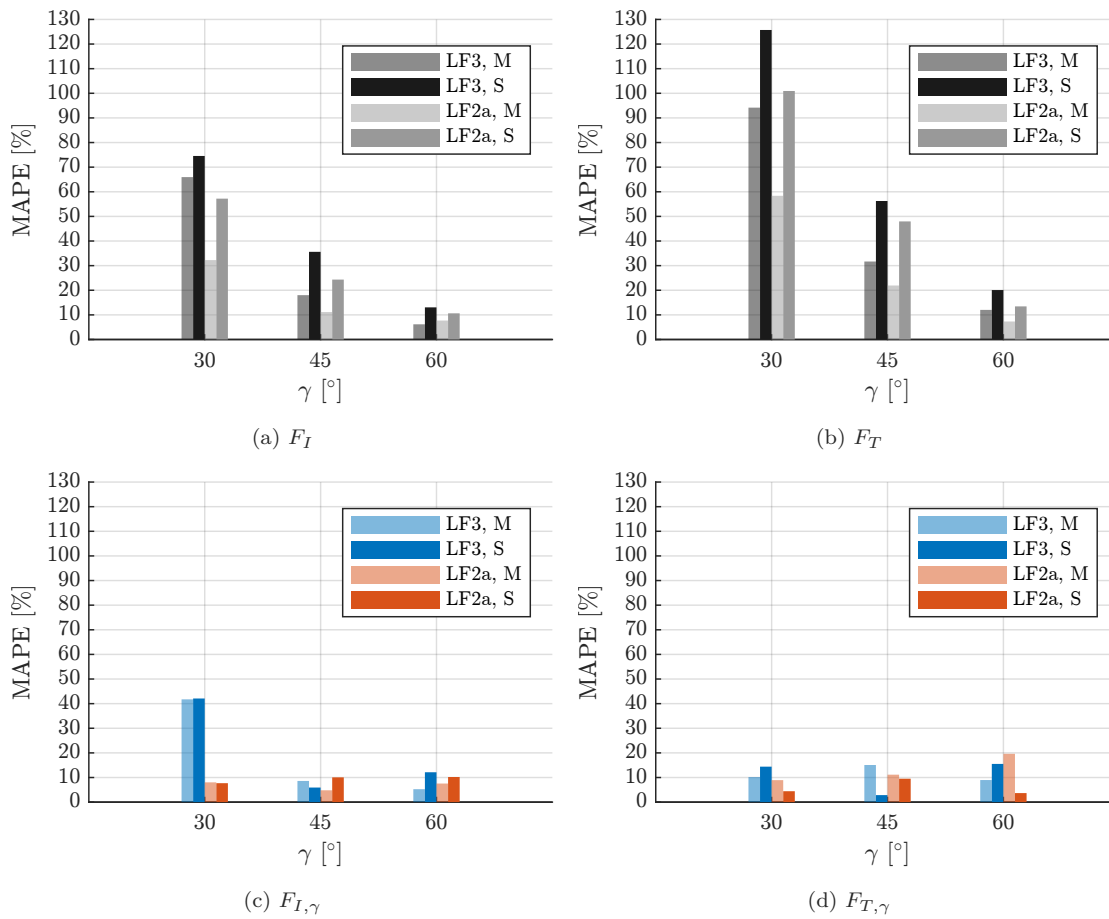


Abbildung 8.23.: Auswertung der Fehler (MAPE) der berechneten Strömungswiderstände mittels F_I (Gl. 8.10), $F_{I,\gamma}$ (Gl. 8.14), F_T (Gl. 2.25) und $F_{T,\gamma}$ (Gl. 8.16) für Rotationswinkel $\gamma < 90^\circ$

8.2. Aufstau infolge des Fließquerschnittverbaus mit einem Totholzstamm

Die Berechnung des Aufstaus durch Totholzstämmen bildet eine wesentliche Grundlage für die Bestimmung der Strömungswiderstände. Für die Lastfälle 2a und 2b ist die Fließtiefe stromaufwärts eine zentrale Eingangsgröße zur Kalkulation der Impulskraft F_I sowie der Totaldruckkraft F_T .

Zur Berechnung des Aufstaus kann der Ansatz nach du Buat herangezogen werden (vgl. Kapitel 2.1.2), da eine klare Beziehung zwischen dem Durchfluss Q und der Überfallhöhe $h_{\ddot{u}}$ oberhalb des Zylinders besteht (vgl. Abb. 8.24). Diese Beziehung ist unabhängig von den untersuchten Zylindergrößen L/B und Rotationswinkeln γ . $h_{\ddot{u}}$ ist die Differenz zwischen der Fließtiefe h_1 und der Oberkante des Zylinders D_t . D_t setzt sich aus dem Zylinderdurchmesser D und dem Sohlabstand G zusammen. h_1 wurde 1 m vor dem Zylinderschwerpunkt gemessen, was dem 20-fachen des Zylinderdurchmessers D entspricht ($x = -20D$). Abbildung 8.25 zeigt eine entsprechende schematische Darstellung.

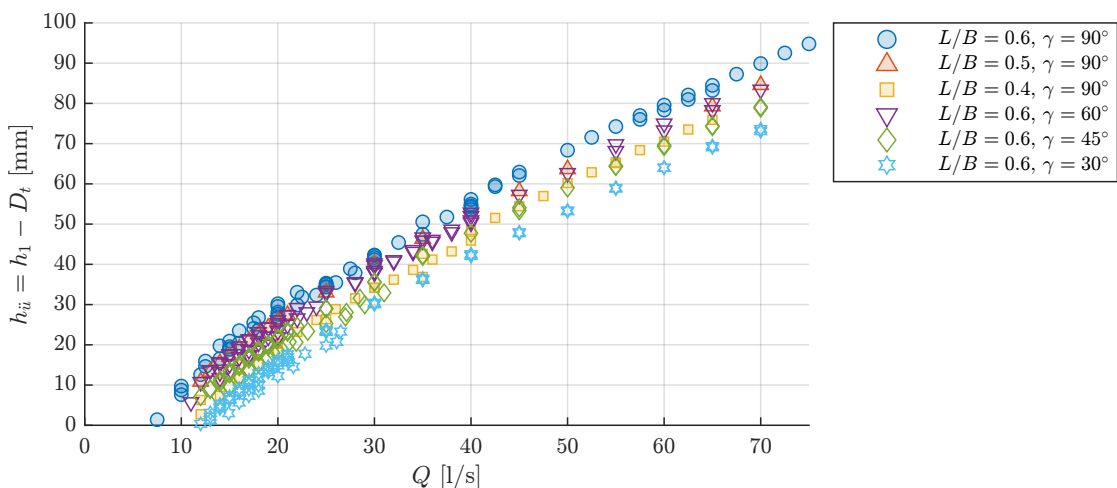


Abbildung 8.24.: Darstellung der Überfallhöhe $h_{\ddot{u}}$ oberhalb der Zylinder im Verhältnis zum Durchfluss Q

8.2.1. Aufstauberechnung von finiten Zylindern mit unterschiedlicher Orientierung

Der Ansatz nach du Buat findet in der wissenschaftlichen Literatur häufig Anwendung und wird beispielsweise in aktuellen Studien zu nicht-linearen Wehren eingesetzt, wie

8.2. Aufstau infolge des Fließquerschnittverbaus mit einem Tothholzstamm

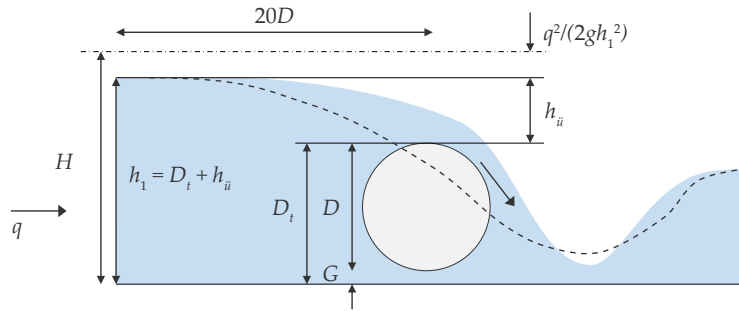


Abbildung 8.25.: Schematische Darstellung eines Überfalls über einen Zylinder, q = spezifischer Durchfluss, H = Energiehöhe, h_1 = Fließtiefe im stromaufwärts, D = Zylinderdurchmesser, G = Sohlabstand, D_t = Zylinderoberkante, $q^2/(2gh_1^2)$ = Geschwindigkeitshöhe und $h_ü$ = Überfallhöhe, die gestrichelte Linie symbolisiert eine mögliche Umströmung eines Zylinders.

Shen (2023) zeigt. Im vorliegenden Fall wird die Gleichung wie folgt definiert:

$$Q = \frac{2}{3} \mu_{\text{zyl}} B \sqrt{2g} H^{3/2} \quad (8.18)$$

wobei μ_{zyl} den Überfallbeiwert für überströmte Zylinder, welche seitlich auch umströmt werden können, repräsentiert. Umgestellt nach dem Überfallbeiwert ergibt sich:

$$\mu_{\text{zyl}} = \frac{3Q}{2B\sqrt{2g}H^{3/2}} \quad (8.19)$$

Die Energiehöhe H stromaufwärts des Zylinders setzt sich aus der Überfallhöhe $h_ü$ und der Geschwindigkeitshöhe $U^2/(2g)$ zusammen:

$$H = h_ü + \frac{U^2}{2g} \quad (8.20)$$

Die Summe aus Überfallhöhe und Zylinderoberkante D_t ergibt die Fließtiefe stromaufwärts:

$$h_1 = h_ü + D_t \quad (8.21)$$

Da der Überfallbeiwert μ_{zyl} eine Unbekannte darstellt, muss diese berechnet werden. In den meisten Fällen liegen die hierfür notwendigen Daten jedoch nicht vor, weshalb

eine Funktion zur Abschätzung erforderlich ist. Im Rahmen der vorliegenden Dissertation wurde diese Funktion mittels Kurvenanpassung als Funktion der dimensionslosen Energiehöhe H/D_t , der Zylinderlänge L im Verhältnis zur Gerinnebreite B und dem Rotationswinkel γ definiert: $f(H/D_t, L/B, \gamma)$.

Abbildung 8.26 zeigt sowohl die mittels der experimentell erhobenen Daten berechneten Überfallbeiwerte $\mu_{\text{zyl,Exp}}$ in Relation zum dimensionslosen Verhältnis der Energiehöhe zur Zylinderoberkante H/D_t als auch das Ergebnis der neuen Funktion $\mu_{\text{zyl,LB},\gamma}$.

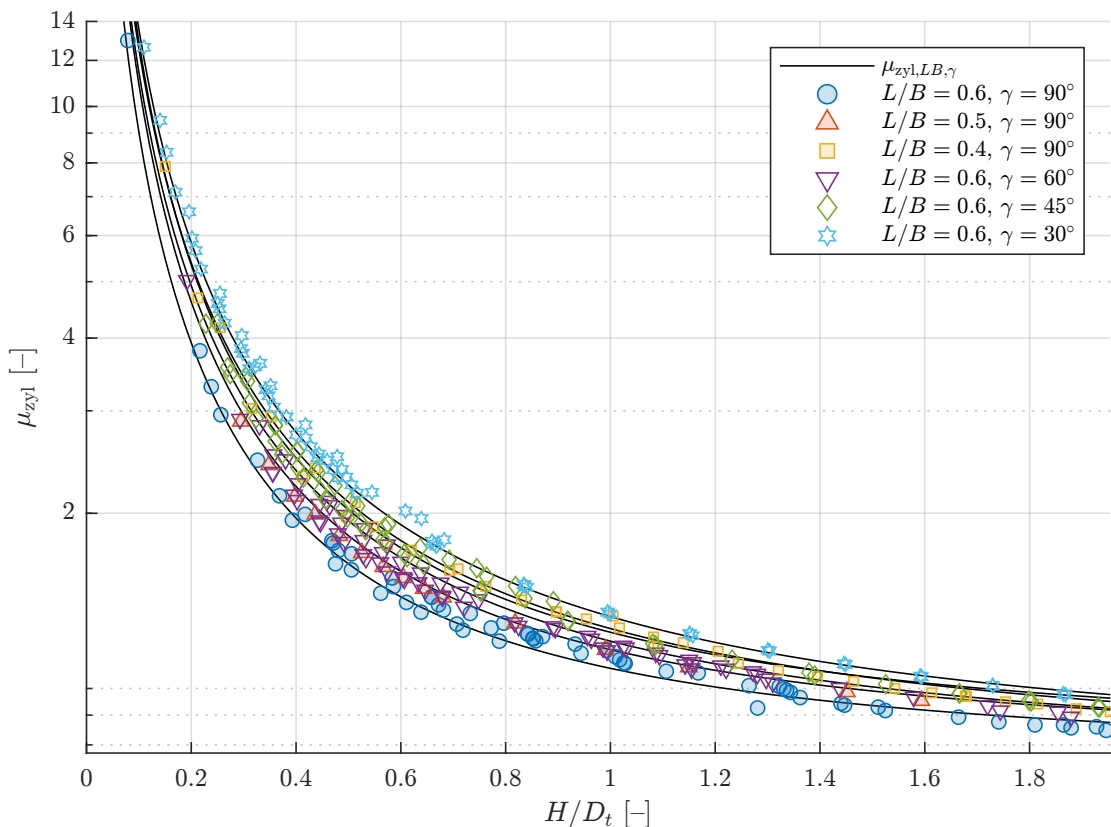


Abbildung 8.26.: Zusammenhang zwischen dem Überfallbeiwert μ_{zyl} und dem Verhältnis von Energiehöhe H zur Zylinderoberkante D_t . Die Symbole repräsentieren die auf Messdaten berechneten Werte, während die Linien das nach Gleichung 8.22 abgeschätzte Verhältnis für verschiedene Zylindergrößen L/B und Rotationswinkel γ darstellen.

Für die Analyse standen drei unterschiedliche Zylinderlängen zur Verfügung. Der längste Zylinder mit einer Länge von 60% der Gerinnebreite wurde zudem mit vier unterschiedlichen Orientierungen untersucht. Die Daten zeigen einen eindeutigen und plausiblen Trend. Da der Überfallbeiwert die Abflusskapazität mit $\mu_{\text{zyl}} > 1$ erhöht, steigt der Wert

entsprechend bei kürzer werdendem Zylinder und bei fallendem Rotationswinkel. In beiden Fällen wird der Verbau des Fließquerschnitts verringert. Der Datensatz folgt insgesamt einer Potenzfunktion. Je geringer die Energiehöhe relativ zur Hindernishöhe, desto größer der Überfallbeiwert. Dieser Verlauf ist ebenso die Basis für die definierte Abschätzfunktion (Potenzfunktion mit zwei Termen):

$$\mu_{\text{zyl},LB,\gamma} = a \cdot \left(\frac{H}{D_t} \right)^b + c \quad (8.22)$$

Die Parameter a , b und c berechnen sich in Abhängigkeit von L/B und γ wie folgt:

$$\begin{aligned} a &= -0,61 \cdot \frac{L}{B} - 4,2 \cdot 10^{-3} \cdot \gamma + 1,09 \\ b &= 0,17 \cdot \frac{L}{B} - 8,0 \cdot 10^{-4} \cdot \gamma - 1,41 \\ c &= -0,22 \cdot \frac{L}{B} + 1,0 \cdot 10^{-4} \cdot \gamma + 0,86 \end{aligned} \quad (8.23)$$

Die Koeffizienten a , b und c wurden aus der Kurvenanpassung der experimentellen Daten abgeleitet. In Abbildung 8.27 werde die abgeschätzten Überfallbeiwerte mit dem experimentell bestimmten Werten verglichen. Aufgrund einer hohen Korrelation kann die Eignung der Abschätzfunktion bestätigt werden.

8.2.2. Auswertung Aufstauberechnung von finiten Zylindern mit unterschiedlicher Orientierung

Die Abbildungen 8.28 und 8.29 dienen der Auswertung der gezeigten Aufstauberechnung und zeigen die Übereinstimmung zwischen den experimentellen Daten und abgeschätzten Werten.

Abbildung 8.28 zeigt die gemessenen und berechneten Überfallhöhen $h_{\ddot{u}}$ im Verhältnis zum Durchfluss Q bei verschiedenen Rotationswinkeln γ und Längenverhältnissen L/B . Es ist zu beobachten, dass die berechneten Werte qualitativ gut mit den experimentellen Daten übereinstimmen.

