



Optimierung von Stahlgießprozessen anhand eines Wassermodells mit begleitender Strömungssimulation

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur

(Dr.-Ing.)

Von: Nils Lichtenberg, M. Eng.
Geb. am: 25.01.1983 in Magdeburg

Genehmigt durch die Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Promotionskommission: Prof. Dr.-Ing. Lothar Mörl (Vorsitz)
Prof. Dr.-Ing. Dominique Thévenin (Gutachter)
Prof. Dr.-Ing. Eckard Specht (Gutachter)
Dr.-Ing. Ulrich Urlau (Gutachter)

Eingereicht am: 01.06.2021
Promotionskolloquium: 13.12.2021

„Wissen ohne tun ist wie Nichtwissen“

- Jens Corssen

Schriftliche Erklärung

Ich erkläre hiermit, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die aus fremden Quellen direkt oder indirekt übernommenen Gedanken sind als solche kenntlich gemacht.

Insbesondere habe ich nicht die Hilfe einer kommerziellen Promotionsberatung in Anspruch genommen. Dritte haben von mir weder unmittelbar noch mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalt der vorgelegten Dissertation stehen.

Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form als Dissertation eingereicht und ist als Ganzes auch noch nicht veröffentlicht.

Magdeburg, 01.06.2021

Nils Lichtenberg

Erklärung zur strafrechtlichen Verurteilung

Ich erkläre hiermit, nicht wegen einer Straftat verurteilt worden zu sein, die Wissenschaftsbezug hat.

Magdeburg, 01.06.2021

Nils Lichtenberg

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis.....	xi
Kurzzusammenfassung.....	xiii
Abstract	xiv
Teil A Gemeinsamer Teil und Grundlagen dieser Arbeit.....	19
A.1 Optimierung in die Gießereitechnik.....	19
A.1.1 Einführung und Gesamtziel	19
A.1.2 Strömungstechnische Optimierung zur Partikelinjektion in einem Verteiler für Stahlschmelzen (Teil B dieser Arbeit).....	19
A.1.3 Optimierung der Einströmung einer Bandgießanlage (Teil C dieser Arbeit).....	21
A.1.4 Motivation	22
A.2 Theoretische Grundlagen.....	25
A.2.1 Ähnlichkeitstheorie in der Stahlgießtechnik	25
A.2.2 Dimensionsanalyse für die Partikelinjektion.....	26
A.2.2.1 Prozessbeschreibung der Injektion	26
A.2.2.2 System I (Umströmung).....	28
A.2.2.3 System II (Auftrieb).....	29
A.2.2.4 System IIIa (Durchströmung mit Wandrauigkeit).....	31
A.2.2.5 System IIIb (Durchströmung mit Einbauten).....	33
A.2.3 Anwendung der Dimensionsanalyse für eine Modellsuche	34
A.2.3.1 Auswahl der Kennzahlen	34
A.2.3.2 Reynolds-Zahl	34
A.2.3.3 Euler-Zahl.....	36
A.2.3.4 Archimedes-Zahl.....	37
A.2.3.5 Stokes-Zahl	37
A.2.3.6 Schlussfolgerung für die Modellsuche	38
A.2.4 Auswahl der Modellpartikel	39
A.2.5 Arten der Partikel-Zugabe	41
A.2.6 Stationäre Sinkgeschwindigkeit und Kragendimensionierung.....	41
A.2.6.1 Strömungsmechanische Grundlagen	41
A.2.6.2 Berechnung der Steiggeschwindigkeit einer Gasblase in Wasser.....	43
A.2.6.3 Berechnung der Sinkgeschwindigkeit eines Partikels in Wasser.....	44
A.2.6.4 Dimensionierung der Spaltbreite des Kragens.....	45
A.2.7 Feinstaub	47
A.3 Aufbau der Gießanlagen (Wassermodell)	49
A.3.1 Aufbau Partikelinjektion.....	49

A.3.2	Aufbau Bandgießanlage	50
A.3.3	Einzelne Baugruppen des Aufbaus	54
A.3.3.1	Tauchrohr (Partikelinjektion/Strangguss)	54
A.3.3.2	Tauchrohr (Bandgießanlage)	55
A.3.3.3	Schattenrohr	55
A.3.3.4	Verteiler (Tundish)	55
A.3.3.5	TurboStop/ Damm	56
A.3.3.6	Stopfen (Partikelinjektion)	57
A.3.3.7	Stopfen (Bandgießanlage)	57
A.3.3.8	Beheizung des Versuchsstandes	58
A.3.3.9	Kragen zur Strömungskanalisation	59
A.3.3.10	Druckluftregelung/ Förderschnecke/ Zellenradschleuse	59
A.4	Zusammenfassung zur Optimierung in die Gießereitechnik mit Wassermodell und Simulationen	61
Teil B	Partikelinjektion in einem Verteiler für Stahlschmelzen	63
B.1	Partikelinjektion mit Transportgas	63
B.1.1	Prinzip	63
B.1.2	Durchführung	63
B.1.3	Auswertung	65
B.2	Partikelinjektion ohne Transportgas (Original-Stopfen)	67
B.2.1	Prinzip	67
B.2.2	Aufbau	68
B.2.3	Durchführung	68
B.2.4	Auswertung	69
B.3	Grundlegende Experimente zur Verbesserung des neuen Injektionsprozesses	73
B.3.1	Blasensäulen-Set als experimenteller Versuchsstand	73
B.3.2	Betriebsparameter und Randbedingungen der Partikelinjektion	74
B.3.3	Durchführung	75
B.3.4	Benetzbarkeit der PVC-Partikel	76
B.3.5	Auswertung	77
B.4	Re-Design eines verbesserten Stopfens zur Partikelinjektion	82
B.4.1	Aufbau mit innenliegender Begasung ohne Transportgas	82
B.4.2	Injektion von Partikeln mit größerer Dichte als Flüssigkeitsdichte	85
B.4.2.1	Injektion von schweren Partikeln mit Kragen	85
B.4.2.2	Injektion von schweren Partikeln ohne Kragen	86
B.4.2.3	Auswertung	88
B.4.3	Injektion von Partikeln mit geringerer Dichte als Flüssigkeitsdichte	89
B.4.3.1	Injektion von leichten Partikeln ohne Kragen	89
B.4.3.2	Injektion von leichten Partikeln mit Kragen	91

B.4.3.3	Auswertung	91
B.5	Weitere Untersuchungen an einem transparenten Stopfen	93
B.5.1	Ziel und Aufbau	93
B.5.2	Durchführung der Untersuchungen	94
B.5.3	Erste Zusammenfassung der Untersuchungen am transparenten Stopfen	96
B.6	Geometrische Effekte an der Stopfenspitze	98
B.6.1	Bohrlöcher an der Spitze und Kragenhöhe	98
B.6.1.1	Ziel und Konfigurationen	98
B.6.1.2	Versuchsaufbau und Durchführung	99
B.6.1.3	Auswertung und Zusammenfassung	101
B.6.2	Verringerung des Kragendurchmessers	104
B.7	Injektion durch eine Luftlanze mit Leitblech	106
B.7.1	Ziel	106
B.7.2	Aufbau und Durchführung	107
B.7.3	Auswertung der Partikelinjektion durch die Luftlanze	109
B.7.4	Einfluss des Leitbleches auf die Strömung und separate Partikelzufuhr	111
B.7.5	Kombination von Luftlanze und Leitblech mit separater Partikelzufuhr	114
B.8	Zusammenfassung und Ausblick der Partikelinjektion (Teil B)	116
Teil C	Verbesserte hydrodynamische Einströmung einer Bandgießanlage	119
C.1	Zielstellung und Grundlagen	119
C.1.1	Einleitung und Gesamtziel	119
C.1.2	Motivation	120
C.2	Experimentelle Untersuchungen der Bandgießanlage	120
C.2.1	Variationen des Tauchrohres	120
C.2.1.1	Tauchrohr mit rechteckigen Querschnitt	120
C.2.1.2	Tauchrohr mit rundem Querschnitt	123
C.2.1.3	Rundes Tauchrohr mit Trompete	124
C.2.1.4	Rundes Tauchrohr mit 12° Gärung	125
C.2.2	PIV-Messungen am Wassermodell der Bandgießanlage	126
C.2.2.1	Aufbau und Kalibrierung von der Seite am Beispiel des runden Tauchrohres	126
C.2.2.2	Aufbau und Kalibrierung von Oben	129
C.2.2.3	Validierung des Geschwindigkeitsprofils	129
C.2.3	Rundes Tauchrohr mit Trompete ohne Entlüftungsschlitz	131
C.2.4	Rundes Tauchrohr mit Trompete und Entlüftungsschlitz oben	132
C.2.5	Rundes Tauchrohr mit Trompete und Entlüftungsschlitz unten	133
C.2.6	Rundes Tauchrohr mit Trompete und Doppelschlitz vertikal	135
C.2.7	Rundes Tauchrohr mit Trompete und Doppelschlitz horizontal	137
C.2.8	Rundes Tauchrohr mit 12° Gärung	139
C.2.9	Besonderheiten beim Betrieb des Wassermodells	139

C.2.9.1	Einfluss der Stopfenstellung	139
C.2.9.2	Vibrationen des Stopfens	141
C.2.9.3	Hysterese beim Anfahrprozess.....	143
C.2.10	Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen des Tauchrohres	145
C.3	Numerische Untersuchungen der Bandgießanlage	147
C.3.1	Einführung und Gesamtziel	147
C.3.2	CFD-Simulationen des Teilmodells	149
C.3.2.1	Einführung und erste Ergebnisse	149
C.3.2.2	Untersuchung des Turbulenzmodells am Teilmodell.....	153
C.3.2.3	Untersuchung des Dralls am SST und SAS-SST Turbulenzmodell.....	155
C.3.2.4	Zusammenfassung der Simulationen am Teilmodell	159
C.3.3	CFD-Simulationen der gesamten Anlage mit Tauchrohr	161
C.3.3.1	Allgemein.....	161
C.3.3.2	Gesamte Analyse mit $k-\omega$ -SST Turbulenzmodell	163
C.3.3.3	Gesamte Analyse mit $k-\epsilon$ -SST Turbulenzmodell.....	168
C.3.3.4	Vergleich der Turbulenzmodelle	170
C.3.4	Korrelation zwischen CFD und PIV für die Geschwindigkeitsprofile	171
C.3.4.1	Datengrundlage.....	171
C.3.4.2	Ergebnisse mit $k-\omega$ -SST Turbulenzmodell in der Seitenansicht	173
C.3.4.3	Ergebnisse mit $k-\omega$ -SST Turbulenzmodell in der Draufsicht.....	174
C.3.4.4	Ergebnisse mit $k-\epsilon$ -SST Turbulenzmodell von der Seite	175
C.3.4.5	Ergebnisse für $k-\epsilon$ -SST Turbulenzmodell in der Draufsicht	175
C.3.5	Zusammenfassung der numerischen Untersuchungen der gesamten Anlage mit Tauchrohr	176
C.4	Zusammenfassung der Untersuchungen einer Bandgießanlage	178
Referenzen	180
Anhang	183
	Einfluss geometrischer Änderungen von Stopfenspitze und Bypass auf die Strömung im Stopfen.....	183
	Untersuchungen zum Durchfluss im Tauchrohr.....	187

Symbolverzeichnis

Bei Symbolen mit doppelter Bedeutung wurde darauf geachtet, dass diese Symbole an der jeweiligen Stelle näher erläutert werden. Damit beschränkt sich dieses Verzeichnis auf die bekanntesten Symbole und besitzt keinen Anspruch auf Vollständigkeit.