Abbildung 8.29 vergleicht die abgeschätzten und experimentellen Überfallhöhen $h_{\ddot{u}}$ quantitativ. Die Nähe der Datenpunkte zur 1:1-Linie und der hohe Korrelationskoeffizient ($R^2 = 0.998$) zeigen, dass die berechneten Werte sehr gut mit den experimentellen Messungen übereinstimmen.

8. Ergebnisanalyse

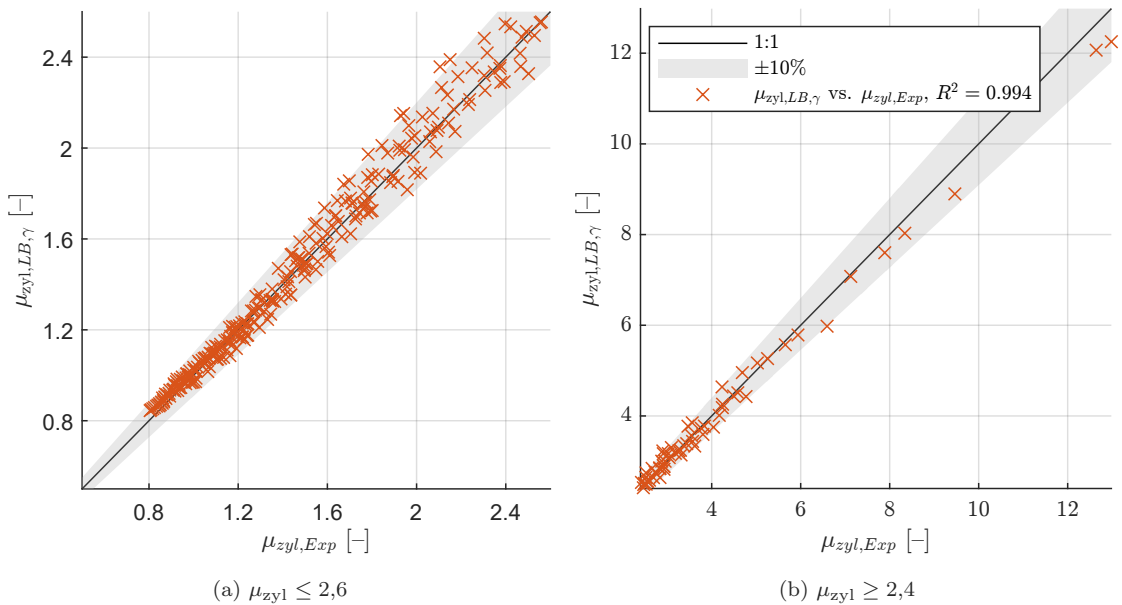


Abbildung 8.27.: Vergleich der abgeschätzten (Gl. 8.22) und experimentell berechneten Überfallbeiwerte μ_{zyl}

Diese Ergebnisse bestätigen die Gültigkeit der in dieser Arbeit entwickelten Funktion zur Abschätzung des Überfallbeiwerts $\mu_{zyl, LB, \gamma}$. Die Übereinstimmung zwischen den berechneten und experimentellen Werten unterstreicht die Zuverlässigkeit der verwendeten Methodik und die Genauigkeit der Kurvenanpassung. Dies ermöglicht eine präzise Vorhersage des Aufstaus bei unterschiedlichen Zylinderkonfigurationen und Durchflussbedingungen.

Wird der Aufstau infolge des Fließquerschnittverbaus mit einem Totholzstamm im Planungsprozess adäquat bestimmt, kann die aufgestaute Fließtiefe h_1 stromaufwärts als Grundlage für die Widerstandsberechnung dienen, neben einer bekannten Fließtiefe bzw. der berechneten Normalwassertiefe ($h_n = h_2$) ohne Verbau.

8.2. Aufstau infolge des Fließquerschnittverbaus mit einem Tothholzstamm

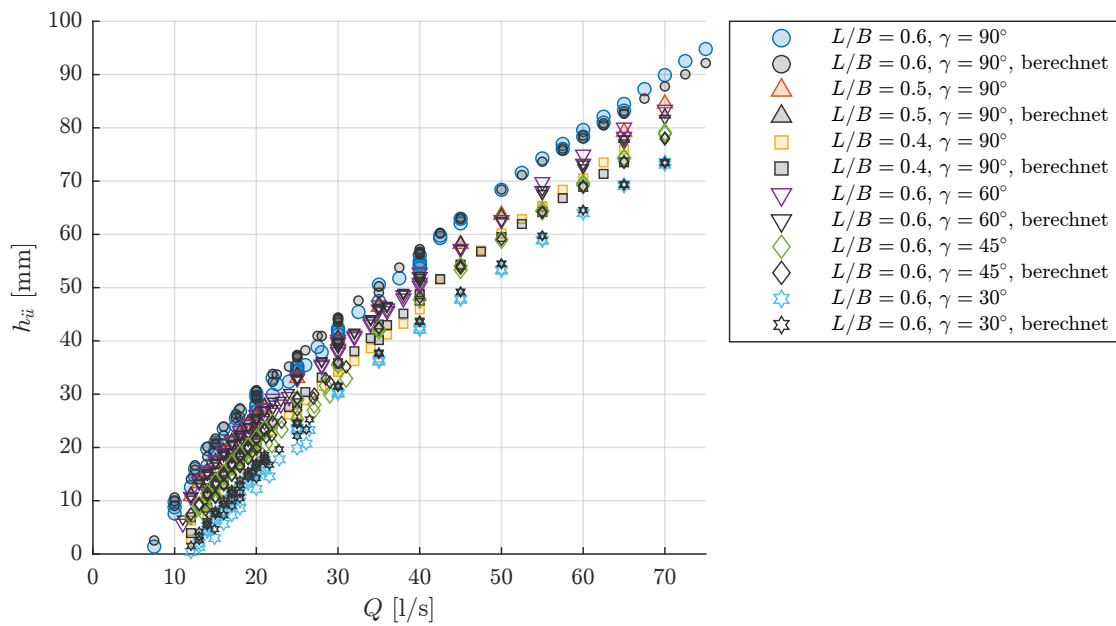


Abbildung 8.28.: Auswertung der gemessenen und abgeschätzten Überfallhöhe $h_{\ddot{u}}$ im Verhältnis zum Durchfluss Q bei unterschiedlichem Rotationswinkel γ und Längenverhältnis L/B , wobei L = Zylinderlänge und B = Gerinnebreite

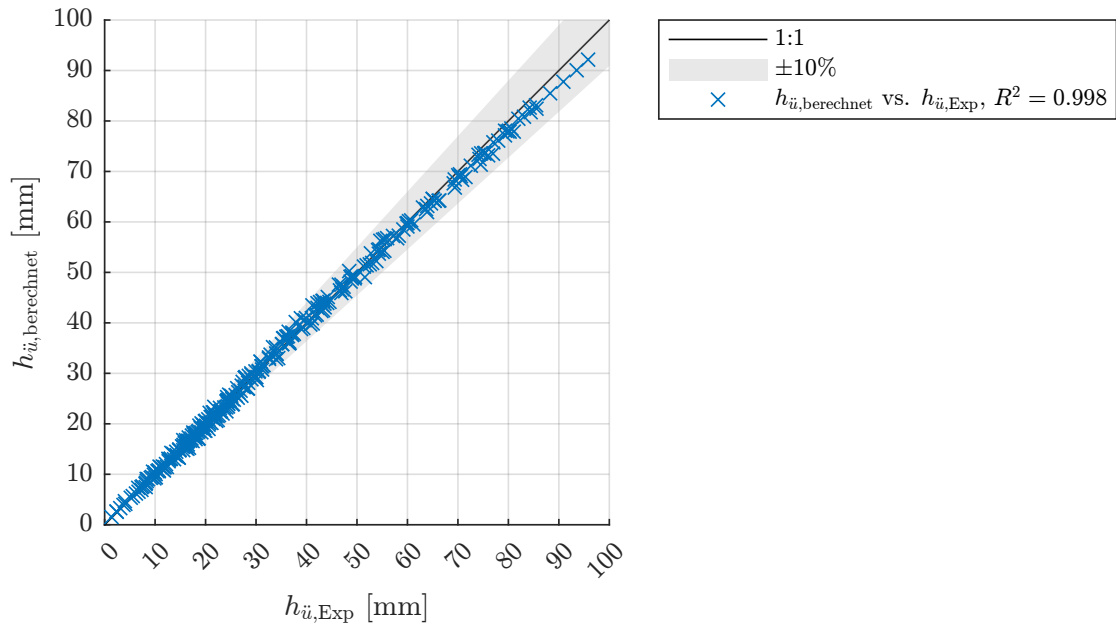


Abbildung 8.29.: Vergleich der berechneten und experimentellen Überfallhöhen $h_{\ddot{u}}$

8.3. Strömungs- und Nachlaufcharakteristiken von Totholzstämmen

Neben den wirkenden Strömungskräften auf Totholzstämmen und dem resultierenden Aufstau durch den Verbau des Fließquerschnitts sind aus hydraulischer sowie hydromorphologischer und ökologischer Sicht die Strömungs- und Nachlaufcharakteristiken von großer Bedeutung. So sind unter anderem die Strömungsdiversität, die Ausbildung von Ruhezonem sowie die Sedimentprozesse in Fließgewässern wichtige Einflussgrößen bei der Planung von Maßnahmen mit Totholz. Detailliert wurden diese und weitere Benefits bereits in Kapitel 1 dargelegt.

Die folgenden Unterkapitel beschäftigen sich mit der Auswertung der Nachlaufströmung von über- und umströmten Zylindern in Abhängigkeit unterschiedlicher Rotationswinkel γ und lateraler Position (mittig, seitlich). Hierbei wird erörtert, wie diese Parameter die Größe der Nachlaufströmung und die Strömungsverteilung beeinflussen können.

Die Auswertung basiert auf numerischen Modellierungen, bei denen die hydraulischen Randbedingungen gemäß vorheriger Erkenntnisse festgelegt wurden. Alle Simulationen wurden mit einer mittleren Anströmgeschwindigkeit von $U = 15$ cm/s durchgeführt. Bei umströmten Zylindern betrug die Fließtiefe $h = 45$ mm, was dem 0,9-fachen des Zylinderdurchmessers $D = 50$ mm entspricht, während bei überströmten Zylindern $h = 2D$ war. Die Re-Zahlen lagen bei 24 239 bzw. 47 879. Mittig positionierte Zylinder wurden mit Winkeln zwischen 0 und 90° , seitlich positionierte Zylinder von mit $\gamma = 30$ bis 90° untersucht. Für Winkel mit $\gamma < 30^\circ$ war aufgrund der spitzen Winkel zwischen Zylinder und Wandung eine erhebliche Anzahl an Berechnungszellen notwendig, was teilweise zu numerischen Instabilitäten und nicht tragbaren Berechnungszeiten führte. Daher besteht eine entsprechende Lücke im Datensatz für die Auswertung.

8.3.1. Einfluss der Rotation und lateralen Position auf die Strömungsverteilung

In diesem Abschnitt wird der Einfluss unterschiedlicher Rotationswinkel auf die Strömungsverteilung untersucht. Abbildungen 8.32 und 8.33 zeigen die dimensionslose Geschwindigkeitsverteilung u/U für überströmte (links) und umströmte Zylinder (rechts) bei verschiedenen Rotationswinkeln. Dabei liegt der Zylinder in allen Fällen auf der Sohle auf. Für die Auswertung wird ein vertikaler Schnitt der Fließgeschwindigkeit bei $z = D/2$

verwendet.

Die Analyse der Abbildungen ermöglicht die folgenden Aussagen:

- Die Nachlaufströmung bzw. Totwasserzone nimmt mit steigendem Winkel γ zu.
- Für nicht überströmte Zylinder ist die Nachlaufströmung um ein Vielfaches größer.
- Bei überströmten Zylindern vergrößert sich die Nachlaufströmung zwischen $\gamma = 50^\circ$ und 60° am stärksten.
- Für umströmte Zylinder nimmt die Nachlaufströmung kontinuierlich zu und ist bereits bei einem Rotationswinkel von $\gamma = 30^\circ$ vergleichbar mit jener bei überströmten Zylindern mit $\gamma = 90^\circ$.
- Die Nachlaufströmung ist bei überströmten Zylindern visuell betrachtet nicht stark von der lateralen Position abhängig.
- Bei umströmten Zylindern hingegen ist die Nachlaufströmung deutlich von der lateralen Position abhängig. Bei seitlich positionierten Zylindern ist sie sichtbar größer als bei mittig positionierten.
- Bei überströmten Zylindern steigt die Geschwindigkeit maximal um das 1,5-fache der Anströmgeschwindigkeit.
- Wenn der Wasserstand unterhalb der Zylinderoberkante liegt, erreichen die Fließgeschwindigkeiten teilweise das Vierfache der Anströmgeschwindigkeit.

Die Unterschiede in der Strömungsverteilung und der Nachlaufströmung zwischen überströmten und umströmten Zylindern lassen sich hauptsächlich auf zwei Faktoren zurückführen. Erstens ist Verbaugrad bei $h = 0,9D$ deutlich größer als bei $h = 2D$, wodurch höhere Geschwindigkeiten entstehen (vgl. Kapitel 2.2.2). Zweitens wird die Nachlaufströmung bei voll untergetauchten Zylindern durch die vertikale Geschwindigkeitskomponente durch das Überströmen des Zylinders entlang der vertikalen Scherschicht aufgelöst. (Abb. 8.30).

Für umströmte, seitlich positionierte Zylinder verstärkt sich dieser Effekt entgegengesetzt. Hier wird die Nachlaufströmung nur von der Seite der offenen Strömung entlang der Scherschicht beeinflusst (Abb. 8.31b), und der Wiederanlegepunkt der Strömung liegt weiter stromabwärts an der Gerinnewand.

8. Ergebnisanalyse

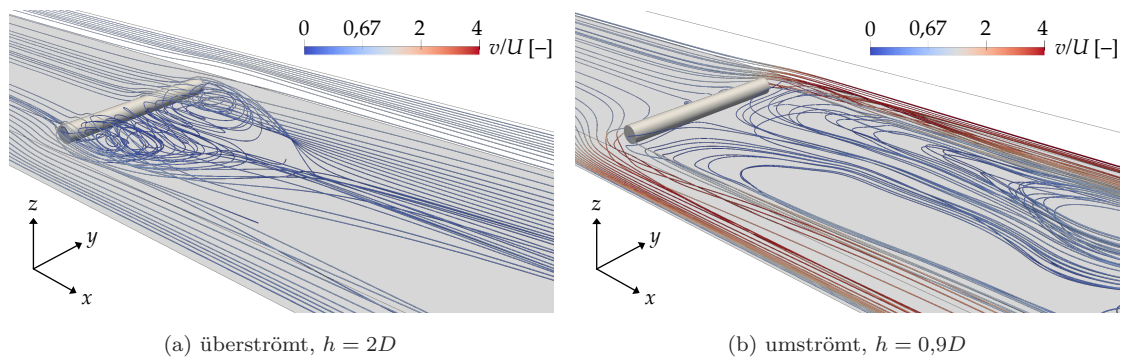


Abbildung 8.30.: Exemplarischer Vergleich der Stromlinien an über- und umströmten Zylindern, mittig positioniert, eingefärbt anhand der dimensionslosen Geschwindigkeit v/U

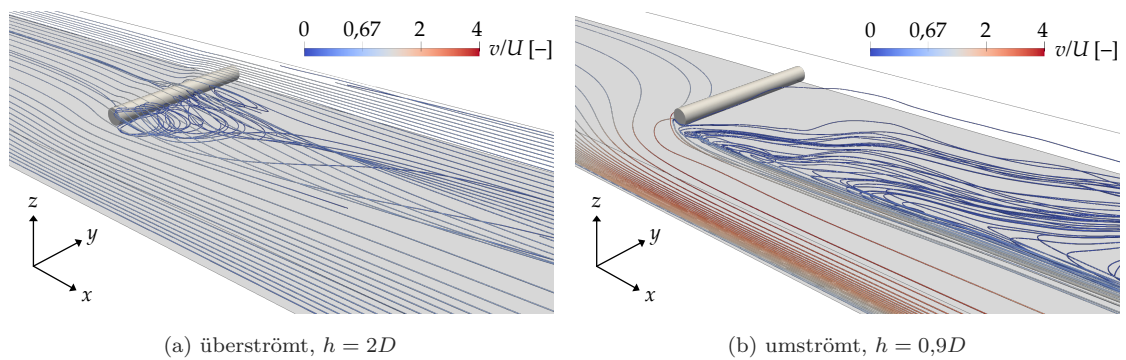
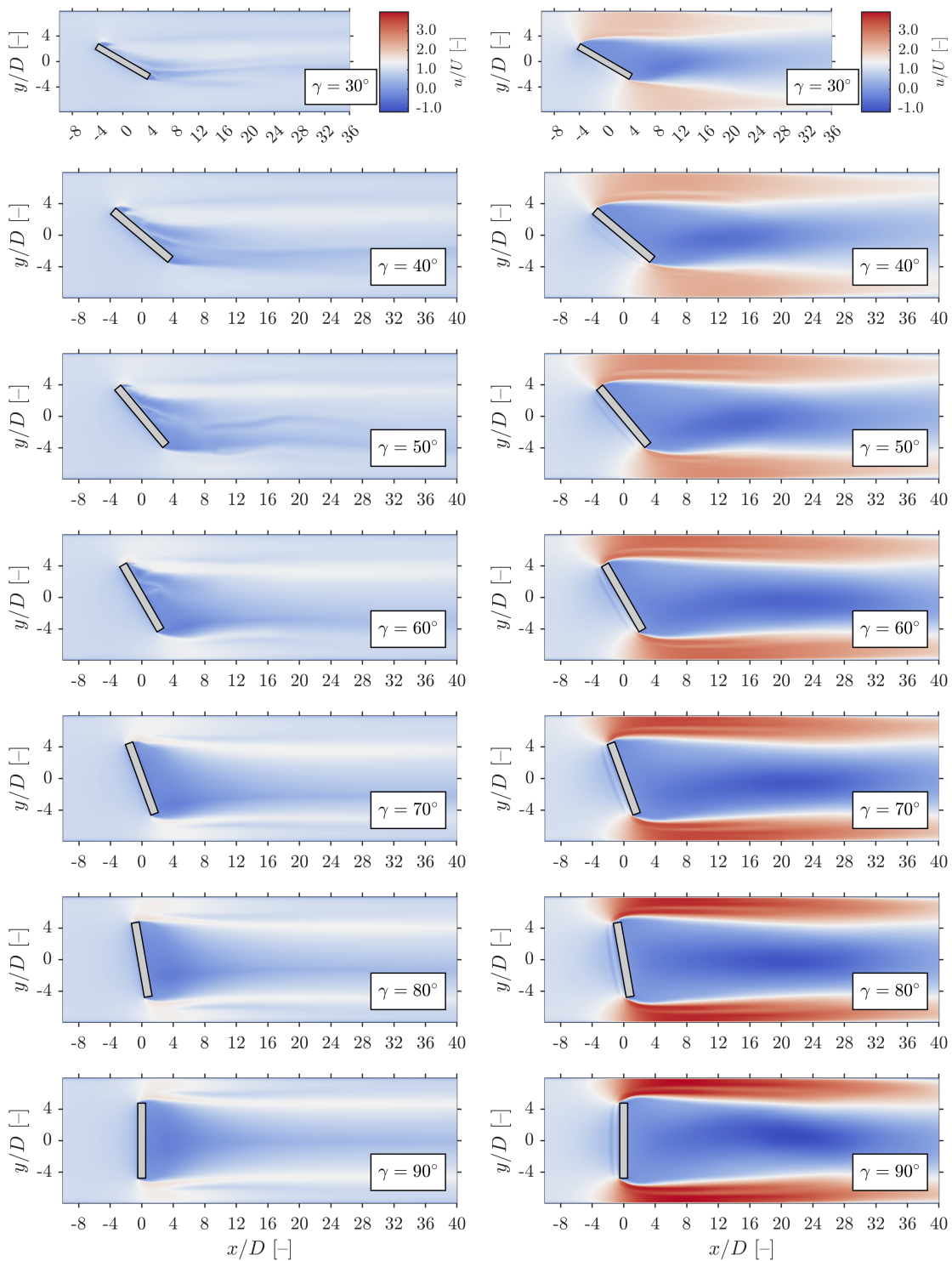


Abbildung 8.31.: Exemplarischer Vergleich der Stromlinien an über- und umströmten Zylindern, seitlich positioniert, eingefärbt anhand der dimensionslosen Geschwindigkeit v/U

Die Untersuchung zeigt, dass die hydraulische Wirksamkeit von Zylindern stark von ihrer Orientierung und Position im Strömungsfeld abhängt. Die Ergebnisse verdeutlichen die Notwendigkeit diese Parameter bei der Planung einer Maßnahme zu berücksichtigen.

8.3. Strömungs- und Nachlaufcharakteristiken von Totholzstämmen

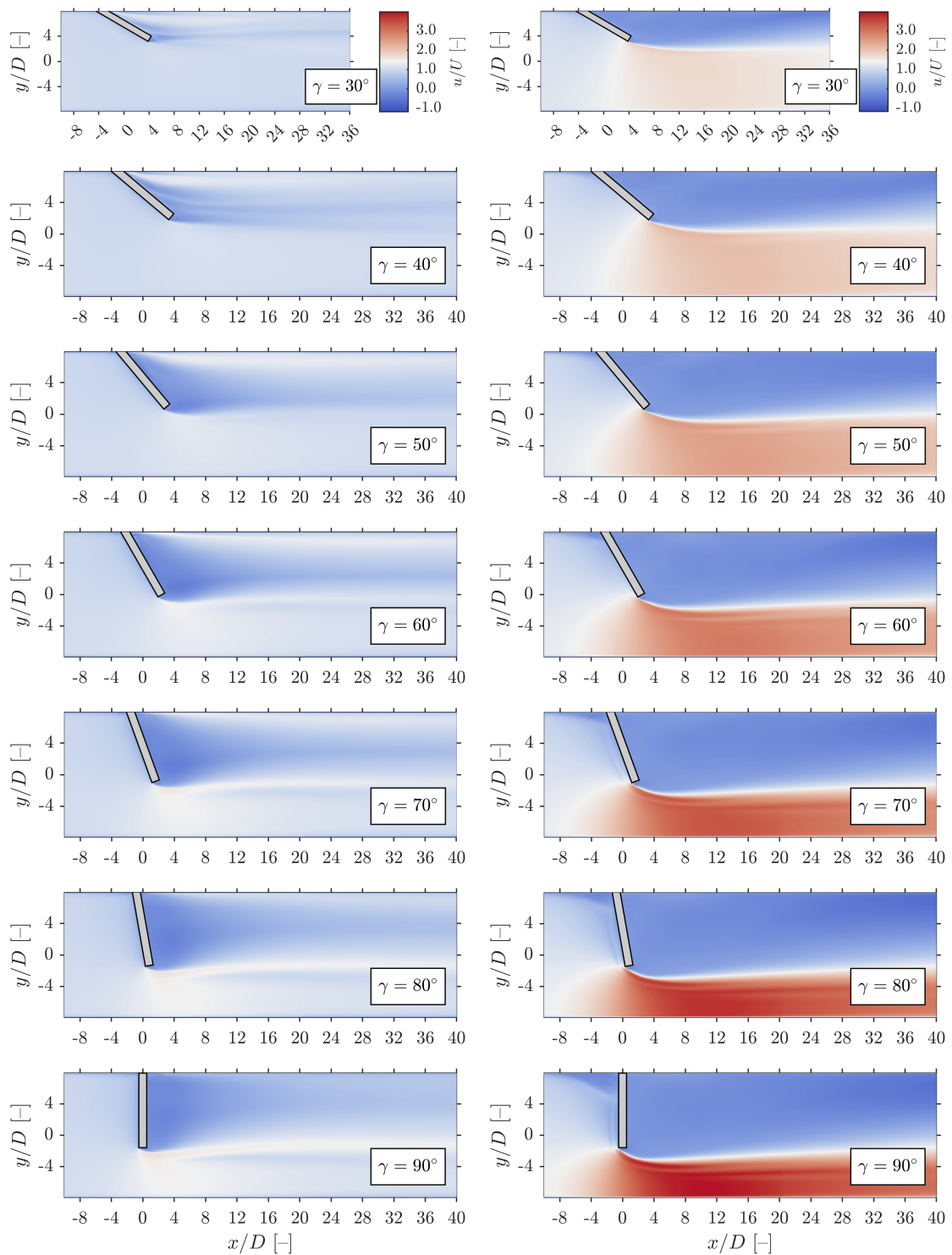


(a) überströmt, $\text{Re} = 47879, h = 2D = 100 \text{ mm}$

(b) umströmt, $\text{Re} = 24239, h = 0,9D = 45 \text{ mm}$

Abbildung 8.32.: Dimensionslose Geschwindigkeitsverteilung u/U für mittig platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder bei einer mittleren Anströmgeschwindigkeit $U = 15 \text{ cm/s}$, Schnitt bei $z = D/2$

8. Ergebnisanalyse



(a) überströmt, $Re = 47\,879$, $h = 2D = 100$ mm

(b) umströmt, $Re = 24\,239$, $h = 0,9D = 45$ mm

Abbildung 8.33.: Dimensionslose Geschwindigkeitsverteilung u/U für seitlich platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder bei einer mittleren Anströmgeschwindigkeit $U = 15$ cm/s, Schnitt bei $z = D/2$

8.3.2. Einfluss der Rotation und lateralen Position auf die Nachlaufströmung

Die Auswertung der Strömungsverteilung anhand von Fließgeschwindigkeiten dient in erster Linie dem Verständnis der hydraulischen Wirksamkeit der untersuchten Konfigurationen. Um die Nachlaufströmung quantitativ zu analysieren, wurde das Rückströmvolumen $V_{u,\text{neg}}$ definiert:

$$V_{u,\text{neg}} = \sum_i V(u < 0)_i \quad (8.24)$$

Hierbei ist i der Index der Zellen und $V(u < 0)_i$ das Volumen der Zelle i mit einer negativen Geschwindigkeitskomponente u . Somit beschreibt $V_{u,\text{neg}}$ das Volumen im Berechnungsnetz der numerischen Modelle, in dem der longitudinale Geschwindigkeitsanteil kleiner Null ist. Im Gegensatz zur Verwendung der zweidimensionalen Größe (Länge und Breite / longitudinal und lateral) der Nachlaufströmung, lässt sich eine bessere Vergleichbarkeit der Ergebnisse erzielen. Die vertikale Ausdehnung der Nachlaufströmung ist gerade bei überströmten Hindernissen von großer Bedeutung und kann stark variieren. Die Abbildungen 8.34 und 8.35 zeigen die Rückströmvolumenta für überströmte Zylinder. Sowohl für mittig als auch seitlich platzierte Zylinder wird ersichtlich, dass das Volumen mit steigendem Rotationswinkel erwartbar zunimmt. Ein nennenswertes Volumen stellt sich ab etwa $\gamma \geq 50^\circ$ ein. Zwischen 70 und 90° nimmt es kaum mehr zu.

In den Abbildungen 8.36 und 8.37 sind die Rückströmvolumenta für umströmte Zylinder dargestellt. Hier stellt sich bereits bei einem Rotationswinkel von $\gamma = 30^\circ$ ein Rückströmvolumen ein, welches für den mittig positionierten Zylinder bereits größer ist als der Maximalwert bei überströmten Zylindern. Für seitlich angeordnete Zylinder ist das Volumen noch größer. Diese beiden Punkte sind auf die fehlende vertikale Geschwindigkeitskomponente (bei $h = 0,9D$) und nur einseitige Umströmung (bei seitlicher Position) zurückzuführen, was anhand der Abbildungen 8.30 und 8.31 im vorherigen Kapitel erläutert wurde. Darüber hinaus ist anhand der Farbgebung in den Abbildungen 8.36 und 8.37 ersichtlich, dass das Rückstromvolumen über eine große Fläche bis an die Wasseroberfläche angrenzt.

Neben der visuellen Auswertung der Größe der Nachlaufströmung wird im Folgenden die quantitative Auswertung der Rückströmvolumenta dargestellt.

8. Ergebnisanalyse

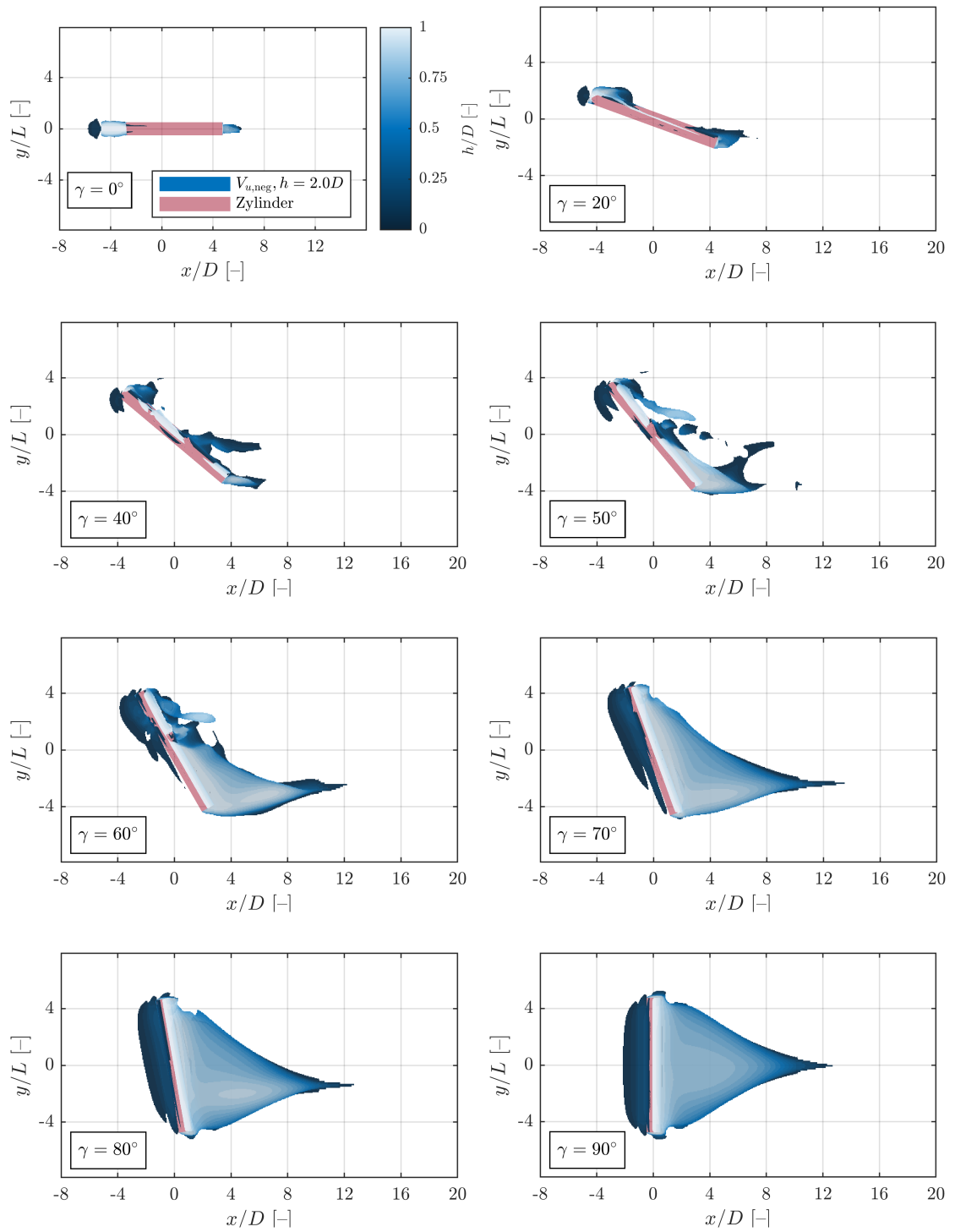


Abbildung 8.34.: Rückströmungsvolumen $V_{u,neg}$ für überströmte, mittig platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder, $Re = 47879$, $h = 2D = 100$ mm und einer mittleren Anströmgeschwindigkeit $U = 15$ cm/s