A	[m ²]	Fläche
Ar	[-]	Archimedes-Zahl
Ar_K	[-]	Archimedes-Zahl für Kugeln
$Ar_{K,c}$	[-]	kritische Archimedes-Zahl für Kugeln
B	[m]	Breite
c_w	[-]	Strömungswiderstandskoeffizient
c_p	[J/(kg·K)]	Wärmekapazität
d	[m]	Durchmesser
F	[N]	Kraft
g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung
H	[m]	Höhe
L	[m]	Länge
p	[Pa]	Druck
Re	[-]	Reynolds-Zahl
Re_K	[-]	Reynolds-Zahl für Kugeln
$Re_{K,c}$	[-]	kritische Reynolds-Zahl für Kugeln
T	[K]	Temperatur
t	[s]	Zeit
v	[m/s]	Geschwindigkeit
v_s	[m/s]	Stationäre Sinkgeschwindigkeit
α	[kg/s ³ ·K]	Wärmeübergangskoeffizient
β	[1/K]	Thermischer Wärmeausdehnungskoeffizient
Δ	[-]	Differenz
λ	[W/(m·K)]	Wärmeleitfähigkeit
ρ_P	[kg/m ³]	Dichte der Partikel
ρ, ρ_F	[kg/m ³]	Dichte des Fluides
η	[Pa·s]	dynamische Viskosität
ν	[m ² /s]	kinematische Viskosität
Ω	[-]	Omega-Zahl (auch Ljaschenko-Zahl L_j)
Ω_K	[-]	Omega-Zahl (auch Ljaschenko-Zahl L_j) für Kugeln
σ	[N/m]	Grenzflächenspannung

Abkürzungen

CAD	Computational Aided Design
CFD	Computational Fluid Dynamics
LIF	Laser-Induced Fluorescence
MnS	Mangan(II)-sulfid
Pb	Blei
PID	Piping and Instrumentation Diagram
PIV	Particle Imaging Velocimetry
PVC	Polyvinylchlorid
SiC	Siliciumcarbid
SEN	Submerged Entry Nozzle
SiO ₂	Siliciumdioxid/ Quarz/ Talc

Indizes

K	Kugel
SR	Schattenrohr
TR	Tauchrohr

Kurzzusammenfassung

In dieser Arbeit wird sowohl die Entwicklung eines neuartigen Verfahrens zur Partikelinjektion in einen Tundish als auch die hydrodynamische Verbesserung der Einströmung in eine Bandgießanlage beschrieben. Sie besteht aus drei Teilen und beschäftigt sich im übergeordneten Sinne mit der Optimierung von Strömungen in der Gießereitechnik.

Teil A stellt den gemeinsamen Teil beider Untersuchungen dar. Er gibt eine ausführliche Herleitung der dimensionslosen Kennzahlen, die eingehalten werden müssen, um einen Gießereiprozess mit einem Wassermodell nachzustellen (Ähnlichkeitstheorie). Auf dieser Grundlage wurde ein Versuchsstand (Wassermodell) aufgebaut, der eine maßstabsgetreue Stranggussanlage mit Tundish, Stopfen, Tauchrohr und Gießkokille nachbildet. Dieser Aufbau wurde dann modifiziert und somit für die zweite Reihe von Strömungsuntersuchungen in eine Bandgießanlage umgewandelt. Alle gemeinsamen Bauteile werden im Teil A vorgestellt, welcher zusätzlich die grundlegenden Verfahren zur Förderung von Feststoffen in Flüssigkeiten und die Gefahren beim Umgang mit feinen Pulvern erläutert.

Im Teil B wird die Injektion von Additiven zur Herstellung von Legierungen im Tundish untersucht. Es werden Additive in Form von Partikeln untersucht deren Dichte sowohl größer ist als die der Schmelze und damit sinken sowie Additive deren Dichte geringe ist die der Schmelze und damit aussteigen.

Es werden Möglichkeiten aufgezeigt, um Partikel (Additive) sehr nahe am Austritt des Tundishs und kurz vor der Erstarrung homogen zu vermischen. Hierzu bot sich die Zugabe durch den Stopfen bzw. im Stopfenbereich an. Damit werden die Freiheitsgrade bei der Legierungsarbeit im Vergleich zum Stand der Technik erweitert und es besteht die Möglichkeit zur Herstellung völlig neuer Stahl-Produkte mit völlig neuen Eigenschaften.

Prinzipiell gelten die Ergebnisse dieser Forschungsarbeit auch für nicht-eisen Legierungen und deren Herstellungsverfahren im Strangguss. Damit ergeben sich die beiden Hauptziele für die Entwicklung des neuen Stahlgießverfahrens: (1) gleichmäßige und homogene Dosierung des Additivs und (2) Additivzugabe nahe der Stahlgusskokille und damit direkt in den Gießstrang, um weitere produktspezifische Vorteile zu erlangen.

Der Versuchsstand, der zur Entwicklung des Prozesses diente, besteht zum größten Teil aus transparenten Bauteilen und kann die gleichen Strömungsverhältnisse des Hochtemperatur-Verfahrens bei Raumtemperatur nachbilden. Hinzu kommt der weitere Vorteil, dass in dem Wassermodell weniger gefährliche Substanzen, nämlich Wasser statt flüssigem Stahl und zum Beispiel PVC- statt Bleipartikel (Additiv mit höherer Dichte), zum Einsatz kommen.

Von Anfang an wurde der Stopfen als Injektor der Partikel in die Flüssigkeit eingesetzt. Die Partikel wurden zuerst mit Hilfe eines Transportgases gefördert und danach gravimetrisch in den Stopfen eingetragen. Intensive Untersuchungen der Strömungsverhältnisse im Inneren des Stopfens erweiterten den Stopfen zu einer Partikel-Mischkammer. Somit wurde am Ende dieser Arbeit eine blasenfreie, homogene und zeitlich konstante Zugabe des Pulvers in die Kokille erreicht.

Im Teil C wird die Einströmung durch ein Tauchrohr in eine Bandgießanlage untersucht. Acht verschiedene Tauchrohrgeometrien wurden geprüft, um eine schnelle Annäherung der Stahlfließgeschwindigkeit aus dem Tauchrohr an die Produktionsgeschwindigkeit des festen Knüppels zu erlangen. Dadurch werden die Spannungen, die beim Aushärten an den Rändern des Stranges entstehen, verringert und somit die Qualität des Produktes erhöht. Für die Beurteilung der Tauchrohrströmung in die Bandgießanlage wurden PIV-Messungen durchgeführt und die daraus ermittelten Geschwindigkeitsprofile miteinander verglichen. Somit konnten drei Vorzugsvarianten experimentell bestimmt werden.

Die aus den PIV-Messungen entstandenen Daten bildeten im weiteren Verlauf die Grundlage der Validierung einer Strömungssimulation (CFD) mit der der Versuchsstand numerisch erweitert werden kann. Zuerst wurden Berechnungen an einer vereinfachten Geometrie, bestehend aus Tauchrohr und Caster durchgeführt. Nach unzureichender Übereinstimmung mit den experimentellen Daten, wurde

die gesamte Versuchsstandsgeometrie, inklusive Tundish und Stopfen, simuliert. Gleichzeitig wurden zwei Turbulenzmodelle eingesetzt, welche die Drall-behaftete Strömung unterhalb des Stopfens unterschiedlich stark zeigen. Weiterführende Kreuzkorrelationen der Geschwindigkeitsprofile von PIV-Messungen und CFD konnten zum Schluss der Arbeit eine Empfehlung für das $k-\omega$ -SST Turbulenzmodell für diese Art der Strömung aussprechen.

Abstract

This work describes both the development of a novel method for particle injection into a tundish as well as the hydrodynamic improvement of the flow entering a twin-belt caster. It consists of three parts and, broadly speaking, deals with the optimization of flow in foundry technology.

Part A relates the common part of both investigations. It gives a detailed derivation of the dimensionless numbers that must be adhered to in order to fully reproduce a foundry process using a water model (similarity theory). Based on this concept, a test facility (water model), which replicates a true-to-scale continuous-casting plant with tundish, stopper, submerged entry nozzle, and casting mould, was set up for the analysis and development of the particle injection process. This same setup was then modified and thus converted into a twin-belt caster for the second set of flow investigations. All common components are presented in Part A. Furthermore, this part of the work also details the basic processes involved in conveying solids within liquids and the dangers involved in handling fine powders.

Part B investigates the addition of additives in the tundish, a process required in the production of alloys. This investigation takes both particles (additives) with a density higher and lower than that of the molten metals, causing them to sink or float, respectively.

Here, various particle addition possibilities are presented. Particles are added very close to the outlet of the tundish and shortly before solidification, aiming to homogeneously incorporate the particles into the mixture. To this end, injecting particles either through the stopper or into the stopper area proved suitable. This extends the degrees of freedom in the production of alloys compared to the state of the art, creating possibilities for novel steel products with entirely new properties. In principle, the results of this research work also apply to non-ferrous alloys and their continuous casting manufacturing processes. This results in the two main objectives for the development of the novel steel casting process: (1) uniform and homogeneous additive dosing and (2) additive addition close to the steel casting mold and therefore directly into the casting strand in order to obtain further product-specific advantages.

The test facility employed in the development of this novel process consists mostly of transparent components and replicates the flow conditions present in the high-temperature process, yet at room temperature. Furthermore, the water model has the added advantage that less dangerous substances are used, namely water instead of liquid steel and PVC instead of lead particles (higher density additive).