8.3. Strömungs- und Nachlaufcharakteristiken von Totholzstämmen

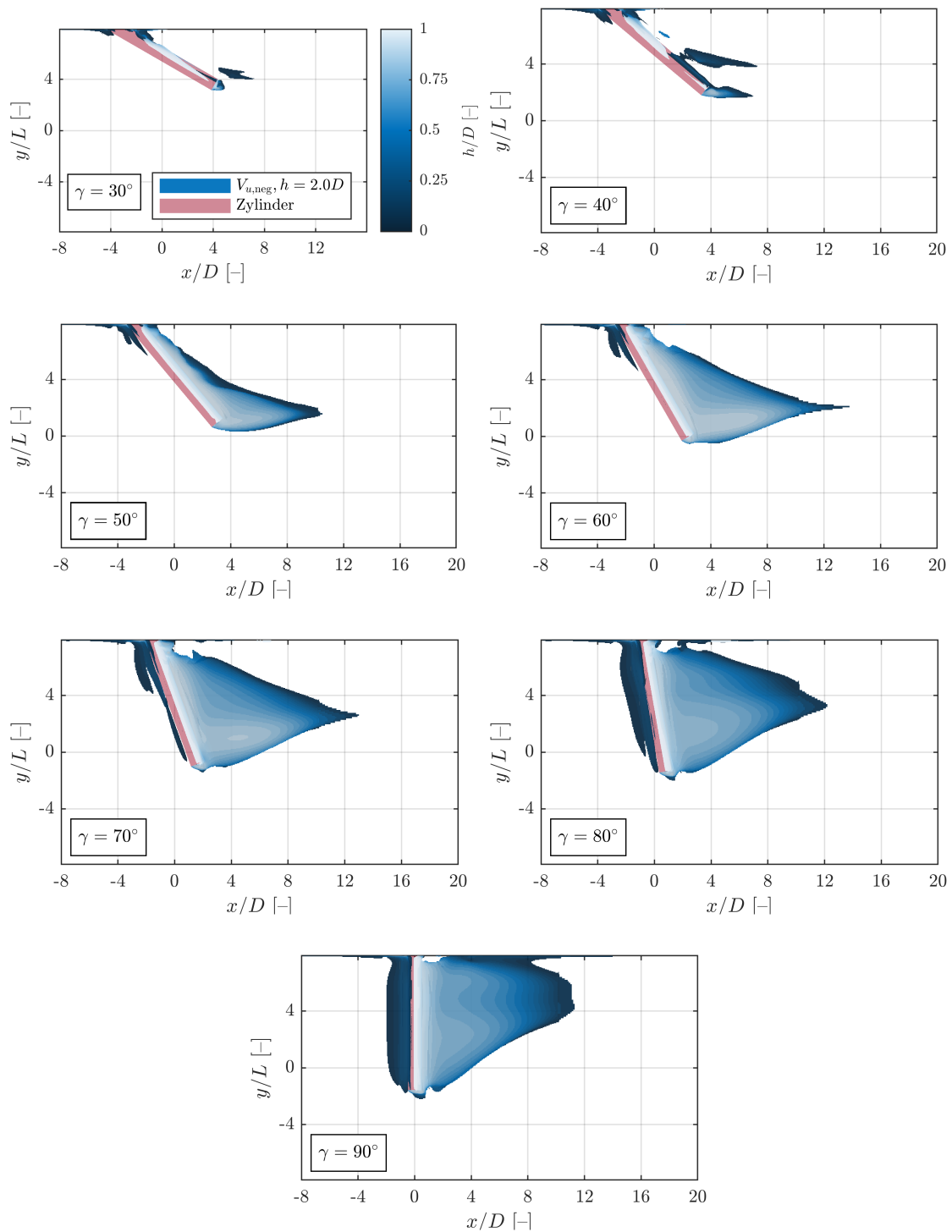


Abbildung 8.35.: Rückströmungsvolumen $V_{u,neg}$ für überströmte, seitlich platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder, $Re = 47\,879$, $h = 2D = 100$ mm und einer mittleren Anströmgeschwindigkeit $U = 15$ cm/s

8. Ergebnisanalyse

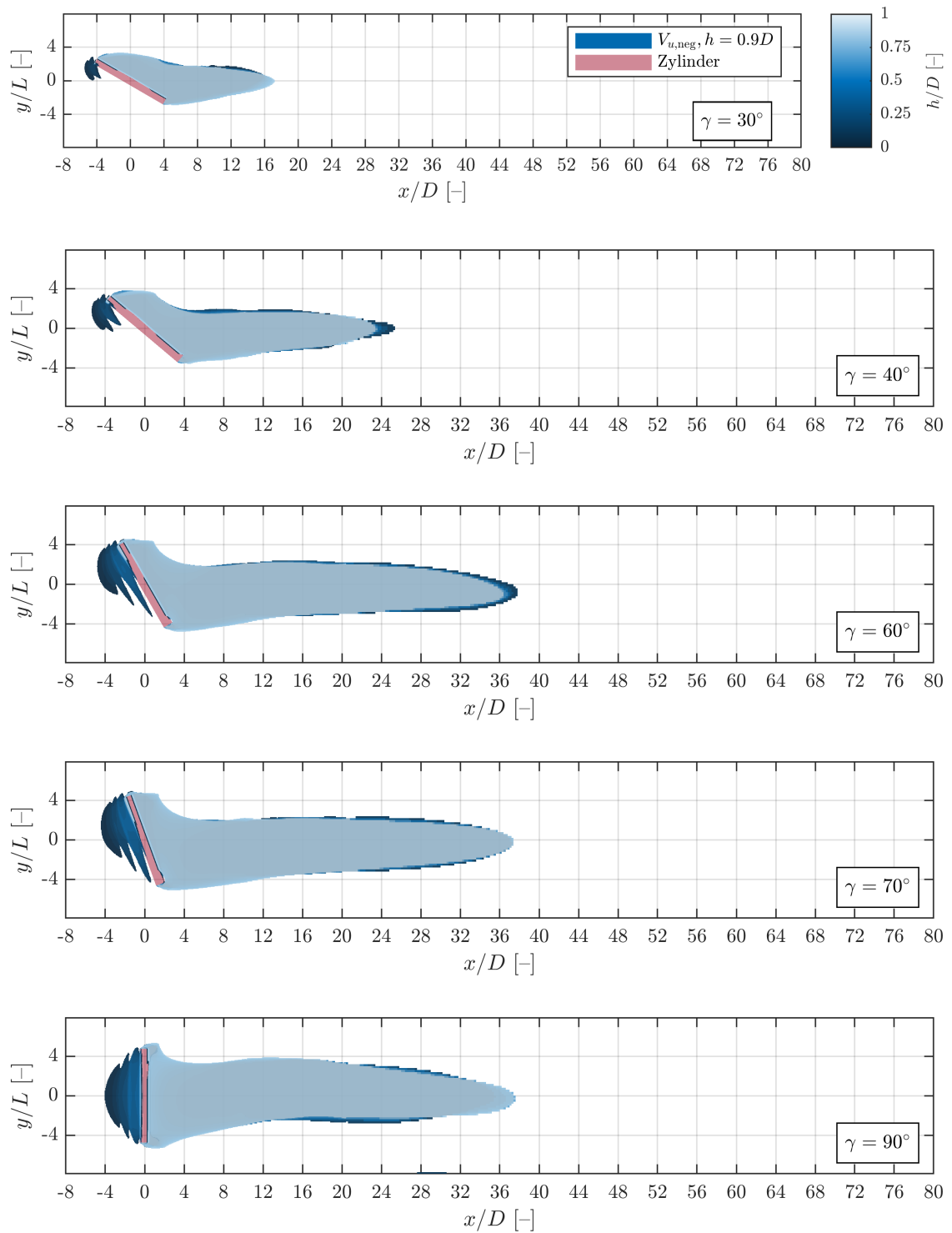


Abbildung 8.36.: Rückströmungsvolumen $V_{u,neg}$ für umströmte, mittig platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder, $Re = 24\,239$, $h = 0,9D = 45\text{ mm}$ und einer mittleren Anströmgeschwindigkeit $U = 15\text{ cm/s}$

8.3. Strömungs- und Nachlaufcharakteristiken von Totholzstämmen

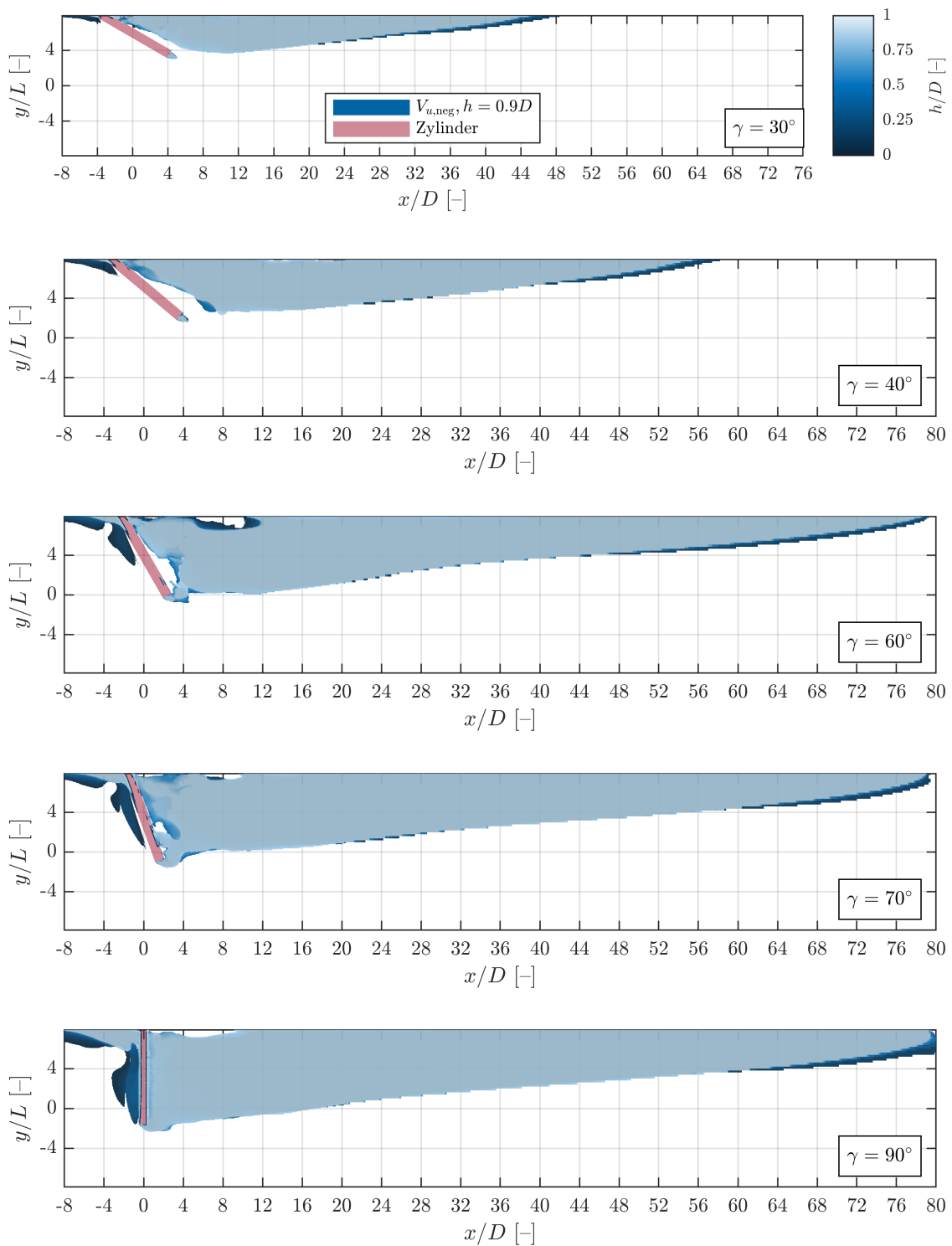


Abbildung 8.37.: Rückströmungsvolumen $V_{u,neg}$ für umströmte, seitlich platzierte, unterschiedlich rotierte Zylinder, $Re = 24239$, $h = 0,9D = 45$ mm und einer mittleren Anströmgeschwindigkeit $U = 15$ cm/s

8. Ergebnisanalyse

Das Diagramm in Abbildung 8.38a stellt auf der Ordinate das Rückströmvolume $V_{u,neg}$ im Verhältnis zum Zylindervolumen V_{Zyl} dar. Die Maximalwerte bei $\gamma = 90^\circ$ der vier untersuchten Fälle zeigen, dass das dimensionslose Rückströmvolume für umströmte, seitlich platzierte Zylinder ca. doppelt so groß ist wie bei umströmten, mittig platzierten Zylindern. Der Wert für überströmte Zylinder (mittig und seitlich) beträgt im Vergleich etwa 10%. Darüber hinaus steigt das Volume bei $h = 0,9D$, seitliche Position, mit steigendem Rotationswinkel stetig an, während der Verlauf der Kurve für die weiteren Fälle ab $\gamma = 60^\circ$ abflacht.

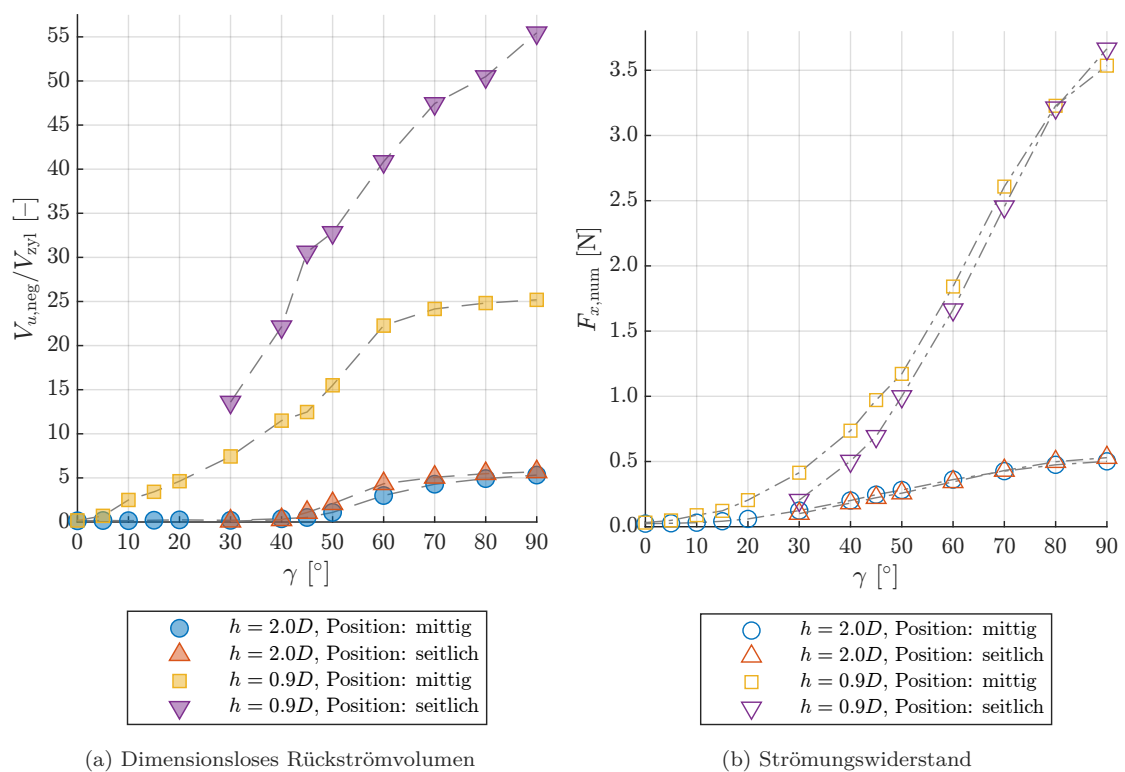


Abbildung 8.38.: Einfluss des Rotationswinkels γ auf das Rückströmvolume und den Strömungswiderstand für für um- und überströmte und unterschiedlich lateral positionierte Zylinder, $Re = 24\,239$ ($h = 0,9D = 45$ mm) bzw. $Re = 47\,879$ ($h = 2D = 45$ mm) bei einer mittleren Anströmgeschwindigkeit $U = 15$ cm/s

Das Säulendiagramm in Abbildung 8.39 zeigt ergänzend den Quotienten $R_{1,um/über}$ der dimensionslosen Rückströmvolume von um- und überströmten Zylindern:

$$R_{1,\text{um}/\text{über}} = \frac{\overbrace{V_{u,\text{neg}}/V_{\text{zyl}}}}{\underbrace{V_{u,\text{neg}}/V_{\text{zyl}}}} \quad (8.25)$$

Die Auswertung erfolgt je lateraler Position (mittig/seitlich).