From the beginning, the stopper was used to inject the particles into the liquid. The particles were first conveyed with the aid of a transport gas and then entered into the stopper gravimetrically. Intensive investigations of the flow conditions inside the stopper expanded the use of the stopper to that of a particle-mixing chamber. Thus, at the end of this work, a bubble-free, steady state, and homogeneously distributed addition of the powder into the mold was achieved.

In part C, the inflow through a submerged nozzle into a twin-belt caster is examined. Eight different submerged entry nozzle geometries were tested in order to achieve a rapid approximation between the steel flow rate exiting the submerged entry nozzle and the production rate of the solid billet. This reduces the stresses that arise at the edges of the strand during hardening and therefore increases the quality of the product. PIV measurements were carried out to assess the submerged nozzle flow into the twin-belt caster. The resulting velocity profiles were compared with one another, allowing three preferred variants to be experimentally determined.

The data resulting from the PIV measurements subsequently formed the basis for the validation of a numerical model. First, flow simulations (CFD) were carried out on a simplified geometry consisting of the submerged nozzle and the caster. After observing inadequate agreement with the experimental data, the entire test facility geometry was simulated, including the tundish and the stopper. Two turbulence models were used, both of which revealed a strong swirling flow below the stopper, yet to varying degrees. Further cross-correlations between the velocity profiles of the PIV measurements and the CFD enabled a final recommendation of the $k-\omega$ -SST turbulence model for this type of flow.

Teil A Gemeinsamer Teil und Grundlagen dieser Arbeit

A.1 Optimierung in die Gießereitechnik

A.1.1 Einführung und Gesamtziel

In dieser Arbeit werden 2 Themen bearbeitet, die sich unmittelbar auf den Herstellungsprozess von Stahl beziehen und den etablierten Strangguss um ein neues Verfahren zur Partikelinjektion erweitern bzw. mit einem kontinuierlichen Bandguss-Verfahren kombinieren. Beide Untersuchungen wurden mit einem Wassermodell unterstützt, welches lediglich für die Untersuchungen der Bandgießanlage baulich modifiziert werden musste. Der Großteil des experimentellen Versuchsstandes ist für beide Untersuchungen identisch und wurde der Geometrie einer realen Strangguss-Anlage nachempfunden. Dadurch konnten die gleichen Strömungsbedingungen am Wassermodell abgebildet werden, solange die kinematische Viskosität von Wasser der des flüssigen Stahls entspricht (Abschnitt A.2.1).

Die Untersuchungen der Partikelinjektion (Teil B) beruhen auf rein experimentellen Methoden, die mit Tracer-Farbstoffen und optischen Kameras durchgeführt wurden. Die Einströmung in die Bandgießanlage wurde mit PIV-Messungen untersucht und mit Strömungssimulationen abgeglichen. Hierbei wurden anfangs starke Diskrepanzen zwischen den Ergebnissen festgestellt, welche zu einer Reihe an verbesserten Nachfolge-Simulationen führte die weitaus komplexer waren aber dadurch die Modellfehler aufgezeigt haben.

Die Untersuchungen einer Bandgießanlage (Teil C) beruhen sowohl auf experimentellen Methoden ähnlich denen im Teil B, lediglich mit einem baulich erweiterten Wassermodell und hohen Volumenströmen, als auch numerischen Untersuchungen, die mit dem Wassermodell validiert wurden und über das Experiment hinaus den Einfluss von bewegten Transportbändern auf die Geschwindigkeitsverteilung im Strang zeigen konnten.

Ziel ist es einen Versuchsstand aufzubauen, der für beide Projekte geeignet ist und mit wenig Aufwand umgebaut werden kann. Er muss die optische Zugänglichkeit bis an den Stopfen gewähren und adäquat das Wasser fördern können, welches die Gießereiparameter vorgeben. Des Weiteren soll ein numerisches Modell validiert werden, welches dann zu Modifizierungen der Bandgießanlage herangezogen werden kann.

A.1.2 Strömungstechnische Optimierung zur Partikelinjektion in einem Verteiler für Stahlschmelzen (Teil B dieser Arbeit)

In diesem Abschnitt wird die Zugabe von Additiven, welche sowohl eine höhere Dichte als auch eine geringere Dichte als die der Stahlschmelze aufweisen, untersucht. Im ersten Schritt soll ein Verfahren entwickelt werden, welches mit Unterstützung der Schwerkraft arbeitet und somit Partikel mit höherer Dichte als die Stahlschmelze injiziert. Dieses wird am Beispiel der Automatenstahl-Herstellung gezeigt. Automatenstähle sind Legierungen mit einem Bleianteil von 0,15 bis 0,35 Massen-%, welcher zu verbesserten Bearbeitungseigenschaften, wie leichterem Spanbruch und glatte Oberflächen auf automatisierten Zerspanungsmaschinen wie Drehbänken und Fräsen führt [1]. Weitere weitverbreitete Additive für Legierungen sind Siliziumkarbid SiC [2] oder Siliziumoxid SiO₂ (Talk) zur Beeinflussung der Gefügestruktur [3]. Beide Stoffe besitzen eine wesentlich geringere Dichte als Stahl und dessen Injektionsfähigkeit soll in diesem Zusammenhang untersucht werden.

Die Qualität des Automatenstahls soll durch eine homogene Verteilung und kontinuierliche Zugabe des Additivs (z.B. Blei) in der Stahl-Schmelze weiterhin hoch bleiben. Hierzu stehen sowohl Experimente an einer vereinfachten Geometrie des Tundish (Stahlverteiler), als auch numerische Simulations-Tools zur Verfügung. Ihre parallele Nutzung soll eine gegenseitige Optimierung und Verifizierung zur Folge haben.

Nachdem die Strömungsbedingungen innerhalb des Stahlverteilers ausreichend analysiert sind, wird in einem zweiten Schritt die Injektion von Partikel untersucht, deren Zugabe ein modifiziertes Verfahren zur Herstellung von Legierung darstellt.

Um die strömungstechnischen Abläufe bei der Herstellung von Stahl besser zu verstehen und Aussagen über deren Änderung bei Variation der baulichen Gegebenheiten zu treffen, wurde auf Grundlage der Ähnlichkeitstheorie (Kapitel A.2.1) ein Wassermodell im Maßstab 1:1 aufgebaut (Abb. A-1).

Hierbei wird die Tatsache herangezogen, dass flüssiger Stahl bei 1550°C die gleiche kinematische Viskosität aufweist, die Wasser bei ca. 25°C hat [4]. Unter Einhaltung von 4 nichtdimensionalen Kennzahlen (Reynolds-Zahl, Euler-Zahl, Archimedes-Zahl, Stokes-Zahl) können im Wassermodell die gleichen dynamischen Strömungsbedingungen der Stahl-Schmelze nachempfunden werden (Kapitel A.2.3). Sollen zusätzlich noch freie Oberflächen betrachtet werden, muss eine weitere dimensionslose Kennzahl, die Weber-Zahl, eingehalten werden. Die Oberflächenspannungen von Stahl und Wasser sind um fast ein 10-faches verschieden, so dass die wichtige Weber-Zahl leider nicht eingehalten werden kann. Jedoch sind die zu untersuchenden Bereiche des Strömungsfeldes weit von Phasen-Grenzflächen entfernt, so dass diese keine großen Einschränkungen auf Aussagen des Wassermodells aufweisen.

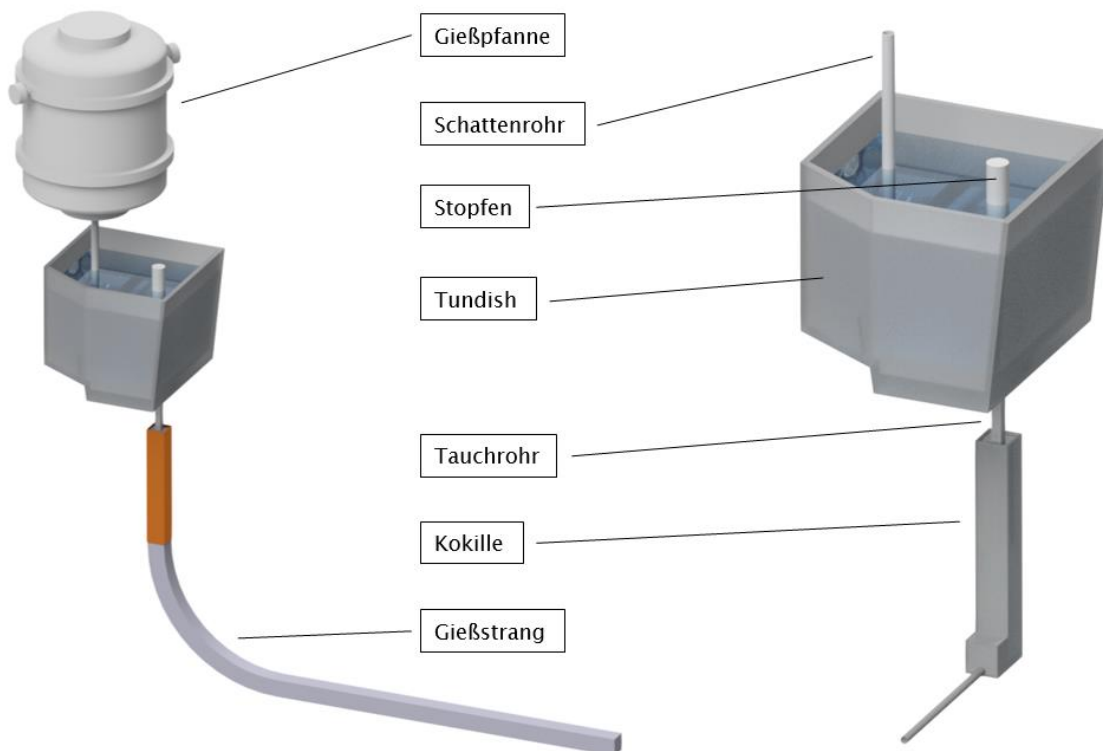


Abb. A-1: Strangguss-Anlage innerhalb des Stahlwerks (links) und im Wassermodell untersuchter Bereich (rechts)

Anhand der technischen Konstruktionszeichnungen die vom Auftraggeber zur Verfügung gestellt wurden, konnte ein Versuchsstand aufgebaut werden, der die gleichen Abmaße und geometrischen Besonderheiten, wie die reale Strangguss-Anlage besitzt. Für die Fertigung wurden lediglich Materialien verwendet, welche eine optische Zugänglichkeit ermöglichen (Acrylglas und Epoxidharz).