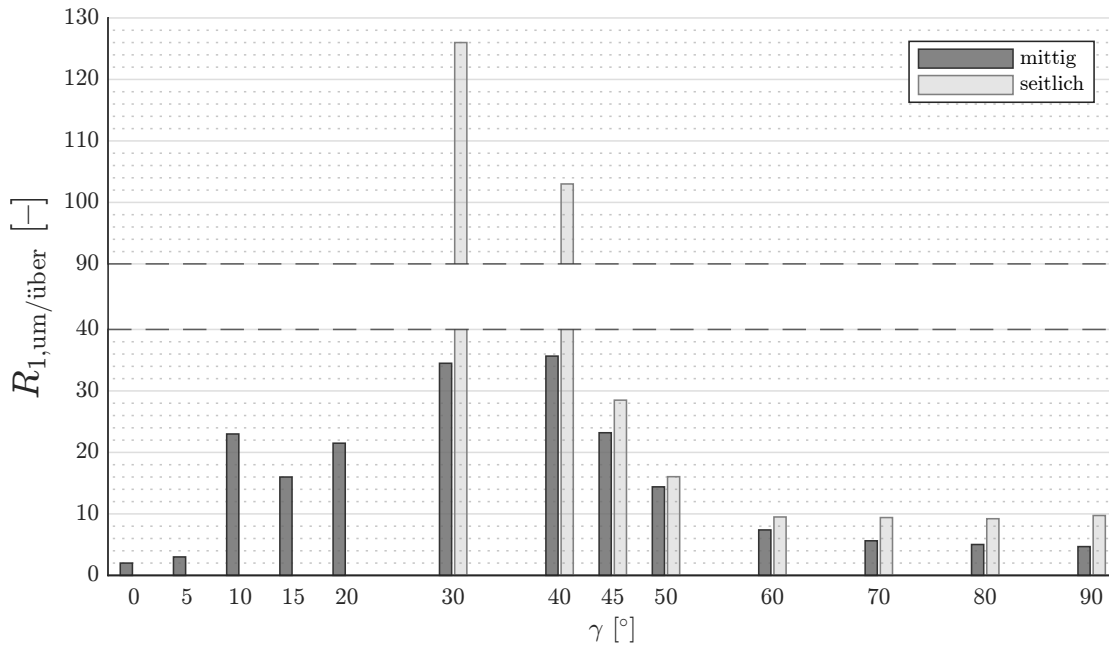


Abbildung 8.39.: Auswertung des Quotienten $R_{1,\text{um}/\text{über}}$ (Gl. 8.25) zwischen um- und überströmten Zylindern, gruppiert nach ihrer lateralen Position

Werden die numerisch ermittelten Strömungswiderstände $F_{x,\text{num}}$ der Zylinder betrachtet (Abb. 8.38b), zeigen sich die Datenpunkte paarweise zusammenhängend ($h = 2D$ bzw. $h = 0,9D$), wobei die laterale Positionierung einen geringen Einfluss hat. Letzteres wurde bereits in Kapitel 8.1.3 untersucht. Bei der Planung von Revitalisierungsmaßnahmen kann es von Interesse sein, eine möglichst große Totwasserzone zu erzeugen und gleichzeitig den Strömungswiderstand eines Totholzstamms zu minimieren. So kann der Befestigungsaufwand gering gehalten werden und eine ungewollte Mobilisierung des Totholzes leichter unterbunden werden. In diesem Zusammenhang stellt ein seitlich positionierter Stamm eine bevorzugte Variante dar. Solange dieser umströmt wird, übersteigt das Rückströmolumen $V_{u,\text{neg}}$ ab einem Winkel von $\gamma = 45^\circ$ das des mittig positionierten Zylinders (Abb. 8.38a) bei vergleichbarem Strömungswiderstand $F_{x,\text{num}}$ (Abb. 8.38b). Generell

gilt, dass der Widerstand für umströmte Zylinder bei gleicher Anströmgeschwindigkeit deutlich höher ist, was unmittelbar mit der Größe der Nachlaufströmung zusammenhängt.

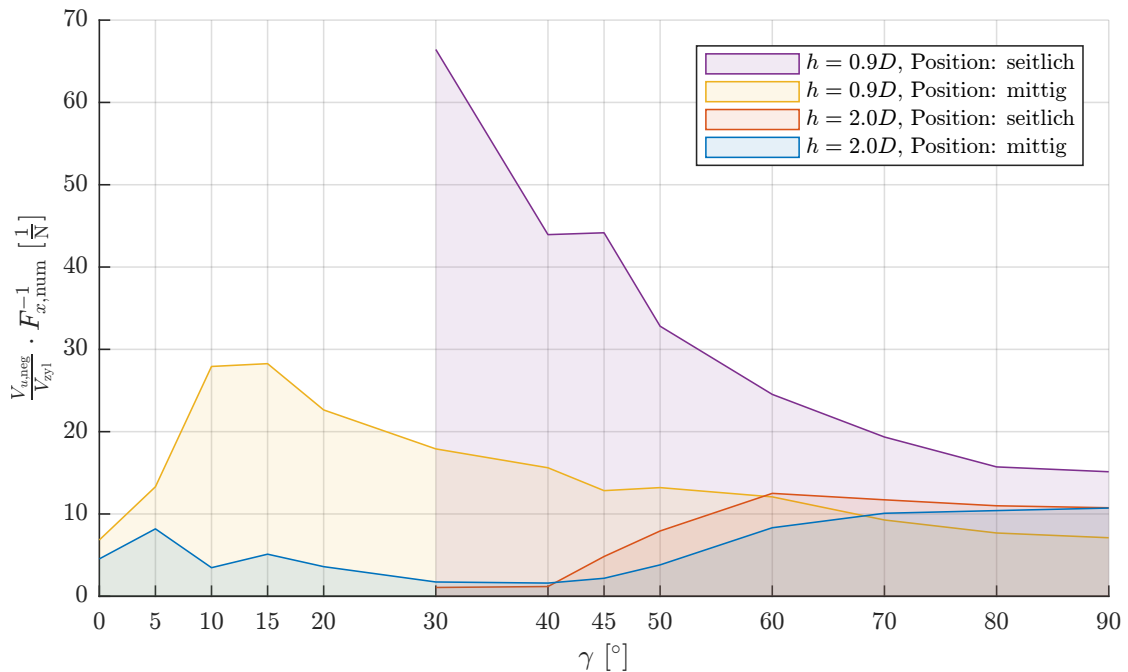


Abbildung 8.40.: Darstellung der dimensionslosen Rückströmolumina in Relation zum Strömungswiderstand $F_{x,num}^{-1}$ in Abhängigkeit vom Rotationswinkel γ für Zylinder in unterschiedlichen Positionen (seitlich und mittig) und Fließtiefen ($h = 0.9D$ und $h = 2D$)

Das Diagramm in Abbildung 8.40 zeigt die dimensionslosen Rückströmolumina $V_{u,neg}/V_{zyl}$ in Relation zum Strömungswiderstand $F_{x,num}$ in Abhängigkeit vom Rotationswinkel γ . Je größer der Wert auf der Ordinate, desto günstiger ist das Verhältnis zwischen Nachlaufströmung und Widerstand. In Abbildung 8.41 sind ergänzend die prozentualen Abweichungen $R_{2,um/über}$ für mittig und seitlich positionierte Zylinder dargestellt. Die Abweichung berechnet sich wie folgt:

$$R_{2,um/über} = \frac{\overbrace{\frac{V_{u,neg}}{V_{zyl}} \cdot F_{x,num}^{-1}}^{\text{umströmt}} - \overbrace{\frac{V_{u,neg}}{V_{zyl}} \cdot F_{x,num}^{-1}}^{\text{überströmt}}}{\underbrace{\frac{V_{u,neg}}{V_{zyl}} \cdot F_{x,num}^{-1}}_{\text{umströmt}}} \cdot 100 \quad (8.26)$$

8.3. Strömungs- und Nachlaufcharakteristiken von Totholzstämmen

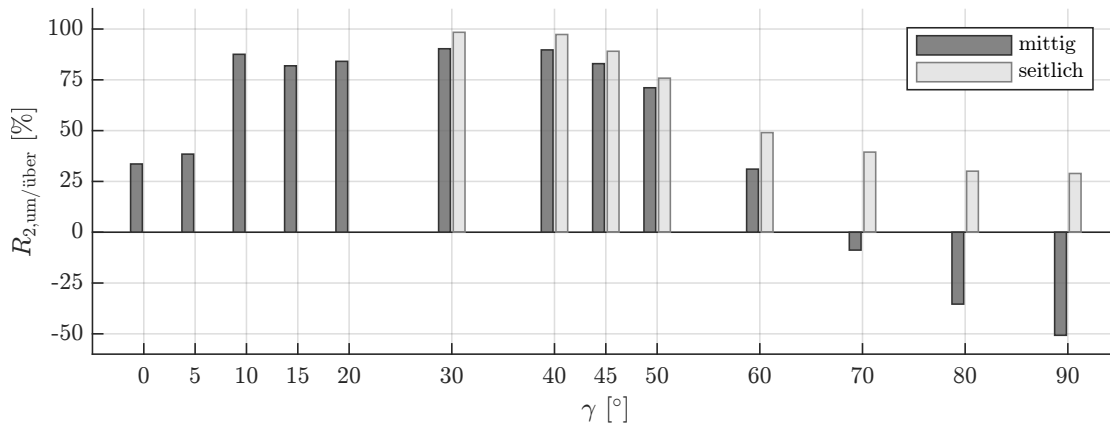


Abbildung 8.41.: Auswertung der prozentualen Abweichung $R_{2,um/über}$ (Gl. 8.26) zwischen um- und überströmten Zylindern, gruppiert nach ihrer lateralen Position

Für die überströmten Zylinder ist das Verhältnis $V_{u,neg}/V_{zyl} \cdot F_{x,num}^{-1}$ ab einem Winkel von $\gamma = 50$ bis 60° am größten. Aufgrund der hohen Strömungswiderstände der umströmten Zylinder bei hohen Rotationswinkeln ($\gamma \geq 70^\circ$) entspricht das Verhältnis für seitlich positionierte Zylinder nur etwa dem 1,5-fachen. Liegen die Zylinder in der Gerinnemitte, fällt es sogar unterhalb den der überströmten Zylinder. Für eine Orientierung mit $\gamma \leq 50^\circ$ ist der Quotient von Volumen und Widerstand für umströmte Zylinder deutlich günstiger. Die Betrachtung beider Randbedingungen ($h > D$ und $h < D$) kann von Relevanz sein, wenn Totholzstämmen in Fließgewässern eingebracht werden, in denen der Wechsel zwischen aus dem Wasser herausragendem und voll untergetauchtem Holz häufig stattfindet. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse kann so ein guter Kompromiss aus hydraulischer Wirksamkeit und adäquatem Strömungswiderstand gefunden werden.

Die durchgeführten Analysen zeigen, dass sowohl die Positionierung als auch der Rotationswinkel der Zylinder einen erheblichen Einfluss auf die Strömungsverteilung haben können. Diese Erkenntnisse lassen sich als Grundlage für die Planung und Durchführung von Revitalisierungsmaßnahmen mit Totholzstämmen verwenden.

9. Zusammenfassung

Die vorliegende Dissertation untersucht die hydraulischen Effekte von Totholzstämmen. Totholz spielt in Fließgewässern typübergreifend eine bedeutende Rolle als Schlüsselhabitat. Die europäische Wasserrahmenrichtlinie strebt an, in allen Gewässern einen mindestens guten ökologischen Zustand zu erreichen. Eine Erhöhung des Anteils an Totholz in den Gewässern kann wesentlich dazu beitragen, dieses Ziel zu verwirklichen. Dennoch wird Totholz häufig aus Bächen, Flüssen und Auen entfernt, da Stabilitätsnachweise fehlen und Sicherheitsrisiken im Hinblick auf den Hochwasserschutz bestehen.

Diese Arbeit widmet sich daher der Analyse des Strömungswiderstands, des Aufstaus infolge des Fließquerschnittsverbaus und der Nachlaufströmung durch experimentelle und numerische Untersuchungen. Durch die Untersuchung horizontaler Zylinder in einem Rechteckgerinne sollen die Einflüsse von Totholzstämmen auf die hydrodynamischen Prozesse besser verstanden werden.

Zur Durchführung der Untersuchungen wurden sowohl physikalische Modellversuche als auch numerische Simulationen eingesetzt. Die physikalischen Versuche umfassten Messungen der Strömungsgeschwindigkeiten, Widerstandskräfte und Wasserstände unter verschiedenen Bedingungen. Die numerischen Simulationen wurden eingesetzt, um die experimentellen Daten zu stützen und die komplexen Strömungsmuster und deren Wechselwirkungen mit horizontalen Zylindern zu analysieren.

9.1. Beantwortete Forschungsfragen und erreichte Hauptziele der vorliegenden Arbeit

1. **Analyse der Einflüsse von Größe, Orientierung sowie lateraler und vertikaler Positionierung von Totholzstämmen auf die hydrodynamischen Prozesse:** Ziel dieser Analyse war es, zu verstehen, wie unterschiedliche Dimensionen und Positionierungen von Totholzstämmen die Strömungsverhältnisse und

den hydraulischen Widerstand beeinflussen. Dazu wurden Zylinder mit verschiedenen Längen und Rotationswinkeln sowohl mittig als auch seitlich und in unterschiedlichen vertikalen Positionen im Gerinne positioniert. Diese Untersuchungen ermöglichten es, die spezifischen Einflüsse auf Strömungsgeschwindigkeiten, Widerstände, Druckverteilungen und Wasserstände zu bestimmen und Abhängigkeiten zu verstehen.

2. Definition differenzierter hydraulischer Lastfälle/Abflussregime in Bezug auf Totholzstämme: Es wurden verschiedene hydraulische Randbedingungen untersucht, die von unterkritischen quasi-gleichförmigen Strömungen bis hin zu überkritischen Strömungen reichen. Es wurden drei Lastfälle definiert:

- LF1: deutlich überströmter Zylinder bei quasi-gleichförmiger Strömung.
- LF2a und b: überströmter Zylinder bei ungleichförmiger Strömung und (a) unterkritischem bzw. (b) überkritischem Abfluss.
- LF3: umströmter Zylinder bei ungleichförmiger Strömung und unterkritischem Abfluss.

Diese differenzierten Abflussregime sind entscheidend, um die Vielseitigkeit der Anwendung von Totholz in Fließgewässern zu erfassen und um sicherzustellen, dass etablierte Berechnungsansätze und neue Formeln belastbare Ergebnisse liefern.

3. Überprüfung und Erweiterung bestehender Ansätze zur Berechnung von Strömungswiderständen, um deren Anwendungsbereiche auszuweiten: Bestehende Berechnungsansätze für den Strömungswiderstand wurden auf ihre Anwendbarkeit geprüft und gegebenenfalls erweitert. Darüber hinaus wurden neue Formeln definiert, die die komplexen Einflüsse von Totholz präziser abbilden und somit eine breitere Anwendung in der Praxis ermöglichen. Für die Lastfälle wurden folgende Lösungen gefunden:

- LF1: Zur Abschätzung des Strömungswiderstands kann die allgemeine Gleichung zur Widerstandsberechnung verwendet werden. Hierzu werden das Zylindergrößenverhältnis L/D , der Verbaugrad BR , der Rotationswinkel γ und das Sohlenabstandsverhältnis G/D im Strömungswiderstandskoeffizienten berücksichtigt.

- LF2a und LF3: Die Widerstandskraft kann sowohl mit der Impulsgleichung als auch der Totalkraft adäquat berechnet werden. Zusätzliche Korrekturfunktionen integrieren den Rotationswinkel γ .
 - LF2b: Die Anwendung der zuvor genannten Berechnungsansätze liefert eine deutliche Überschätzung des Strömungswiderstands. Eine definierte Abschätzfunktion in Abhängigkeit des Verhältnisses der Grenztiefe zum Zylinderdurchmesser h_{gr}/D , γ und dem Quotienten aus Zylinderlänge L und Gerinnebreite B liefert gute Ergebnisse.
4. **Evaluation und Anpassung existierender Ansätze zur Bestimmung des Aufstau effekts durch den Fließquerschnittsverbau:** Durch experimentelle Untersuchungen wurde die Wehrformel nach du Buat zur Berechnung des Aufstaus durch Zylinder angepasst und verifiziert. Dies beinhaltete die genaue Messung der Wasserstände und die Berechnung des resultierenden Aufstaus, um präzisere Abschätzungen für verschiedene Szenarien zu ermöglichen. Der neu definierte Überfallbeiwert berücksichtigt sowohl das Verhältnis zwischen der Energiehöhe und der Gesamthöhe des Zylinders H/D_t als auch den Rotationswinkel γ und das Verhältnis zwischen Zylinderlänge und Gerinnebreite L/B .
 5. **Untersuchung der Nachlaufströmung hinter um- und überströmten Totholzstämmen zur Darstellung des Einflusses verschiedener Rotationswinkel:** Die Nachlaufströmungen hinter Totholzstämmen wurden untersucht, um den Einfluss unterschiedlicher Rotationswinkel zu verstehen. Diese Analysen sind wichtig, um die Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit und die Bildung von Totwasserzonen zu bewerten, was wiederum entscheidend für die Habitatgestaltung und die ökologische Funktionalität der Gewässer ist. Des Weiteren konnte ein Bezug zwischen dem definierten Rückströmvolumen und dem wirkenden Strömungswiderstand hergestellt werden, um als Entscheidungshilfe bei Maßnahmenplanungen zu dienen.