Die physikalischen Eigenschaften der Partikel können ebenfalls mit der Ähnlichkeitstheorie abgebildet werden. Damit kann die Erprobung einer Vielzahl von potenziellen Zusatzstoffen zur Herstellung von Automaten-Stählen erfolgen, die in ihrer Größe, Dichte und Form stark variieren können. Die Eindüsung dieser Partikel soll unmittelbar am Ausfluss des Stahlverteilers, in den flüssigen Stahl, erfolgen. Dadurch ist eine Konzentration oberhalb der Sättigungsgrenze mit diesen Additiven möglich und eine Entmischung während des Erstarrungsvorgangs des Stahls wird vermieden.

Durch optische Messungen (Particle Imaging Velocimetry: PIV-Messungen; Shadowgrafie; Auflicht Kameraaufnahmen) können die Geschwindigkeitsfelder und Mischvorgänge im Wasser visualisiert und quantitativ charakterisiert werden. Diese Messungen dienen im weiteren Verlauf der Untersuchungen, einen Abgleich über die Glaubhaftigkeit von numerischen Modellen zu erlangen, die für eine Vorhersage und eine anschließende Optimierung der Strömungsbedingungen am Computer notwendig sind. Der hohe Massenstrom an Blei stellt das Injektionsverfahren vor eine weitere Herausforderung, weil keine pneumatische Förderung diese Beladung von 0,2 Mass-% Blei mit einem angemessenen Gasförderstrom auf einer horizontalen Ebene transportieren kann. Daher ist ein wesentlicher Bestandteil des Projektes die Bereitstellung der Partikel am Injektionsort.

A.1.3 Optimierung der Einströmung einer Bandgießanlage (Teil C dieser Arbeit)

Bei den vorliegenden Untersuchungen soll ein Endprodukt mit Hilfe einer Bandgießanlage hergestellt werden, dessen Abmaße der Knüppel-Dimensionen [5] entspricht. Im heutigen Strangguss-Verfahren für Stähle liegen diese annähernd quadratischen Querschnitte bei über 100 cm Seitenlänge und einer entsprechenden Höhe von 60-70 % der Seitenlänge.

Der Prozess beginnt in der Pfanne, wo der Stahl aufgeschmolzen und die erste metallurgische Aufbereitung (z.B. Entgasung, Desoxydation) des Stahls [6] unter Einleitung von Inertgas erfolgt (in Abb. A-2 weiß dargestellt). Danach strömt der flüssige Stahl aus dem Schattenrohr in den Verteiler (Tundish) und wird dort an einen oder mehrere Gießstränge verteilt.

Der Ausfluss aus dem Tundish in die Kokille wird meistens mit einem Stopfen geregelt. Die Bewegung des Badspiegels in der Kokille wird gemessen, wodurch die Höhenposition des Stopfens gesteuert wird. Der Stopfen kann dann den Tundish komplett verschließen oder durch einen geregelten Ausfluss den Füllstand in der nachfolgenden Kokille bestimmen [7]. Die Kokille befindet sich bei der Bandgießanlage zwischen zwei rotierenden Transportbändern (in Abb. A-2 orange dargestellt) und den seitlichen Dämmen, welche sich allesamt in Gießrichtung bewegen und dabei die Geschwindigkeit der mittleren Gießgeschwindigkeit aufweisen.

Um die strömungstechnischen Abläufe bei der Herstellung von Stahl besser zu verstehen und Aussagen über deren Veränderung für verschiedene bauliche Gegebenheiten zu treffen, wurde auf Grundlage der Ähnlichkeitstheorie (Kapitel A.2.1) ein Wassermodell aufgebaut. Dieses Wassermodell beginnt mit dem Schattenrohr der Pfanne und endet mit dem Ausfließen aus der Bandgießanlage.

Hierbei wird erneut die Tatsache herangezogen, dass flüssiger Stahl bei 1550°C die gleiche kinematische Viskosität aufweist, die Wasser bei ca. 25°C hat. Unter Einhaltung der relevanten dimensionslosen Kennzahlen können die gleichen dynamischen Strömungsbedingungen nachempfunden werden. Nur die für eine freie Oberfläche wichtige Weber-Zahl wird auf Grund der stark unterschiedlichen Oberflächenspannungen nicht eingehalten.

Anhand der technischen Konstruktionszeichnungen, die in Kooperation mit dem Auftraggeber und weiteren Zulieferern entworfen und ausgearbeitet wurden, konnte ein Versuchsstand aufgebaut werden, der die geplanten Anforderungen mit all seinen geometrischen Besonderheiten besitzt. Für die Fertigung wurde Acrylglas verwendet, welches eine optische Zugänglichkeit ermöglicht.

Durch optische Messungen (PIV) können die vorherrschenden Geschwindigkeiten im Wasser visualisiert und quantitativ charakterisiert werden. Diese experimentellen Messungen dienen im weiteren Verlauf der Untersuchungen zum Abgleich von numerischen Modellen, die für eine anschließende Optimierung der Strömungsbedingungen am Computer verwendet werden sollen.



Abb. A-2: Darstellung aller Anlagenkomponenten des Gießverfahrens mit Bandgießanlage

Nachdem die Strömungsbedingungen innerhalb des Stahlverteilers (*Tundish*) ausreichend analysiert sind, werden in einem zweiten Schritt die Einströmbedingungen mit verschiedenen geformten Tauchrohren in der Bandgießanlage untersucht. Hierbei wird unter anderem versucht, den geringen Strömungsquerschnitt des Tauchrohres an den größeren Strömungsquerschnitt der Bandgießanlage anzugleichen. Diese Querschnittserweiterung am Ende des Tauchrohres, dient zur Minimierung der Fließgeschwindigkeit des Wassers (bzw. des Stahls).

Insgesamt werden 8 verschiedene Varianten für die Tauchrohr-Geometrie vorgestellt.

Die bewegten Seitenwände und Transportbänder der Bandgießanlage werden bei den experimentellen Untersuchungen am Wassermodell nicht nachempfunden, da ansonsten optische Messungen unmöglich wären.

Der Durchsatz an flüssigen Stahl soll dem gesamten Durchsatz aus vier Tauchrohren entsprechen und ist damit eine neuartige Randbedingung bei der Herstellung. Dieser hohe Durchfluss zeigt bereits im Wassermodell, dass konstruktive Änderungen am Stopfen vorzunehmen sind, um Herausforderungen einer entstehenden Vibration entgegen zu wirken.

A.1.4 Motivation

Mit der Zugabe von Additiven möglichst nahe am Start der Erstarrung erweitern sich die Freiheitsgrade bei der Legierungsarbeit im Vergleich zum Stand der Technik und es besteht die Möglichkeit zur Herstellung völlig neuer Stahl-Produkte mit völlig neuen Eigenschaften.

Am Beispiel der Injektion von Partikel mit einer höheren Dichte als die Schmelze ist die Zugabe von Blei als Legierung zur Automatenstahl-Herstellung ist immer noch Stand der Technik und weit verbreitet.

Bisherige Herstellungsverfahren geben Blei bereits in der Pfanne hinzu und verrühren diese hydrodynamisch mit Spülsteinen [8].

Nach der Sekundärmetallurgie in der Pfanne kommt es häufig zu einer Ablagerung von Blei am Boden der Anlage, wenn die Sättigung von Blei im flüssigen Stahl überschritten wird. Dadurch treten zwei wesentliche Probleme auf. Erstens die Kontamination mit hohen Bleianteilen an den Wänden des Apparates (Pfanne und Tundish) und zweitens eine ungleichmäßige Verteilung der Konzentration innerhalb des gegossenen Stranges.

Obendrein ist auch die Immission von Blei zu berücksichtigen, da von diesem Element eine Gefährdung für Menschen und Umwelt ausgeht. Daher sollte eine Ausgasung von Blei vermieden werden. Aus Aspekten des Umweltschutzes sollte eine Kontamination mit bleihaltigen Stählen so wenige Wände des Apparates wie möglich betreffen. Die Entsorgung der verschlissenen Apparate-Teile als (bedenklicher) Sonder-Müll soll mit einer gezielten Injektion von festen Blei-Partikeln verringert werden. Dieses führt zu einer weiteren Umweltschonung und Kosteneinsparung. Ökologisch dient dieses Verfahren zur Verringerung der Umweltbelastung durch Blei-Kontamination.

Für die Herstellung von legierten Stählen gibt es verschiedene Zugabeverfahren der jeweiligen Additive. Ein weites Spektrum der mechanischen Verfahrenstechnik wird hierbei für das Rühren und Durchmischen abgedeckt. Diese Verfahren haben eine meist hohe abrasive Wirkung auf Apparate und Maschinen und sind des Weiteren durch den Hochtemperaturbereich in ihren Materialien beschränkt. Der Verschleiß der Apparate wird durch eine schonende Zugabe von Partikeln im Auslass-Bereich des Tundishs verringert und damit gleichzeitig die Prozesszeit (batch-time) erhöht.

Auf lange Sicht werden neuentwickelte Legierungen die Zugabe von Blei ersetzen. In diesem Zusammenhang werden, in dieser Arbeit, weitere Untersuchungen durchgeführt, um das innovative Zugabeverfahren an einem weiten Spektrum von Additiven auszurichten. Die meisten Additive (z.B. MnS, SiC) besitzen eine geringere Dichte als die von Stahl und somit muss das Zugabeverfahren zusätzliche Auftriebskräfte überwinden können. Ökonomisch gesehen, sind die vorliegenden Untersuchungen eine Investition in innovative Prozesse zur Herstellung von neuartigen Stahl-Produkten.

Herausforderungen sind sowohl die Zuführung der Additive in Pulverform bei hohen Beladungen, die Anforderungen an die mechanische Festigkeit der Feuerfest-Materialien (Hochtemperaturfeste Materialien) bei Betriebstemperaturen von $>1500^{\circ}\text{C}$, sowie die Validierung der numerischen Werkzeuge zur Lösung komplexer Mehrphasenströmungen.

Das neue Injektionsverfahren wäre nicht nur auf den Strangguss limitiert, welcher immerhin 93% der weltweiten Stahlerzeugung ausmacht [9], dadurch dass die Injektion bereits im Verteiler erfolgt.

Ein weiterer Aspekt des neuen Verfahrens ist es auch neue metallurgische Werkstoffe herzustellen, da eine Zugabe von Additiven über der Löslichkeitsgrenze erreicht werden kann und damit bisher unbekanntes Verfestigungsvoraussetzung geschaffen werden können, welche z.B. Keimbildung entscheidend beeinflussen können.