Die Ergebnisse dieser Forschungsarbeit liefern Erkenntnisse für die hydraulische Planung von Revitalisierungsmaßnahmen mit Totholz. Sie tragen dazu bei, ökologisch wertvolle und standsichere Lösungen zu entwickeln und bieten eine wissenschaftliche Grundlage für zukünftige Forschungsarbeiten in diesem Bereich. Zudem wurde gezeigt, dass die modifizierten Berechnungsansätze und neuen Formeln belastbare Ergebnisse für ein breites Anwendungsspektrum liefern.

Diese Arbeit leistet somit einen Beitrag zur Förderung der Integration von Totholzstrukturen in die Fließgewässerplanung und bietet praxisrelevante Lösungen zur Verbesserung des ökologischen Zustands und der Hochwassersicherheit in Fließgewässern.

9.2. Ausblick und bestehender Forschungsbedarf

Die vorliegende Dissertation hat wesentliche Beiträge zur Analyse der hydraulischen Effekte von Totholzstämmen in Fließgewässern geleistet. Dennoch bleiben zahlreiche Fragen offen, die in zukünftigen Forschungsarbeiten adressiert werden sollten, um ein umfassenderes Verständnis der komplexen hydrodynamischen und ökologischen Prozesse zu erlangen.

Ein wichtiger Aspekt, der weiter untersucht werden sollte, ist die Rauheit der Zylinderoberfläche bzw. der Baumrinde. Die Rauheit kann einen erheblichen Einfluss auf die Reibungskräfte und somit auf den Strömungswiderstand haben. Zukünftige Studien sollten daher die Unterschiede zwischen glatten und rauen Oberflächen detailliert analysieren und deren Auswirkungen auf die hydraulischen Kräfte quantifizieren.

Zudem sollte die vertikale Neigung der Totholzstämmen untersucht werden, um weitere Totholz-Grundtypen und deren Einfluss auf die Strömungsdynamik abzudecken. Die Neigung der Stämme könnte bedeutende Veränderungen in den Strömungsmustern und den daraus resultierenden hydrodynamischen Kräften verursachen.

Ein weiterer Forschungsbedarf besteht in der Untersuchung der Interaktion mehrerer Stammstrukturen, wie sie im Instream River Training vorkommen. Diese komplexen Strukturen könnten zu unterschiedlichen hydrodynamischen Effekten führen, die in Einzelanalysen nicht erfasst werden. Hierbei sollte auch die Verklausung berücksichtigt werden, da sie einen hohen Einfluss auf den Strömungswiderstand und somit auf die Fließdynamik hat.

Zusätzlich sind Untersuchungen zu Sedimentprozessen in Verbindung mit Totholzstämmen erforderlich. Sedimenttransport und -ablagerung spielen eine wesentliche Rolle in der Flussmorphologie und können durch die Präsenz von Totholz erheblich beeinflusst werden.

Es ist festzuhalten, dass die gewonnenen Erkenntnisse der vorliegenden Arbeit eine Basis für das hydraulische Verständnis von Totholz in Fließgewässern bieten. Zukünftige Studien sollten die genannten Aspekte weiter vertiefen, um ökologisch wertvolle und hydraulisch sichere Lösungen noch besser zu verstehen und zu implementieren.

Literatur

- Abbe, T. B. (2006). *Conceptual design guidelines: Application of engineered logjams*. Hrsg. von Scottish Environmental Protection Agency. Seattle (siehe S. 32).
- Abbe, Timothy B. und David R. Montgomery (1996). »Large Woody Debris Jams, Channel Hydraulics and Habitat Formation in Large Rivers«. In: *Regulated Rivers: Research & Management* 12.2-3, S. 201–221. ISSN: 0886-9375. DOI: 10.1002/(SICI)1099-1646(199603)12:2/3<\textless\textless\}201::AID-RRR390<\textgreater\textgreater\}3.0.CO;2-A (siehe S. 8).
- Achenbach, E. und E. Heinecke (1981). »On vortex shedding from smooth and rough cylinders in the range of Reynolds numbers 6×10^3 to 5×10^6 «. In: *Journal of Fluid Mechanics* 109, S. 239–251. ISSN: 0022-1120. DOI: 10.1017/S002211208100102X (siehe S. 23).
- Addy, Stephen und Mark Wilkinson (2016). »An assessment of engineered log jam structures in response to a flood event in an upland gravel-bed river«. In: *Earth Surface Processes and Landforms* 41.12, S. 1658–1670. ISSN: 0197-9337. DOI: 10.1002/esp.3936 (siehe S. 7).
- Addy, Stephen und Mark E. Wilkinson (2019). »Representing natural and artificial in-channel large wood in numerical hydraulic and hydrological models«. In: *WIREs Water* 6.6. ISSN: 2049-1948. DOI: 10.1002/wat2.1389 (siehe S. 32, 33).
- Afzal, Noor, Abu Seena und A. Bushra (2023). »Friction factor power law with equivalent log law, of a turbulent fully developed flow, in a fully smooth pipe«. In: *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik* 74.4. ISSN: 0044-2275. DOI: 10.1007/s00033-023-01997-9 (siehe S. 63).
- Aigner, Detlef (2008). »Überfälle«. In: *Dresdner Wasserbauliche Mitteilungen* 36. Dresden, S. 182–200. URL: <https://hdl.handle.net/20.500.11970/103788> (siehe S. 14).
- Aigner, Detlef und Gerhard Bollrich, Hrsg. (2021). *Handbuch der Hydraulik: Für Wasserbau und Wasserwirtschaft*. 2., überarbeitete Auflage. Beuth Praxis. Berlin, Wien und

- Zürich: Beuth Verlag GmbH. ISBN: 978-3-410-30749-5. URL: <http://www.beuth.de/cmd?level=tpl1-langanzeige&webservice=vlb&smoid=338450951> (siehe S. 14).
- Aigner, Detlef et al. (2015). *Technische Hydromechanik 4: Hydraulische und numerische Modelle*. 3., überarb. Aufl. Wissen. Berlin: Beuth. ISBN: 978-3-410-24173-7 (siehe S. 55).
- Akoz, M. Sami und M. Salih Kirkgoz (2009). »Numerical and Experimental Analysis of the Flow Around a Horizontal Wall-Mounted Circular Cylinder«. In: *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering* 33.2, S. 189–215. ISSN: 0315-8977. DOI: 10.1139/tcsme-2009-0017 (siehe S. 59).
- Allen, Jeffrey B. und David L. Smith (2012). »Characterizing the impact of geometric simplification on large woody debris using CFD«. In: *International Journal of hydraulic engineering* 1.2, S. 1–14 (siehe S. 32).
- Allen, Jeffrey B. et al. (2008). »A New Approach to Streambed Modeling and Simulation Using CFD«. In: *2008 DoD HPCMP Users Group Conference*. IEEE, S. 3–8. ISBN: 978-0-7695-3515-9. DOI: 10.1109/DoD.HPCMP.UGC.2008.10 (siehe S. 32).
- Alonso, Carlos V. (2004). »Transport mechanics of stream-borne logs«. In: *Riparian Vegetation and Fluvial Geomorphology*. Hrsg. von Sean J. Bennett und Andrew Simon. Bd. 8. Water Science and Application. Washington, D. C.: American Geophysical Union, S. 59–69. ISBN: 0-87590-357-6. DOI: 10.1029/008WSA05 (siehe S. 21, 24, 25).
- Altinisik, Armagan, Emre Kutukceken und Habib Umur (2015). »Experimental and Numerical Aerodynamic Analysis of a Passenger Car: Influence of the Blockage Ratio on Drag Coefficient«. In: *Journal of Fluids Engineering* 137.8. ISSN: 0098-2202. DOI: 10.1115/1.4030183 (siehe S. 23).
- ANSYS, Inc. (2014). *Introduction to ANSYS Fluent: Lecture 7: Turbulence Modeling* (siehe S. 64, 65).
- Bair, Russell (2017). »Modeling Large Wood Impacts on Stream Hydrodynamics and Juvenile Salmon Habitat«. Thesis. Oregon State University (siehe S. 32).
- Bair, Russell T., Catalina Segura und Christopher M. Lorion (o.D.). »Quantifying Restoration Success of Wood Introductions to Increase Coho Salmon Winter Habitat«. In: *Earth Surface Dynamics*, S. 841–857. DOI: 10.5194/esurf-2019-10 (siehe S. 32).
- Ball, T., J. Arnott und K. Samson (2012). *Eddleston Water Tributary Modelling*. URL: <http://www.tweedforum.org/projects/current-projects/eddeleston-trib-modelling.pdf> (siehe S. 32).
- Bearman, P. W. und M. M. Zdravkovich (1978). »Flow around a circular cylinder near a plane boundary«. In: *Journal of Fluid Mechanics* 89.1, S. 33–47. ISSN: 0022-1120. DOI: 10.1017/S002211207800244X (siehe S. 24, 25).

- Bendat, Julius S. und Allan G. Piersol (2010). *Random Data: Analysis and Measurement Procedures*. Wiley. ISBN: 9780470248775. DOI: 10.1002/9781118032428 (siehe S. 54).
- Bergmeister, Konrad und Johann-Dietrich Wörner, Hrsg. (2008). *Beton Kalender 2008: Konstruktiver Wasserbau Erdbbensicheres Bauen*. Bd. 97.2008. Beton-Kalender. Place of publication not identified: Wiley-VCH Verlag GmbH. ISBN: 978-3-433-01839-2. DOI: 10.1002/9783433600702. URL: <http://onlinelibrary.wiley.com/book/10.1002/9783433600702> (siehe S. 4).
- Bilby, Robert E. (1981). »Role of Organic Debris Dams in Regulating the Export of Dissolved and Particulate Matter from a Forested Watershed«. In: *Ecology* 62.5, S. 1234–1243. ISSN: 00129658. DOI: 10.2307/1937288 (siehe S. 5).
- Bilby, Robert E. und James W. Ward (1989). »Changes in Characteristics and Function of Woody Debris with Increasing Size of Streams in Western Washington«. In: *Transactions of the American Fisheries Society* 118.4, S. 368–378. ISSN: 0002-8487. DOI: 10.1577/1548-8659(1989)118{\\%}3C0368:CICAF0{\\%}3E2.3.CO;2 (siehe S. 6).
- Brooks, A. P. et al. (2001a). »Putting the wood back into our rivers: an experiment in river rehabilitation«. In: *Proceedings of the Third Australian Stream Management Conference: the Value of Healthy Streams*. Hrsg. von I. Rutherford et al. Clayton, Australia: Cooperative Research Centre for Catchment Hydrology, S. 73–80 (siehe S. 32).
- Brooks, Andrew P. et al. (2001b). »Putting the wood back into our rivers: an experiment in river rehabilitation«. In: *3rd Australian Stream Management Conference Proceedings*, S. 73–80 (siehe S. 6).
- Burnsnall, William J. und Lawrence K. Loftin Jr (1951). *Experimental investigation of the pressure distribution about a yawed circular cylinder in the critical Reynolds number range* (siehe S. 23).
- Cabaneros, Sheen et al. (2018). »JBA trust challenge: a risk-based analysis of small scale, distributed, “Nature-based” flood risk management measures deployed on river networks«. In: *Maths Foresees, Leeds* (siehe S. 32).
- Chow, Ven Te (2009). *Open-channel hydraulics*. Caldwell, NJ: Blackburn Press. ISBN: 978-1-932846-18-8 (siehe S. 30).
- Christian A. Braudrick, Gordon E. Grant (2000). »When do logs move in rivers?« In: *Water Resources Research*, S. 571–583 (siehe S. 21).
- D’Aoust, S. and Millar und R. (2000). »Stability of Ballasted Woody Debris Habitat Structures«. In: *Journal of Hydraulic Engineering*, S. 810–817 (siehe S. 7, 21, 22).

- Dahm, Veronica et al. (2014). *Strategien zur Optimierung von Fließgewässer-Renaturierungsmaßnahmen und ihre Erfolgskontrolle* (siehe S. 5).
- Danhoff, Brian M. (2020). »Characterizing the Spatial and Temporal Aspects of Substrates, Channel Morphology, and Large Wood in Forested Streams in the Western Upper Peninsula, Michigan«. Dissertation. Michigan: Michigan Technological University. DOI: 10.37099/mtu.dc.etr/1033 (siehe S. 4).
- Dixon, Simon J. et al. (2016). »The effects of river restoration on catchment scale flood risk and flood hydrology«. In: *Earth Surface Processes and Landforms* 41.7, S. 997–1008. ISSN: 0197-9337. DOI: 10.1002/esp.3919 (siehe S. 32).
- Erm, Lincoln P. (1988). »Low-Reynolds-Number Turbulent Boundary Layers«. Dissertation. Melbourne: University of Melbourne (siehe S. 63).
- Faustini, John M. und Julia A. Jones (2003). »Influence of large woody debris on channel morphology and dynamics in steep, boulder-rich mountain streams, western Cascades, Oregon«. In: *Geomorphology* 51.1-3, S. 187–205. ISSN: 0169555X. DOI: 10.1016/S0169-555X(02)00336-7 (siehe S. 5).
- Ferziger, Joel H. und Milovan Perić (2002). *Computational Methods for Fluid Dynamics*. 3. Aufl. Springer. ISBN: 978-3-642-56026-2. URL: <https://www.springer.com/gp/book/9783642560262> (siehe S. 65).
- Gallisdorfer, Michael S. et al. (2014). »Physical-scale model designs for engineered log jams in rivers«. In: *Journal of Hydro-environment Research* 8.2, S. 115–128. ISSN: 15706443. DOI: 10.1016/j.jher.2013.10.002 (siehe S. 7).
- Gasser, Eric et al. (2019). »A review of modeling the effects of vegetation on large wood recruitment processes in mountain catchments«. In: *Earth-Science Reviews* 194, S. 350–373. ISSN: 00128252. DOI: 10.1016/j.earscirev.2019.04.013 (siehe S. 4).
- Geertsema, Tjitske J. et al. (2018). »Parametric model of wood-induced backwater in lowland streams«. In: *NCR DAYS 2018*, S. 82 (siehe S. 32).
- Geöktun, Selâhattin (1975). »The drag and lift characteristics of a cylinder placed near a plane surface«. Diss. URL: <http://hdl.handle.net/10945/20826> (siehe S. 24, 25).
- George, William K. (2013). *Lectures in Turbulence for the 21st Century* (siehe S. 55).
- Gerhard, Marc und Michael Reich (2001). »Totholz in Fließgewässern: Empfehlungen zur Gewässerentwicklung: GFG, WBW«. In: (Siehe S. 5, 8).
- Gillies, E., Hrsg. (2016). *Hydraulic modelling for river restoration: methods for minimizing (not just flood) risk*. Blackpool (siehe S. 32).

- Gippel, Christopher (1995). »Environmental Hydraulics of Large Woody Debris in Streams and Rivers«. In: *Journal of Environmental Engineering* 121.5, S. 388–395. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9372(1995)121:5(388) (siehe S. 5, 6).
- Gippel, Christopher, Ian O’Neill und Brian Finlayson (1992). *The hydraulic basis of snag management*. Parkville, Vic. ISBN: 0858500205 (siehe S. 22).
- Gippel, Christopher et al. (1996). »Hydraulic Guidelines for the Re-Introduction and Management of Large Woody Debris in Lowland Rivers«. In: *Regulated Rivers: Research & Management* 12.2-3, S. 223–236. ISSN: 0886-9375. DOI: 10.1002/291099-1646/3C223 (siehe S. 21, 26, 27, 29, 116, 117).
- Gong, Jin (2016). *Grundlagenuntersuchung zur aktiven Beeinflussung der abgelösten Strömung*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-12218-8. DOI: 10.1007/978-3-658-12219-5 (siehe S. 18–20).
- Gregory, K., A. Gurnell und C. Hill (1985). »The permanence of debris dams related to river channel processes«. In: *Hydrological Sciences Journal* 30.3, S. 371–381. ISSN: 0262-6667. DOI: 10.1080/02626668509491000 (siehe S. 8).
- Gritskevich, Mikhail S. et al. (2012). »Development of DDES and IDDES Formulations for the k-w Shear Stress Transport Model«. In: *Flow, Turbulence and Combustion* 88.3, S. 431–449. ISSN: 1386-6184. DOI: 10.1007/s10494-011-9378-4 (siehe S. 60).
- He, Zhiguo, Weiming Wu und F. Douglas Shields (2009). »Numerical analysis of effects of large wood structures on channel morphology and fish habitat suitability in a Southern US sandy creek«. In: *Ecohydrology* 2.3, S. 370–380. ISSN: 1936-0584. DOI: 10.1002/eco.60 (siehe S. 32).
- Heimerl, Stephan und Heribert Meyer (2014). *Vorsorgender und nachsorgender Hochwasserschutz*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-03739-0. DOI: 10.1007/978-3-658-03740-6 (siehe S. 38).
- Herwig, Heinz (2016). *Strömungsmechanik: Einführung in die Physik von technischen Strömungen*. 2. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg. ISBN: 978-3-662-10108-7. DOI: 10.1007/978-3-662-10107-0 (siehe S. 18, 41).
- Hirt, C. W. und B. D. Nichols (1981). »Volume of Fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries«. In: *Journal of Computational Physics* 39.1, S. 201–255 (siehe S. 58).
- Hoerner, S. F. (1965). *Fluid-dynamic Drag: Practical Information on Aerodynamic Drag and Hydrodynamic Resistance*. Hoerner Fluid Dynamics. URL: <https://books.google.de/books?id=abU8AAAAIAAJ> (siehe S. 22).