Besonderheiten im Überblick:

- Herstellung noch nie dagewesener Materialien durch „Überladung“ der Legierung über die Sättigungsgrenze hinaus mit neuen produktspezifischen Eigenschaften.
- Vermeidung von Sondermüll durch Injektions-Direkt-Verfahren ohne Kontamination der Verteiler- und Pfannenwände.
- Umweltfreundliche Herstellung von Legierung mit geringen Anteilen gesundheitsgefährdender Stoffe durch Vermeidung von Ausgasung bzw. Kontakt des Gefahrstoffes mit der Umgebungsluft
- Präzise Dosierung von Additiven mit konstanter Konzentration und homogener Verteilung im Strang.
- Eintrag von Additiven mit geringer Dichte als Stahl

In Bezug auf die Stahlherstellung mit einer Bandgießanlage (Teil C) liegt die Motivation darin, dass es noch keine kommerzielle Anlage gibt die solche großen Knüppel-Abmaße herstellen kann. Erfolgreiche Anlagen sind lediglich bei der Herstellung von Kupfer bekannt [10].

Kontinuierliche Prozesse sind in der Regel kostengünstiger. Beim sogenannten CSP-Verfahren (Compact Strip Production) werden besonders lange Endprodukte hergestellt bei gleichzeitig extrem niedrigen Investitions- und Betriebskosten, sowie extrem niedrigen Umwelteinfluss unter Berücksichtigung von Produkteigenschaften auf dem Niveau einer höheren Produktionskette [11].

Im Vergleich zu den Experimenten am Wassermodell können in den numerischen Simulationen auf eine einfache Art und Weise die Länge der Gürtel oder die Gestalt der Gießanlage geändert werden und das in Dimensionen, die im Wassermodell aus Platzgründen nur schwer realisierbar wären. Ein weiterer Grund für die numerischen Untersuchungen ist die Erweiterung des Wassermodells mit bewegten Wänden. Diese sind im Experiment nur schwer darstellbar (z.B. mit einer Form von bewegtem Teppich, der auf der Innenseite der Plexiglas-Wandungen über ein Rollensystem betrieben wird), jedoch schränkt diese zusätzliche Baugruppe die optische Zugänglichkeit zum Versuchsstand stark ein.

Hier besteht die Chance die numerischen Modelle mit den Ergebnissen der PIV weiter zu validieren und für diese und zukünftige Untersuchungen zu verwenden.

A.2 Theoretische Grundlagen

A.2.1 Ähnlichkeitstheorie in der Stahlgießtechnik

In vielen Gebieten der Technik wird das Verhalten von Strömungen an Modellen nachempfunden. In der Luft- und Raumfahrt erfolgt dieses zum Beispiel in Windkanälen, wobei hier maßstabsgetreue Nachbildungen von einem Fluid angeströmt werden und trotz ihrer unterschiedlichen Abmessungen dieselben Strömungsverhältnisse aufzeigen. Wie ist das möglich?

Grundlage hierfür ist die sogenannte Ähnlichkeitstheorie, welche eine Verallgemeinerung von Strömungsverhältnissen durch Einführung dimensionsloser Kenngrößen voraussetzt. Jedes System oder jeder Prozess kann durch eine bestimmte Anzahl von physikalischen Größen eindeutig beschrieben werden, die diese beeinflussen. Diese Einflussgrößen sind auf der einen Seite Stoffwerte wie Dichte, Viskosität, Wärmeleitfähigkeit usw. und auf der anderen Seite sind es geometrische Größen wie Länge, Breite und Durchmesser. Die Anzahl dieser Größen ist von Fall zu Fall unterschiedlich. Für das System eines Stranggussverteilers sind es laut Odenthal [12] genau 24 physikalische Einflussgrößen welche die Schmelze, die Geometrie des Verteilers an sich und die Partikel beschreiben.

Tabelle 1: Physikalische Einflussgrößen für eine Dimensionsanalyse (Stranggussverteiler) nach [12]

Kategorie	Einflussgröße	Symbol	Einheit
Schmelze (Stoffgrößen und Anlagen- Eigenschaften)	Dichte	ρ_F	[kg/m ³]
	Dynamische Viskosität	η	[kg/(m·s)]
	Turbulente Viskosität	η_t	[kg/(m·s)]
	Wärmeleitfähigkeit	λ	[kg·m/(s ³ ·K)]
	Wärmekapazität	c_p	[m ² /(s ² ·K)]
	Wärmeübergangskoeffizient	α	[kg/s ³ ·K]
	Thermischer Ausdehnungskoeffizient	β	[1/K]
Verteiler (geometrische Größen)	Grenzflächenspannung	σ	[kg/s ²]
	Temperaturdifferenz Eintritt-Austritt	$\Delta T = T_{SR} - T_{TR}$	[K]
	Entleerungszeit	t	[s]
	Lokale Strömungsgeschwindigkeit	v	[m/s]
	Verteilerlänge	L	[m]
	Verteilerbreite	B	[m]
	Füllstandhöhe	H	[m]
Partikel, Gasblasen	Durchmesser Tauchrohr	d_{TR}	[m]
	Durchmesser Schattenrohr	d_{SR}	[m]
	Benetzte Reaktoroberfläche	O	[m ²]
	Durchmesser	d_p	[m]
	Dichte	ρ_p	[kg/m ³]
	Dynamische Viskosität	η	[kg/(m·s)]
Allgemein	Wärmeleitfähigkeit	λ	[kg·m/(s ³ ·K)]
	Wärmekapazität	c_p	[m ² /(s ² ·K)]
	Partikelgeschwindigkeit	v_p	[m/s]
	Erdbeschleunigung	g	[m/s ²]

Eine Methode, die dimensionsbehafteten physikalischen Größen zu dimensionslosen Verhältnissen zu überführen beschreibt das Buckingham π -Theorem [13]. Durch Anwendung dieser sogenannten Dimensionsanalyse können Zusammenhänge einiger physikalischer Größen gefunden werden, welche allgemeingültige Aussagen über das Strömungsverhalten beschreiben. Zum Beispiel zum Verhalten des Strömungswiderstandes einer Kugel für alle möglichen Durchmesser, bei unterschiedlichen

Viskositäten der Flüssigkeit in Abhängigkeit der Anströmgeschwindigkeit. Dieser Zusammenhang kann allgemeingültig mit lediglich zwei dimensionslosen Parametern (Widerstandskoeffizient c_w und Reynolds-Zahl Re) beschrieben werden, auch wenn für die Beschreibung des Systems der Umströmung insgesamt 5 Variablen notwendig sind (Siehe Abschnitt A.2.2.2).

Die Dimensionsanalyse (Abschnitt A.2.2) als Grundlage für die Ähnlichkeitstheorie wird für die Partikelinjektion durchgeführt und ist zugleich für die Strangguss-Untersuchungen gültig, da sie sowohl die Systeme der Um- und Durchströmung betrachtet, welche für den Strangguss entscheidend sind. Darüber hinaus wird für die Injektion der Auftrieb betrachtet. Damit werden alle wichtigen Vorgänge bezüglich des Stofftransportes (Konvektion) sowie der Durch- und Entmischung einer Dreiphasenströmung und einer Zweiphasenströmung in dem Abschnitt A.2.2 behandelt.

A.2.2 Dimensionsanalyse für die Partikelinjektion

A.2.2.1 Prozessbeschreibung der Injektion

Wie schon in der Einleitung zu diesem Thema erwähnt, ist die Ähnlichkeitstheorie ein Werkzeug um mit Hilfe von Modellen Aussagen über das Verhalten von Prototypen zu entwickeln. Daher ist die Dimensionsanalyse der erste Schritt zur Entwicklung eines neuartigen Injektionsverfahrens für die ein Versuchsstand im Labor und davon abgeleitet ein Prototyp in einer Gießerei aufgebaut werden soll.

Die strömungsmechanischen Eigenschaften der Injektion von Partikeln in eine Stahlschmelze werden im Wesentlichen von der Geometrie der Gießanlage (Länge, Breite, Strömungsquerschnitte usw.), der Schmelze (Dichte, Viskosität) als kontinuierliche Flüssigkeit, den Partikeln (Durchmesser, Dichte) und einem Transportgas (Dichte, Gasblasendurchmesser) bestimmt. Die Partikel sollen mit Hilfe eines Trägergases in eine Flüssigkeit eingebracht werden, sich dann vom Gas trennen und nach unten sedimentieren bzw. mit der umgebenden Flüssigkeit mitströmen, wobei das Gas nach oben aufsteigt, wie in Abb. A-3 schematisch dargestellt.

Es handelt sich hierbei um eine Dreiphasenströmung, da zwei Fluide (Schmelze, Transportgas für Partikel) und ein Feststoff (Partikel) vorhanden sind.

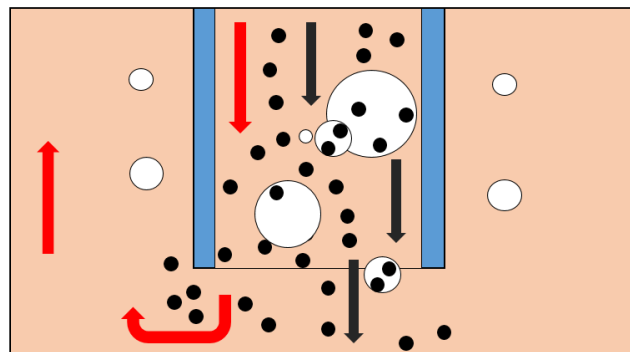


Abb. A-3: Schematische Darstellung der Injektion von Partikeln (schwarz) mit Hilfe eines Trägergases (weiß) in eine Flüssigkeit (orange) durch ein Tauchrohr (blau) als Dreiphasenströmung. Sedimentationsrichtung der Partikel und Strömungsrichtung (schwarze Pfeile) mit konvektionsgetriebener Strömung der Gasblasen aus dem Tauchrohr und deren anschließender Auftrieb (rote Pfeile).

Für diese Dreiphasenströmung werden im Folgenden die wichtigsten strömungsmechanischen Zustände (Abb. A-4) betrachtet.

Das erste System ist die reibungsbehaftete Umströmung eines Partikels mit einem Fluid. Das zweite System betrachtet den reibungsbehafteten Auftrieb eines Partikels im Schwerfeld der Erde und das dritte System ist die Durchströmung eines Rohres mit einem Fluid. Wobei die Druckdifferenz im dritten System des durchströmten Rohres einmal auf Grund der Rohrrauigkeit k_s und einmal auf Grund eines eingebauten Objektes wie z.B. ein Ventil hervorgerufen wird.

Die Variablen in Abb. A-4 sind: Geschwindigkeit v , Dichte des Fluids ρ_F , Dichte des Partikels bzw. Gasblase $\rho_{P/G}$, Durchmesser des Partikels bzw. Gasblase D , dynamische Viskosität η , Widerstandskraft F_W , Auftriebskraft F_A , eine charakterlichen Länge L und den Durchmesser D des Tauchrohres, das Schwerefeld der Erde mit der Erdbeschleunigung g und der Druckverlust Δp .

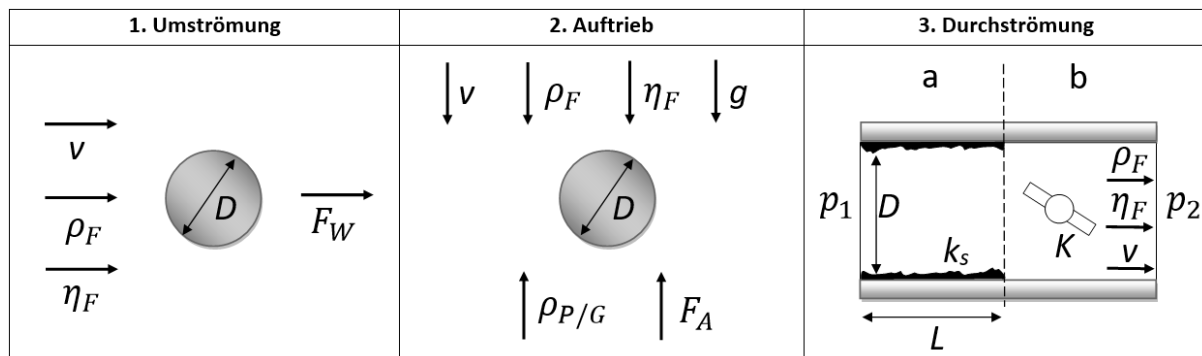


Abb. A-4: Überblick der drei strömungsmechanischen Systeme für die Dimensionsanalyse

Für jedes System werden zuerst die relevanten Variablen (Anzahl n) ausgewählt und in einen funktionalen Zusammenhang gebracht. Dann werden die wiederkehrenden Variablen gesammelt, um als Basis für das Buckingham π -Theorem zu fungieren. Diese wiederkehrenden Variablen dürfen nicht voneinander abhängig und nicht dimensionslos sein. Zusätzlich sollten die Einheiten der Variablen alle drei Grunddimensionen der Strömungsmechanik m (Länge, Masse, Zeit) enthalten [14].

Die Differenz von Dimensionen m und Variablen n ergibt die Anzahl ($n-m$) der wichtigen dimensionslosen Parameter (π -Terme), welche das gesuchte System beschreiben.

Die π -Terme werden durch Kombination drei wiederholenden mit den übrigen Variablen gebildet und können nach dem Lösen der Gleichungen noch in einen weiteren funktionalen Zusammenhang gebracht werden, der das System beschreibt. Zum Beispiel der Rohrreibungskoeffizient λ und die Reynolds-Zahl im Moody-Diagramm in Abb. A-5 (rechts).

Festzuhalten ist, dass es sich bei der Injektion von Partikeln nicht um einen Zerstäubungsvorgang handelt bei dem die Tropfenverformung charakterisiert werden muss. Damit wird im Folgenden auch keine Oberflächenspannung betrachtet. Auch keine Betrachtung findet das Wellenverhalten, da der betrachtete Ort weit von der Oberfläche entfernt ist. Des Weiteren brauchen auch keine Wärmeübergänge oder die Temperaturabhängigkeit betrachtet werden, da keine Erstarrungseffekte untersucht werden sollen. Damit bleiben die physikalischen Größen aus Tabelle 2 von Interesse für die weiteren Untersuchungen.

Tabelle 2: Physikalische Einflussgrößen für die Injektion von Partikeln

Kategorie	Einflussgröße	Symbol	Einheit	Dimensionen
Schmelze (Stoffgrößen und Anlagen- Eigenschaften)	Dichte	ρ_F	[kg/m ³]	[M/L ³]
	Dynamische Viskosität	η_F	[kg/(m·s)]	[M/(L·T)]
	Grenzflächenspannung	σ	[kg/s ²]	[M/T ²]
	Lokale Strömungsgeschwindigkeit	v	[m/s]	[L/T]
	Verteilerlänge	L	[m]	[L]
	Verteilerbreite	B	[m]	[L]
	Füllstandhöhe	H	[m]	[L]
	Durchmesser Tauchrohr	d_{TR}	[m]	[L]
Partikel	Durchmesser Schattenrohr	d_{SR}	[m]	[L]
	Dichte	ρ_P	[kg/m ³]	[M/L ³]
	Durchmesser	d_P	[m]	[L]
Gasblasen	Partikelgeschwindigkeit	v_P	[m/s]	[L/T]
	Dichte	ρ_G	[kg/m ³]	[M/L ³]

	Durchmesser	d_G	[m]	[L]
	Aufstiegsgeschwindigkeit	v_G	[m/s]	[L/T]
	Dynamische Viskosität	η_G	[kg/(m·s)]	[M/(L·T)]
Allgemein	Erdbeschleunigung	g	[m/s ²]	[L/T ²]
	Widerstandskraft	F_W	[N] = [kg·m/s ²]	[M·L/T ²]
	Gewichtskraft	F_G	[N]	[M·L/T ²]
	Auftriebskraft	F_A	[N]	[M·L/T ²]
	Druckverlust	Δp	[N/m ²]	[M/(L·T ²)]

A.2.2.2 System I (Umströmung)

Für alle Gegenstände, die im Gießereiprozess mit der flüssigen Schmelze umströmt werden, soll im Folgenden geklärt werden, welche Zusammenhänge erfüllt sein müssen, um die gleichen Widerstandskräfte im Modell zu erreichen.

Wie in Abb. A-4 dargestellt wird die Widerstandskraft F_W von 4 weiteren physikalischen Größen abhängig sein $F_W = f(\rho_F, v, D, \eta)$, welche in Tabelle 3 aufgelistet sind.

Tabelle 3: Relevante Größen zur Beschreibung der Umströmung eines Körpers in einer Schmelze

	Variablen	Einheit	Dimension
1.	Dichte ρ_F	[kg/m ³]	[M/L ³]
2.	Geschwindigkeit v	[m/s]	[L/T]
3.	Durchmesser D	[m]	[L]
4.	dynamische Viskosität η	[kg/m·s]	[M/L·T]
5.	Widerstandskraft F_W	[kg·m/s ²]	[M·L/T ²]

Als drei wiederkehrende Variablen werden die Dichte ρ_F , die Geschwindigkeit v und der Durchmesser D von den fünf relevanten Variablen ausgewählt, um die zwei π -Terme zu ermitteln.

$$\begin{aligned}\pi_1 &= \rho^a \cdot v^b \cdot D^c \cdot \eta \\ \pi_1 &= \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3}\right]^a \cdot \left[\frac{\text{L}}{\text{T}}\right]^b \cdot [\text{L}]^c \cdot \left[\frac{\text{M}}{\text{L} \cdot \text{T}}\right] \\ \pi_1 &= [\text{M}]^{a+1} \cdot [\text{L}]^{-3a+b+c-1} \cdot [\text{T}]^{-b-1}\end{aligned}$$

Ermittlung der Exponenten:

$$\begin{aligned}a + 1 &= 0 \Rightarrow a = -1 \\ -b - 1 &= 0 \Rightarrow b = -1 \\ -3a + b + c - 1 &= 0 \Rightarrow c = -1\end{aligned}$$

Damit ergibt sich für den ersten π -Term:

$$\begin{aligned}\pi_1 &= \rho^{-1} \cdot v^{-1} \cdot D^{-1} \cdot \eta \\ \pi_1 &= \frac{\eta}{\rho \cdot D \cdot v}\end{aligned}$$

Dieser Term ist im Ingenieurwesen besser bekannt unter dem Namen **Reynolds-Zahl** Re bzw. in diesem Fall der Kehrwert der Reynolds-Zahl.

$$\pi_1 = \frac{\eta}{\rho \cdot D \cdot v} = \frac{1}{Re} \quad (\text{A-1})$$

Für die Ermittlung des zweiten π -Terms werden wieder dieselben wiederkehrenden Variablen verwendet und dieses Mal mit der Widerstandskraft F_W multipliziert.

$$\begin{aligned}\pi_2 &= \rho^a \cdot v^b \cdot D^c \cdot F_W \\ \pi_2 &= \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3}\right]^a \cdot \left[\frac{\text{L}}{\text{T}}\right]^b \cdot [\text{L}]^c \cdot \left[\frac{\text{M} \cdot \text{L}}{\text{T}^2}\right] \\ \pi_2 &= [\text{M}]^{a+1} \cdot [\text{L}]^{-3a+b+c+1} \cdot [\text{T}]^{-b-2}\end{aligned}$$

Ermittlung der Exponenten:

$$a + 1 = 0 \Rightarrow a = -1$$

$$-b - 2 = 0 \Rightarrow b = -2$$

$$-3a + b + c + 1 = 0 \Rightarrow c = -2$$

Damit ergibt sich für den zweiten π -Term:

$$\pi_2 = \rho^{-1} \cdot v^{-2} \cdot D^{-2} \cdot F_W$$

$$\pi_2 = \frac{F_W}{\rho \cdot v^2 \cdot D^2}$$

Dieser Term ist im Ingenieurwesen besser bekannt als **Widerstandsbeiwert** c_W :

$$\pi_2 = \frac{F_W}{\rho \cdot v^2 \cdot D^2} = c_W \tag{A-2}$$

Der funktionale Zusammenhang dieser beiden Terme $\pi_2 = f(\pi_1)$ ist in der Technik sehr bekannt und für verschiedenste Körper ob Kugel-, Platten-, Zylinder- oder Fahrzeug-Geometrien gut untersucht. Damit ist das erste System aus 5 Variablen mit 2 nichtdimensionalen Parametern allgemeingültig beschreibbar und in Abb. A-5 (links) abgebildet.