- Hofmann, Alexander (2021). *Laborversuche zur Widerstandskraft von Flussholz in Gewässern*. DOI: 10.34726/hss.2021.72944 (siehe S. 4).
- Holland, Marjorie M., Melvin L. Warren und John A. Stanturf (2000). »Forest linkages to diversity and abundance in lowland stream fish communities«. In: *Sustainability of Wetlands and Water Resources Proceedings of a Conference on*, S. 168–181 (siehe S. 5).
- Hucho, Wolf-Heinrich (2012). *Aerodynamik der stumpfen Körper*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag. ISBN: 978-3-8348-1462-3. DOI: 10.1007/978-3-8348-8243-1 (siehe S. 18–20).
- Huebsch, Wade W. et al. (2012). *Introduction to fluid mechanics*. 5. ed., internat. student version. Hoboken, NJ: Wiley. ISBN: 978-0470902158 (siehe S. 97).
- Hughes, D. (2015). *Pushing the Boundaries of Flood Modeller 1D* (siehe S. 32).
- JBA (2017). *Upper Teviot NFM Feasibility Assessment* (siehe S. 32).
- Jirka, Gerhard H. und Cornelia Lang (2009). *Einführung in die Gerinnehydraulik*. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing. DOI: 10.5445/KSP/1000011374 (siehe S. 42).
- Kail, J. und M. Gerhard (2003). »Totholz in Fließgewässern - eine Begriffsbestimmung«. In: *Wasser & Boden* 55, S. 49–55 (siehe S. 6).
- Kail, Jochem und Marc Gerhard (2002). »Totholz in Fließgewässern - eine Begriffsbestimmung: Wood in streams - a definition of terms«. In: *Wasser & Boden: Hydrologische Extreme* 10 (siehe S. 5).
- Kang, Taeun und Ichiro Kimura (2018). »Computational modeling for large wood dynamics with root wad and anisotropic bed friction in shallow flows«. In: *Advances in Water Resources* 121, S. 419–431. ISSN: 03091708. DOI: 10.1016/j.adwatres.2018.09.006 (siehe S. 32).
- Kármán, Th. (1930). »Mechanische Ähnlichkeit und Turbulenz«. In: *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Fachgruppe 1 (Mathematik)* 5, S. 58–76 (siehe S. 63).
- Keller, E. A. und F. J. Swanson (1979). »Effects of large organic material on channel form and fluvial processes«. In: *Earth Surface Processes and Landforms* 4, S. 361–380 (siehe S. 5, 6).
- Keys, Tyler A. et al. (2018). »Effects of large wood on floodplain connectivity in a headwater Mid-Atlantic stream«. In: *Ecological Engineering* 118, S. 134–142. ISSN: 09258574. DOI: 10.1016/j.ecoleng.2018.05.007 (siehe S. 32).
- Kitts, Duncan Renfield (2010). »The hydraulic and hydrological performance of large wood accumulation in a low-order forest stream«. Diss. University of Southampton (siehe S. 32).

- Kolmogorov, A. N. (1941). »The Local Structure of Turbulence in Incompressible Viscous Fluid for Very Large Reynolds Numbers«. In: *Doklady Akademii Nauk SSSR* 30, S. 301–304 (siehe S. 55).
- Kundu, Pijush K. und Ira M. Cohen (2015). *Fluid Mechanics*. Academic Press (siehe S. 64).
- Lachat, Thibault et al. (2019). *Totholz im Wald: Entstehung, Bedeutung und Förderung*. Hrsg. von 2. Birmensdorf (siehe S. 4).
- Lassetre, N. S. und G. M. Kondolf (2012). »Large Woody Debris in Urban Stream Channels: Redefining the Problem«. In: *River Research and Applications* 28.9, S. 1477–1487. ISSN: 15351459. DOI: 10.1002/rra.1538 (siehe S. 11).
- Lauder, B. E. und D. B. Spalding (1974). »The Numerical Computation of Turbulent Flows«. In: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 3.2, S. 269–289 (siehe S. 59).
- Lewy, H., Friedrichs, K., Courant, R. (1928). »Über die partiellen Differenzgleichungen der mathematischen Physik«. In: *Mathematische Annalen* 100, S. 32–74. URL: <http://eudml.org/doc/159283> (siehe S. 75).
- Li, Xiangdong und Jiyuan Tu (2019). »Evaluation of the eddy viscosity turbulence models for the simulation of convection–radiation coupled heat transfer in indoor environment«. In: *Energy and Buildings* 184, S. 8–18. ISSN: 03787788. DOI: 10.1016/j.enbuild.2018.11.043 (siehe S. 61).
- Liu, Y. et al. (2004). »Simulation of flood reduction by natural river rehabilitation using a distributed hydrological model«. In: *Hydrology and Earth System Sciences Discussions* 8.6, S. 1129–1140 (siehe S. 32).
- Lo, Ho Wen et al. (2021). »Potential secondary effects of in–stream wood structures installed for natural flood management: A conceptual model«. In: *WIREs Water* 8.5. ISSN: 2049-1948. DOI: 10.1002/wat2.1546 (siehe S. 4).
- Lowe, Scott A. (2003). »Omission of Critical Reynolds Number for Open Channel Flows in Many Textbooks«. In: *Journal of Professional Issues in Engineering Education and Practice* 129.1, S. 58–59. ISSN: 1052-3928. DOI: 10.1061/(ASCE)1052-3928(2003)129:1(58) (siehe S. 41).
- Malcherek, Andreas (2018). »300 Years Motu Aquae Mixto: What Poleni Really Wrote and a New Overflow Theory Based on Momentum Balance«. In: *7th IAHR International Symposium on Hydraulic Structures*. DOI: 10.15142/T3693F (siehe S. 14).

- Malcherek, Andreas (2019). *Fließgewässer: Hydraulik, Hydrologie, Morphologie und Wasserbau*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-26999-9. DOI: 10.1007/978-3-658-27000-1 (siehe S. 15, 16, 29).
- Manners, R. B. und M. W. Doyle (2008). »A mechanistic model of woody debris jam evolution and its application to wood-based restoration and management«. In: *River Research and Applications* 24.8, S. 1104–1123. ISSN: 15351459. DOI: 10.1002/rra.1108 (siehe S. 8).
- Manners, R. B., M. W. Doyle und M. J. Small (2007). »Structure and hydraulics of natural woody debris jams«. In: *Water Resources Research* 43.6. ISSN: 00431397. DOI: 10.1029/2006WR004910 (siehe S. 22, 29).
- Martin, Helmut (2011). *Numerische Strömungssimulation in der Hydrodynamik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg. ISBN: 978-3-642-17207-6. DOI: 10.1007/978-3-642-17208-3 (siehe S. 61).
- Martin, Helmut und Reinhard Pohl, Hrsg. (2015). *Technische Hydromechanik 4: Hydraulische und numerische Modelle*. 3. Auflage. Berlin, Deutschland: Beuth Verlag GmbH. ISBN: 978-3-410-24172-0 (siehe S. 41, 43).
- Mende, Michael und Christian Sindelar, Hrsg. (o.D.). *Instream River Training: Lenkbuhnen und Pendelrampen: Beiträge zum 15. Gemeinschafts-Symposium der Wasserbau-Institute TU München, TU Graz und ETH Zürich* (siehe S. 7).
- Menter, F. R. (1994). »Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications«. In: *AIAA Paper 94-0809* (siehe S. 60).
- Metcalf, Peter et al. (2017). »A modelling framework for evaluation of the hydrological impacts of nature-based approaches to flood risk management, with application to in-channel interventions across a 29-km² scale catchment in the United Kingdom«. In: *Hydrological Processes* 31.9, S. 1734–1748. ISSN: 08856087. DOI: 10.1002/hyp.11140 (siehe S. 32).
- Moin, P. und K. Mahesh (1998). »Direct Numerical Simulation: A Tool in Turbulence Research«. In: *Annual Review of Fluid Mechanics* 30.1, S. 539–578 (siehe S. 59).
- Montgomery, David R. et al. (1995). »Pool Spacing in Forest Channels«. In: *Water Resources Research* 31(4), S. 1097–1105 (siehe S. 6).
- Murad, Jousef (2018). *What is y+ (yplus)?* URL: <https://www.simscale.com/forum/t/what-is-y-yplus/82394> (siehe S. 62, 63, 65).
- Naudascher, Eduard (1992). *Hydraulik der Gerinne und Gerinnebauwerke*. Vienna: Springer Vienna. ISBN: 978-3-211-82366-8. DOI: 10.1007/978-3-7091-9222-1 (siehe S. 15).

- Nezu, Iehisa und Hiroji Nakagawa (1993). »Turbulence in Open-Channel Flows«. In: *IAHR/AIRH Monograph* (siehe S. 42, 94–97).
- Nortek Group (2019). *How much seeding is needed?* URL: <https://support.nortekgroup.com/hc/en-us/articles/360029480572-How-much-seeding-is-needed> (siehe S. 93).
- Odoni, N. A. und S. N. Lane (2010). *Assessment of the impact of upstream land management measures on flood flows in the Pickering Beck using OVERFLOW*. URL: <http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/summary?doi=10.1.1.622.8173> (siehe S. 32).
- Oertel, Mario (2012). »Cross-Bar Block Ramps: Flow Regimes – Flow Resistance – Energy Dissipation – Stability«. Habilitation. Wuppertal: Bergische Universität Wuppertal (siehe S. 27, 28).
- Oertel, Mario und Daniel Bung (2014). »Numerische Strömungssimulation von Fließgewässern – Wo stehen wir und was werden wir im Laufe der nächsten Jahre erreichen?« In: *Wasserbauliche Mitteilungen* Heft 50, S. 19–30 (siehe S. 38).
- OpenCFD Ltd. (2024). *k-omega Shear Stress Transport (SST)*. URL: <https://www.openfoam.com/documentation/guides/latest/doc/guide-turbulence-ras-k-omega-sst.html> (siehe S. 66).
- OpenFOAM (2024). *A.4 Standard boundary conditions*. Hrsg. von OpenCFD Ltd 2024. URL: <https://www.openfoam.com/documentation/user-guide/a-reference/a.4-standard-boundary-conditions> (siehe S. 71).
- OpenFOAM Foundation (2021). *OpenFOAM User Guide Version 8* (siehe S. 57).
- Pasternack, G. B. (2011). *2D modeling and ecohydraulic analysis*. Davis, CA (siehe S. 32).
- Pinto, Carolina et al. (2019). »Hydromorphological, hydraulic and ecological effects of restored wood: findings and reflections from an academic partnership approach«. In: *Water and Environment Journal* 33.3, S. 353–365. ISSN: 1747-6585. DOI: 10.1111/wej.12457 (siehe S. 32).
- Poleni, Johannes (1717). *De motu aquae mixto libri duo*. Padova: Typis Iosephi Comini (siehe S. 14).
- Pope, S. B. et al. (1998). »Turbulent Flows: Turbulence Modeling for CFD: The Numerical Computation of Turbulent Flows / General Circulation Experiments with the Primitive Equations: I. The Basic Experiment / A One-Equation Turbulence Model for Aerodynamic Flows / AIAA Paper 92-0439 / A Hybrid RANS-LES Approach with Delayed-DES and Wall-Modelled LES Capabilities / Direct Numerical Simulation:

- A Tool in Turbulence Research«. In: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 30.1, S. 539–578 (siehe S. 54, 58).
- Rafferty, Micheal (2017). *Computational Design Tool for Evaluating the Stability of Large Wood Structures*. Technical Note TN-103.2 (siehe S. 11).
- Ranga Raju, K. G. et al. (1983). »Rational Assessment of Blockage Effect in Channel Flow Past Smooth Circular Cylinders«. In: *Journal of Hydraulic Research* 21.4, S. 289–302. ISSN: 0022-1686. DOI: 10.1080/00221688309499435 (siehe S. 29).
- Rasche, Daniel et al. (2019). *Hydrodynamic simulation of the effects of in-channel large woody debris on the flood hydrographs of a low mountain range creek, Ore Mountains, Germany*. DOI: 10.5194/hess-2019-35 (siehe S. 32).
- Refsgaard, Jens Christian und Hans Jørgen Henriksen (2004). »Modelling guidelines—terminology and guiding principles«. In: *Advances in Water Resources* 27.1, S. 71–82. ISSN: 03091708. DOI: 10.1016/j.advwatres.2003.08.006 (siehe S. 32).
- Richmond, Ann D. und Kurt D. Fauseh (1995). »Characteristics and function of large woody debris in subalpine Rocky Mountain streams in northern Colorado«. In: *Canadian Journal of Fisheries and Aquatic Sciences* 52.8, S. 1789–1802. ISSN: 0706-652X. DOI: 10.1139/f95-771 (siehe S. 8).
- Rijkswaterstaat en Ministerie van Infrastructuur en Milieu Nederland, Hrsg. (2016). *Afwegingen bij het plaatsen van Rivierhout: Water. Wegen. Werken. Rijkswaterstaat*. (Siehe S. 7).
- Robison, E. George und Robert L. Beschta (1990). »Characteristics of Coarse Woody Debris for Several Coastal Streams of Southeast Alaska, USA«. In: *Canadian Journal of Fisheries and Aquatic Sciences* 47.9, S. 1684–1693. ISSN: 0706-652X. DOI: 10.1139/f90-193 (siehe S. 8).
- Roni, Philip et al. (2015). »Wood placement in river restoration: fact, fiction, and future direction«. In: *Canadian Journal of Fisheries and Aquatic Sciences* 72.3, S. 466–478. ISSN: 0706-652X. DOI: 10.1139/cjfas-2014-0344 (siehe S. 5).
- Roshko, Anatol, A. Steinolfson und Chattoorgoon (1975). »Flow Forces on a Cylinder Near a Wall or Near Another Cylinder«. In: (Siehe S. 24, 25).
- Rudolf-Miklau, F. et al. (2011). *Handbuch Wildholz – Praxisleitfaden*. Hrsg. von Internationale Forschungsgesellschaft Interpraevent. Klagenfurt (siehe S. 11).
- Ruiz-Villanueva, Virginia et al. (2014). »Two-dimensional numerical modeling of wood transport«. In: *Journal of Hydroinformatics* 16.5, S. 1077–1096. ISSN: 1464-7141. DOI: 10.2166/hydro.2014.026 (siehe S. 4).