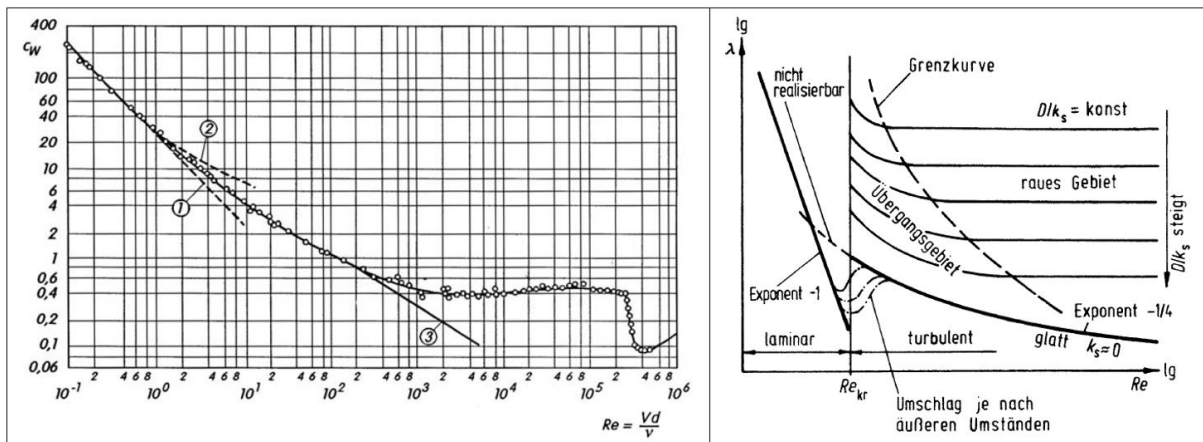


Abb. A-5: Strömungswiderstand um eine Kugel als Funktion der Reynolds-Zahl (1 = nach G.G. Stokes (1856), 2 = nach C.W. Oseen (1911), 3 = nach B. Fornberg (1988)) (links, [15]) sowie Funktionaler Zusammenhang zwischen Strömungswiderstand in Rohren und der Reynolds-Zahl (rechts, [16])

A.2.2.3 System II (Auftrieb)

Dieses System beschreibt alle strömungsmechanischen Vorgänge im Gießereiprozess, die aufgrund eines Dichtegradienten zwischen zwei Phasen auftreten und charakterisiert damit die Bewegung von Partikeln bzw. Gasblasen.

Wie in Abb. A-4 dargestellt wird die Auftriebskraft F_A von 6 weiteren physikalischen Größen abhängig sein $F_A = f(\rho_F, \rho_{P/G}, v, D, \eta, g)$, welche in Tabelle 4 aufgelistet sind.

Tabelle 4: Relevante Größen zur Beschreibung des Auftriebs von Partikeln bzw. Gasblasen in einer Schmelze

Variablen	Einheit	Dimension
1. Dichte Flüssigkeit ρ_F	[kg/m ³]	[M/L ³]
2. Dichte Partikel/ Gasblase $\rho_{P/G}$	[kg/m ³]	[M/L ³]
3. Geschwindigkeit v	[m/s]	[L/T]
4. Durchmesser D	[m]	[L]
5. Dynamische Viskosität η	[kg/m · s]	[M/L · T]
6. Erdanziehungskraft g	[m/s ²]	[L/T ²]
7. Auftriebskraft F_A	[kg · m /s ²]	[M · L/ T ²]

Statt der Dichte der Partikel bzw. der Gasblasen wird ein Dichteunterschied $\Delta\rho = \rho_F - \rho_{P/G}$ zwischen Flüssigkeit und der weiteren Phase angegeben. Und für eine bessere Übersichtlichkeit wird die Dichte von $\rho_{P/G}$ lediglich als ρ_P geschrieben. Als drei wiederkehrende Variablen werden der Dichtegradient

$\Delta\rho$, die dynamische Viskosität η und der Durchmesser D aus den $n = 7$ relevanten Variablen gewählt, um die vier zu erwartenden π -Terme zu ermitteln.

$$\begin{aligned}\pi_1 &= \Delta\rho^a \cdot D^b \cdot \eta^c \cdot g \\ \pi_1 &= \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3}\right]^a \cdot [\text{L}]^b \cdot \left[\frac{\text{M}}{\text{L} \cdot \text{T}}\right]^c \cdot \left[\frac{\text{L}}{\text{T}^2}\right] \\ \pi_1 &= [\text{M}]^{a+c} \cdot [\text{L}]^{-3a+b-c+1} \cdot [\text{T}]^{-c-2}\end{aligned}$$

Ermittlung der Exponenten:

$$\begin{aligned}-c - 2 &= 0 \Rightarrow c = -2 \\ a + c &= 0 \Rightarrow a = 2 \\ -3a + b - c + 1 &= 0 \Rightarrow b = 3\end{aligned}$$

Damit ergibt sich für den ersten π -Term:

$$\begin{aligned}\pi_1 &= \Delta\rho^2 \cdot D^3 \cdot \eta^{-2} \cdot g \\ \pi_1 &= \frac{g \cdot D^3 \cdot \Delta\rho^2}{\eta^2}\end{aligned}\tag{A-3}$$

Für die Ermittlung des zweiten π -Terms werden wieder dieselben wiederkehrenden Variablen verwendet und dieses Mal mit der Auftriebskraft F_A multipliziert.

$$\begin{aligned}\pi_2 &= \Delta\rho^a \cdot D^b \cdot \eta^c \cdot F_A \\ \pi_2 &= \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3}\right]^a \cdot [\text{L}]^b \cdot \left[\frac{\text{M}}{\text{L} \cdot \text{T}}\right]^c \cdot \left[\frac{\text{M} \cdot \text{L}}{\text{T}^2}\right] \\ \pi_2 &= [\text{M}]^{a+c+1} \cdot [\text{L}]^{-3a+b-c+1} \cdot [\text{T}]^{-c-2}\end{aligned}$$

Ermittlung der Exponenten:

$$\begin{aligned}-c - 2 &= 0 \Rightarrow c = -2 \\ a + c + 1 &= 0 \Rightarrow a = 1 \\ -3a + b - c + 1 &= 0 \Rightarrow b = 0\end{aligned}$$

Damit ergibt sich für den zweiten π -Term:

$$\begin{aligned}\pi_2 &= \Delta\rho^1 \cdot D^0 \cdot \eta^{-2} \cdot F_A \\ \pi_2 &= \frac{\Delta\rho \cdot F_A}{\eta^2}\end{aligned}\tag{A-4}$$

Für die Ermittlung des dritten π -Terms werden die wiederkehrenden Variablen mit der Geschwindigkeit v multipliziert.

$$\begin{aligned}\pi_3 &= \Delta\rho^a \cdot D^b \cdot \eta^c \cdot v \\ \pi_3 &= \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3}\right]^a \cdot [\text{L}]^b \cdot \left[\frac{\text{M}}{\text{L} \cdot \text{T}}\right]^c \cdot \left[\frac{\text{L}}{\text{T}}\right] \\ \pi_3 &= [\text{M}]^{a+c} \cdot [\text{L}]^{-3a+b-c+1} \cdot [\text{T}]^{-c-1}\end{aligned}$$

Ermittlung der Exponenten:

$$\begin{aligned}-c - 1 &= 0 \Rightarrow c = -1 \\ a + c &= 0 \Rightarrow a = 1 \\ -3a + b - c + 1 &= 0 \Rightarrow b = 1\end{aligned}$$

Damit ergibt sich für den dritten π -Term:

$$\begin{aligned}\pi_3 &= \Delta\rho^1 \cdot D^1 \cdot \eta^{-1} \cdot v \\ \pi_3 &= \frac{\Delta\rho \cdot v \cdot D}{\eta}\end{aligned}\tag{A-5}$$

Für die Ermittlung des vierten π -Terms werden die wiederkehrenden Variablen mit der Dichte der Flüssigkeit ρ_F multipliziert.

$$\begin{aligned}\pi_4 &= \Delta\rho^a \cdot D^b \cdot \eta^c \cdot \rho_F \\ \pi_4 &= \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3}\right]^a \cdot [\text{L}]^b \cdot \left[\frac{\text{M}}{\text{L} \cdot \text{T}}\right]^c \cdot \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3}\right] \\ \pi_4 &= [\text{M}]^{a+c+1} \cdot [\text{L}]^{-3a+b-c-3} \cdot [\text{T}]^{-c}\end{aligned}$$

Ermittlung der Exponenten:

$$-c = 0 \Rightarrow c = 0$$

$$\begin{aligned} a + c + 1 = 0 &\Rightarrow a = -1 \\ -3a + b - c - 3 = 0 &\Rightarrow b = 0 \end{aligned}$$

Damit ergibt sich für den vierten π -Term:

$$\begin{aligned} \pi_4 &= \Delta\rho^{-1} \cdot D^0 \cdot \eta^0 \cdot \rho_F \\ \pi_4 &= \frac{\rho_F}{\Delta\rho} \end{aligned} \quad (\text{A-6})$$

Durch einfache Kombination der π -Terme können diese zu, in der Technik, sehr geläufigen Kennzahlen umgewandelt werden. Die erste sinnvolle Kombination ergibt die **Reynolds-Zahl**:

$$\pi_3 \cdot \pi_4 = \frac{\Delta\rho \cdot v \cdot D}{\eta} \cdot \frac{\rho_F}{\Delta\rho} = \frac{\rho_F \cdot v \cdot D}{\eta} = \text{Re} \quad (\text{A-7})$$

Die zweite sinnvolle Kombination ergibt die **Archimedes-Zahl**:

$$\pi_1 \cdot \pi_4 = \frac{g \cdot D^3 \cdot (\rho_F - \rho_P) \cdot (\rho_F - \rho_P)}{\eta^2} \cdot \frac{\rho_F}{(\rho_F - \rho_P)} = \frac{g \cdot D^3 \cdot \rho_F \cdot (\rho_F - \rho_P)}{\eta^2} = \text{Ar} \quad (\text{A-8})$$

Und die dritte sinnvolle Kombination beschreibt die Abhängigkeiten der Auftriebskraft F_A :

$$\frac{\pi_2}{\pi_1 \cdot \pi_4} = \frac{\Delta\rho \cdot F_A}{\eta^2} \cdot \frac{\eta^2}{g \cdot D^3 \cdot \Delta\rho^2} \cdot \frac{\Delta\rho}{\rho_F} = \frac{F_A}{\rho_F \cdot g \cdot D^3} = C \quad (\text{A-9})$$

Experimentell könnte dann der Beiwert C bestimmt werden, der die Gestalt des Körpers beschreiben würde oder wenn die Gestalt des Körpers bekannt ist, kann gleich das Volumen V statt der dritten Potenz des Durchmessers D eingesetzt werden.

$$F_A = \rho_F \cdot g \cdot D^3 \cdot C = \rho_F \cdot g \cdot V = F_G \quad (\text{A-10})$$

Damit bestätigt sich das Gesetz von Archimedes aus dem 3. Jahrhundert v. Chr., nachdem die Auftriebskraft F_A eines Objektes genauso groß ist wie die Gewichtskraft F_G des Mediums, welches durch das Objekt verdrängt wurde [17].