- Sano, Masaki und Keiichi Tamai (2016). »A universal transition to turbulence in channel flow«. In: *Nature Physics* 12.3, S. 249–253. ISSN: 1745-2473. DOI: 10.1038/nphys3659 (siehe S. 41).
- Schalko, Isabella, Ellen Wohl und Heidi M. Nepf (2021). »Flow and wake characteristics associated with large wood to inform river restoration«. In: *Scientific reports* 11.1, S. 8644. DOI: 10.1038/s41598-021-87892-7 (siehe S. 5).
- Schewe, Günter (1983). »On the force fluctuations acting on a circular cylinder in crossflow from subcritical up to transcritical Reynolds numbers«. In: *Journal of Fluid Mechanics* 133, S. 265–285. ISSN: 0022-1120. DOI: 10.1017/S0022112083001913 (siehe S. 23).
- Schlichting, Hermann (2017). *Boundary-Layer Theory*. Springer (siehe S. 64).
- Schnauder, Ingo (2023). »Hydraulik von Totholz in Flüssen – Anforderungen, Herausforderungen, Ziele«. In: *Korrespondenz Wasserwirtschaft* 12, S. 809–814 (siehe S. 25).
- Schröder, Valentin (2019). *Übungsaufgaben zur Strömungsmechanik 2*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg. ISBN: 978-3-662-56055-6. DOI: 10.1007/978-3-662-56055-3 (siehe S. 19).
- Schulz-Zunkel, Christiane et al. (2019). »Wilde Mulde - Revitalisierung und Wirkungsanalyse in Fluss-Auen-Ökosystemen«. In: *Wasserwirtschaft* 109.11, S. 54–59. DOI: 10.1007/s35147-019-0285-2 (siehe S. 4).
- Seidel, Michael (2018). *Naturnaher Einsatz von Holz zur Entwicklung von Fließgewässern im Norddeutschen Tiefland*. Magdeburger Wasserwirtschaftliche Hefte. Aachen: Shaker. ISBN: 978-3-8440-5775-1 (siehe S. 8, 10).
- Shen, Xiaoyang (2023). »Piano-Key-Weirs as in-channel applications: Flow characteristics and geometry optimizations«. Dissertation. Hamburg: Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg. DOI: 10.24405/15075. URL: <https://openhsu.ub.hsu-hh.de/handle/10.24405/15075> (siehe S. 137).
- Shields, F. Douglas und Carlos V. Alonso (2012). »Assessment of flow forces on large wood in rivers«. In: *Water Resources Research* 48.4. ISSN: 00431397. DOI: 10.1029/2011WR011547 (siehe S. 21).
- Shields Jr., F. Douglas. und Christopher Gippel (1995). »Prediction of Effects of Woody Debris Removal on Flow Resistance«. In: *Journal of Hydraulic Engineering* 121(4), S. 341–354 (siehe S. 5, 21, 23).
- Shrivel, C. S. (1990). »Role of instream rootwads as juvenile coho salmon (*Oncorhynchus kisutch*) and steelhead trout (*O. mykiss*) cover habitat under varying streamflows«. In: *Canadian Journal of Fisheries and Aquatic Sciences* 47, S. 852–861. ISSN: 0706-652X (siehe S. 5).

- Shur, M. L. et al. (2008). »A Hybrid RANS-LES Approach with Delayed-DES and Wall-Modelled LES Capabilities«. In: *International Journal of Heat and Fluid Flow* 29.6, S. 1638–1649 (siehe S. 59).
- Siemens, Michael von et al. (2009). *Totholz bringt Leben in Flüsse und Bäche* (siehe S. 5).
- SimScale (2024). *K-Omega Turbulence Models*. URL: <https://www.simscale.com/docs/simulation-setup/global-settings/k-omega-sst/> (siehe S. 66).
- Smagorinsky, J. (1963). »General Circulation Experiments with the Primitive Equations: I. The Basic Experiment«. In: *Monthly Weather Review* 91.3, S. 99–164 (siehe S. 59).
- Smith, David L. et al. (2011). »Hydraulic Modeling of Large Roughness Elements with Computational Fluid Dynamics for Improved Realism in Stream Restoration Planning«. In: *Stream Restoration in Dynamic Fluvial Systems*. Hrsg. von Andrew Simon, Sean J. Bennett und Janine M. Castro. Geophysical Monograph Series. Washington, D. C.: American Geophysical Union, S. 115–122. ISBN: 9781118666678. DOI: 10.1029/2010GM000988 (siehe S. 32).
- Sokoray-Varga, Béla und Stefan Hoeger (2014). *BAWEmpfehlung - Messung mit dem Vectrino*. Hrsg. von Bundesanstalt für Wasserbau. Karlsruhe. URL: izw.baw.de/publikationen/empfehlungen/0/BAWEmpfehlung_Vectrino_Sokoray_Hoeger_2014.pdf (siehe S. 47, 51, 53).
- Spalart, P. R. et al. (1997). »Comments on the Feasibility of LES for Wings, and on a Hybrid RANS/LES Approach«. In: *Advances in DNS/LES: Direct numerical simulation and large eddy simulation*. United States, Air Force und Office of Scientific Research, S. 137–148. ISBN: 1570743657 (siehe S. 62, 63).
- Spitzer, Robert Edward (1965). »Measurements of unsteady pressures and wake fluctuations for flow over a cylinder at supercritical Reynolds number«. Diss. California Institute of Technology (siehe S. 23).
- Städtler, E. (2004). »Totholz und seine Bedeutung für unsere Fließgewässer«. In: *gewässer - info-Magazin zur Gewässerunterhaltung und Entwicklung* 30, S. 237–241 (siehe S. 5).
- Strobl, Theodor und Franz Zunic (2006). *Wasserbau: Aktuelle Grundlagen - Neue Entwicklungen*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg. ISBN: 978-3-540-47857-7. DOI: 10.1007/978-3-540-47857-7 (siehe S. 38, 41).
- Taddei, S., C. Manes und B. Ganapathisubramani (2016). »Characterisation of drag and wake properties of canopy patches immersed in turbulent boundary layers«. In: *Journal of Fluid Mechanics* 798, S. 27–49. ISSN: 0022-1120. DOI: 10.1017/jfm.2016.312 (siehe S. 20).

- Thomas, H. und T. Nisbet (2012). »Modelling the hydraulic impact of reintroducing large woody debris into watercourses«. In: *Journal of Flood Risk Management* 5.2, S. 164–174. ISSN: 1753-318X. DOI: 10.1111/j.1753-318X.2012.01137.x (siehe S. 32).
- Turcotte, Benoit, Robert G. Millar und Marwan A. Hassan (2016). »Drag Forces on Large Cylinders«. In: *River Research and Applications* 32.3, S. 411–417. ISSN: 15351459. DOI: 10.1002/rra.2868 (siehe S. 23, 29).
- Valverde, R. (2014). »Roughness and geometry effects of engineered log jams on 1-D flow characteristics«. Diss. Oregon State University (siehe S. 32).
- Vaz, G. et al. (2007). »Viscous flow computations on smooth cylinders a detailed numerical study with validation«. In: DOI: 10.1115/0MAE2007-29275 (siehe S. 23).
- Versteeg, H. K. und W. Malalasekera (2007). *An introduction to computational fluid dynamics: The finite volume method*. 2. ed. Harlow: Pearson/Prentice Hall. ISBN: 978-0-13-127498-3 (siehe S. 64, 74).
- Wall, C. E. et al. (2016). »Design and monitoring of woody structures and their benefits to juvenile steelhead (*Oncorhynchus mykiss*) using a net rate of energy intake model«. In: *Canadian Journal of Fisheries and Aquatic Sciences* 74.5, S. 727–738. ISSN: 0706-652X (siehe S. 32).
- Weller, H. G. et al. (1998). »A tensorial approach to computational continuum mechanics using object-oriented techniques«. In: *Computers in Physics* 12.6, S. 620–631 (siehe S. 57).
- Werdenberg, N., M. Mende und C. Sindelar (2014). »Instream river training: Fundamentals and practical example«. In: *River Flow 2014*. Hrsg. von Anton Schleiss et al. CRC Press, S. 1571–1577. ISBN: 978-1-138-02674-2. DOI: 10.1201/b17133-208 (siehe S. 7).
- Wieselsberger, C. (1922). *New Data on the Laws of Fluid Resistance*. Göttingen (siehe S. 21, 23).
- Wilcox, D. C. (2006). *Turbulence Modeling for CFD*. 3. Aufl. La Canada, California: DCW Industries (siehe S. 58, 62, 64, 66).
- Wohl, Ellen et al. (2016). »Management of Large Wood in Streams: An Overview and Proposed Framework for Hazard Evaluation«. In: *JAWRA Journal of the American Water Resources Association* 52.2, S. 315–335. ISSN: 1093474X. DOI: 10.1111/1752-1688.12388 (siehe S. 4, 5).
- Wu, Weiming et al. (2005). »A depth-averaged two-dimensional model for flow, sediment transport, and bed topography in curved channels with riparian vegetation«. In: *Water Resources Research* 41.3. ISSN: 00431397. DOI: 10.1029/2004WR003730 (siehe S. 32).

- Xu, Yuncheng und Xiaofeng Liu (2016). »3D computational modeling of stream flow resistance due to large woody debris«. In: *River Flow 2016*. Hrsg. von George Constantinescu, Marcelo Garcia und Dan Hanes. Taylor & Francis Group, 6000 Broken Sound Parkway NW, Suite 300, Boca Raton, FL 33487-2742: CRC Press, S. 2346–2353. ISBN: 978-1-138-02913-2. DOI: 10.1201/9781315644479-364 (siehe S. 32).
- Xu, Yuncheng und Xiaofeng Liu (2017). »Effects of Different In-Stream Structure Representations in Computational Fluid Dynamics Models—Taking Engineered Log Jams (ELJ) as an Example«. In: *Water* 9.2, S. 110. DOI: 10.3390/w9020110 (siehe S. 32).
- Yang, Fan, Hongwei An und Liang Cheng (2018). »Drag crisis of a circular cylinder near a plane boundary«. In: *Ocean Engineering* 154, S. 133–142. ISSN: 00298018. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2018.01.011 (siehe S. 23).
- Yong G. Lai und David J. Bandrowski (2014). »Large Wood Flow Hydraulics: A 3D Modeling Approach«. In: *International Congress on Environmental Modelling and Software*. URL: <https://scholarsarchive.byu.edu/iemssconference/2014/Stream-H/22> (siehe S. 32).
- Yong G. Lai et al. (o. D.). »Three Dimensional Computational Modeling of Flows through an Engineered Log Jam«. In: *World Environmental and Water Resources Congress 2017*, S. 16–23. DOI: 10.1061/9780784480625.003 (siehe S. 32).
- Yoshizawa, Akira (1986). »Statistical theory for compressible turbulent shear flows, with the application to subgrid modeling«. In: *The Physics of Fluids* 29.7, S. 2152–2164. ISSN: 0031-9171. DOI: 10.1063/1.865552 (siehe S. 60).

Appendix

Teil IV.

Anhang

Anhang A.

Versuchsstand

A.1. Bauteile und Installationen



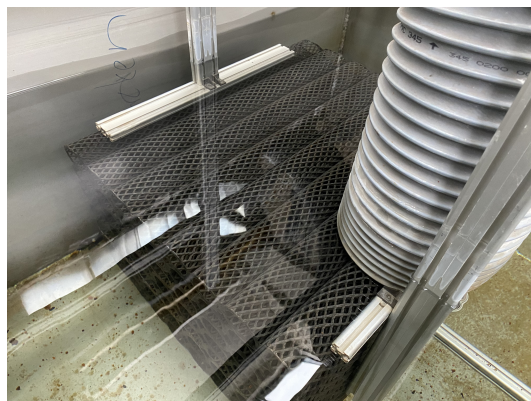
Kreiselpumpen



Zulaufbereich



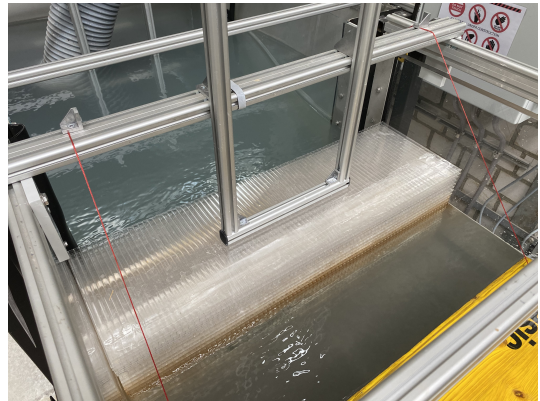
Drossel und Übergang Zulaufbehälter



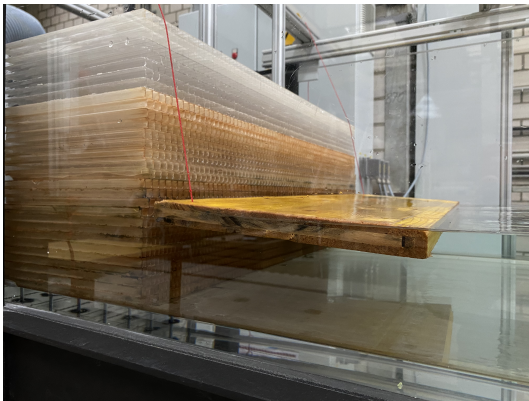
Zulaufbehälter mit Strömungsberuhigung



Zulaufbehälter mit Strömungsleittafeln



Strömungsgleichrichter im Rinnenübergang



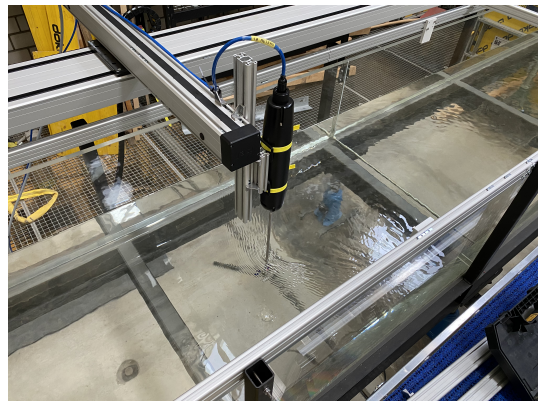
Schwimmbrett zur Wellenminderung



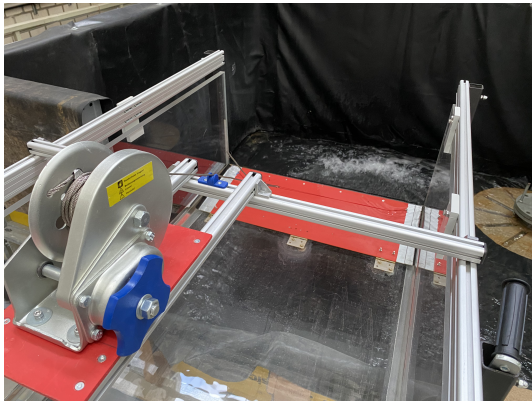
Hydraulischer Hubzylinder



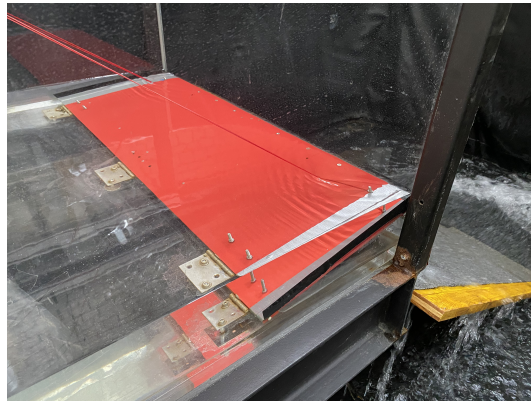
Hubspindel



Traverse mit installiertem ADV



Klappenwehr mit Handkurbel



Klappenwehr

A.2. Basisparameter/Eckdaten der Messtechnik

Magnetisch-induktiver Durchflussmesser



MID

Bezeichnung:
Nennweite:
Messsignal:
Messgröße (sekundär):
Genauigkeit:



IFC 300 Signalwandler

Bezeichnung:
Nennweite:
Messsignal:
Messgröße (sekundär):
Genauigkeit:

Ultraschallsensorik



Controller

Bezeichnung:
Messsignal:
Messgröße (sekundär):
Messbereich:
räumliche Auflösung:
Abtastrate:
Controller (Interface):



Ultraschallsensor

Bezeichnung:
Messsignal:
Messgröße (sekundär):
Messbereich:
räumliche Auflösung:
Abtastrate:
Controller (Interface):

Acoustic Doppler Velocimeter (ADV)



Vectrino im Einsatz



Transmitter/Receiver

Bezeichnung:

NORTEK Vectrino Plus

Messsignal:

Analog

Messvolumen

Entfernung:

50 mm

Durchmesser:

6 mm

Höhe:

3 bis 15 mm

Frequenz:

1 bis 200 Hz

Messbereich:

$\pm 0,03, 0,1, 0,3, 1, 2,5$ und 4 m s^{-1}

Genauigkeit:

$\pm 0,5 \%$ des gemessenen Wertes $\pm 1 \text{ mm s}^{-1}$

Plattformwägezelle



Controller



Plattformwägezelle

Bezeichnung:

HBK Plattformwägezelle Typ PW2DC3

Messsignal:

Analog

Nennlast:

7,2 kg

Mindestteilungswert:

0,5 g

Frequenz:

300 kHz

Besonderheit:

optimiert für dynamische Wägaufgaben

Controller (Interface):

HBK QuantumX MX440B (LAN)