A.2.2.4 System IIIa (Durchströmung mit Wandrauigkeit)

Durch Hafteffekte an den Wänden und die daraus resultierenden Reibungswiderstände kommt es zu Druckunterschieden bzw. Druckverlusten. Dieser Reibungswiderstand ist dabei abhängig von der Wandrauigkeit k_s . Für den ersten Fall der Durchströmung wird der Reibungswiderstand entlang einer Leitung betrachtet mit der Länge L der (Rohr-)Leitung und der Wandrauigkeit k_s (Abb. A-4). Der Druckverlust hat daher den Zusammenhang $\Delta p = f(\rho_F, v, D, \eta, L, k_s)$.

Tabelle 5: Relevante Größen zur Beschreibung des Druckverlustes einer Flüssigkeit in Abhängigkeit der Leitungslänge und der Wandrauigkeit

	Variablen	Einheit	Dimension
1.	Dichte Flüssigkeit ρ_F	[kg/m ³]	[M/L ³]
2.	Dynamische Viskosität η	[kg/m · s]	[M/L · T]
3.	Geschwindigkeit v	[m/s]	[L/T]
4.	Durchmesser D	[m]	[L]
5.	Länge der Leitung L	[m]	[L]
6.	Rauigkeit k_s	[m]	[L]
7.	Druckgradient Δp	[kg/m · s]	[M/L · T ²]

Es werden die drei wiederkehrenden Variablen Dichte ρ_F , Geschwindigkeit v und Durchmesser D gewählt und mit insgesamt sieben relevanten Variablen werden vier π -Terme erwartet. Da der Druckverlust Δp unmittelbar von der Länge L abhängt, können die beiden Größen zu einer Variablen zusammengefasst werden $\Delta p/L$. Damit müssen lediglich drei π -Terme bestimmt werden.

Als drei wiederkehrende Variablen werden die Dichte ρ_F , die Geschwindigkeit v und der Durchmesser D aus den sechs relevanten Variablen gewählt um die drei π -Terme zu beschreiben.

$$\begin{aligned}\pi_1 &= \rho^a \cdot v^b \cdot D^c \cdot \eta \\ \pi_1 &= \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3} \right]^a \cdot \left[\frac{\text{L}}{\text{T}} \right]^b \cdot [\text{L}]^c \cdot \left[\frac{\text{M}}{\text{L} \cdot \text{T}} \right] \\ \pi_1 &= [\text{M}]^{a+1} \cdot [\text{L}]^{-3a+b+c-1} \cdot [\text{T}]^{-b-1}\end{aligned}$$

Ermittlung der Exponenten:

$$\begin{aligned}a + 1 &= 0 \Rightarrow a = -1 \\ -b - 1 &= 0 \Rightarrow b = -1 \\ -3a + b + c - 1 &= 0 \Rightarrow c = -1\end{aligned}$$

Damit ergibt sich für den ersten π -Term:

$$\begin{aligned}\pi_1 &= \rho^{-1} \cdot v^{-1} \cdot D^{-1} \cdot \eta \\ \pi_1 &= \frac{\eta}{\rho \cdot D \cdot v}\end{aligned}$$

Dieser Term ist im Ingenieurwesen besser bekannt unter dem Namen **Reynolds-Zahl** Re bzw. in diesem Fall $1/Re$.

$$\pi_1 = \frac{\eta}{\rho \cdot D \cdot v} = \frac{1}{Re} \quad (\text{A-11})$$

Der zweite π -Term wird mit dem Verhältnis von Druckverlust Δp und Länge L ermittelt.

$$\begin{aligned}\pi_2 &= \rho^a \cdot v^b \cdot D^c \cdot \frac{\Delta p}{L} \\ \pi_2 &= \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3} \right]^a \cdot \left[\frac{\text{L}}{\text{T}} \right]^b \cdot [\text{L}]^c \cdot \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^2 \cdot \text{T}^2} \right] \\ \pi_2 &= [\text{M}]^{a+1} \cdot [\text{L}]^{-3a+b+c-2} \cdot [\text{T}]^{-b-2}\end{aligned}$$

Ermittlung der Exponenten:

$$\begin{aligned}a + 1 &= 0 \Rightarrow a = -1 \\ -b - 2 &= 0 \Rightarrow b = -2 \\ -3a + b + c - 2 &= 0 \Rightarrow 3 - 2 + c - 2 = 0 \Rightarrow c = 1\end{aligned}$$

Damit ergibt sich für den zweiten π -Term:

$$\begin{aligned}\pi_2 &= \rho^{-1} \cdot v^{-2} \cdot D^1 \cdot \frac{\Delta p}{L} \\ \pi_2 &= \frac{\Delta p}{\rho \cdot v^2} \cdot \frac{D}{L}\end{aligned}$$

Dieser π -Term ist in der Technik auch als Rohrreibungsbeiwert f bekannt und hat den experimentell ermittelten ([18], [19]) Zusammenhang $\pi_2 = f/2$.

$$\frac{\Delta p}{\rho} = f \cdot \frac{D}{L} \cdot \frac{v^2}{2} \quad (\text{A-12})$$

Für den dritten π -Term wird die Wandrauigkeit k_s mit den wiederkehrenden Variablen multipliziert:

$$\begin{aligned}\pi_3 &= \rho^a \cdot v^b \cdot D^c \cdot k_s \\ \pi_3 &= \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3} \right]^a \cdot \left[\frac{\text{L}}{\text{T}} \right]^b \cdot [\text{L}]^c \cdot [\text{L}] \\ \pi_3 &= [\text{M}]^a \cdot [\text{L}]^{-3a+b+c+1} \cdot [\text{T}]^{-b}\end{aligned}$$

Ermittlung der Exponenten:

$$\begin{aligned}a &= 0 \\ -b &= 0 \Rightarrow b = 0 \\ -3a + b + c + 1 &= 0 \Rightarrow c = -1\end{aligned}$$

Damit ergibt sich für den dritten π -Term:

$$\begin{aligned}\pi_3 &= \rho^0 \cdot v^0 \cdot D^{-1} \cdot k_s \\ \pi_3 &= \frac{k_s}{D}\end{aligned} \quad (\text{A-13})$$

Und damit ist der dritte Zusammenhang hergeleitet der notwendig ist, um dieses System der Durchströmung ausreichend zu beschreiben. In der Hydraulik kann dieses System mit den Moody-

Diagramm (Abb. A-5 (rechts)) ausreichend beschrieben werden. Dort ist der Rohrreibungskoeffizienten λ (gleichzusetzen mit dem Rohrreibungsbeiwert f) in Abhängigkeit von der Reynolds-Zahl Re aufgetragen. Auch das Verhältnis von Wandrauigkeit k_s und Leitungsdurchmesser D kann in dem Moody-Diagramm gut erkannt werden, da der Verlauf des Rohrreibungskoeffizienten λ mit unterschiedlichen Verhältnissen D/k_s ansteigt.

A.2.2.5 System IIIb (Durchströmung mit Einbauten)

Bei der Durchströmung von Schattenrohr, Tauchrohr, Kokille oder anderen länglichen Geometrien kann es durch Einbauten wie zum Beispiel Schieber, Ventile oder Stopfen auf einer relativ kurzen Strecke zu hohen Widerständen kommen, die in einen Druckunterschied resultieren.

Es soll der Druckverlust auf Grund einer Einbaute (Abb. A-4) untersucht werden. Hierbei ist die Länge des Rohres nicht entscheidend, da der Druckgradient unmittelbar vor und nach dem Objekt entsteht. Der Druckgradient wird von 4 weiteren physikalischen Größen abhängig sein $\Delta p = f(\rho_F, v, D, \eta)$, welche in Tabelle 6 aufgelistet sind.

Tabelle 6: Relevante Größen zur Beschreibung des Druckverlustes einer Schmelze

	Variablen	Einheit	Dimension
1.	Dichte Flüssigkeit ρ_F	[kg/m ³]	[M/L ³]
2.	dynamische Viskosität η	[kg/m · s]	[M/L · T]
3.	Geschwindigkeit v	[m/s]	[L/T]
4.	Durchmesser D	[m]	[L]
5.	Druckgradient Δp	[kg/m · s]	[M/L · T ²]

Der erste π -Term ist gleich der vorherigen Betrachtung und ergibt die Reynolds-Zahl Re :

$$\begin{aligned}\pi_1 &= \rho^a \cdot v^b \cdot D^c \cdot \eta \\ \pi_1 &= \frac{\eta}{\rho \cdot D \cdot v} = \frac{1}{Re}\end{aligned}\quad (\text{A-14})$$

Für die Ermittlung des zweiten π -Terms werden wieder dieselben wiederkehrenden Variablen verwendet, nur dieses Mal mit dem Druckverlust Δp multipliziert.

$$\begin{aligned}\pi_2 &= \rho^a \cdot v^b \cdot D^c \cdot \Delta p \\ \pi_2 &= \left[\frac{\text{M}}{\text{L}^3}\right]^a \cdot \left[\frac{\text{L}}{\text{T}}\right]^b \cdot [\text{L}]^c \cdot \left[\frac{\text{M}}{\text{L} \cdot \text{T}^2}\right] \\ \pi_2 &= [\text{M}]^{a+1} \cdot [\text{L}]^{-3a+b+c-1} \cdot [\text{T}]^{-b-2}\end{aligned}$$

Ermittlung der Exponenten:

$$\begin{aligned}a + 1 &= 0 \Rightarrow a = -1 \\ -b - 2 &= 0 \Rightarrow b = -2 \\ -3a + b + c - 1 &= 0 \Rightarrow 3 - 2 + c - 1 = 0 \Rightarrow c = 0\end{aligned}$$

Damit ergibt sich für den zweiten π -Term:

$$\begin{aligned}\pi_2 &= \rho^{-1} \cdot v^{-2} \cdot D^0 \cdot \Delta p \\ \pi_2 &= \frac{\Delta p}{\rho \cdot v^2} = \text{Eu}\end{aligned}\quad (\text{A-15})$$

Dieser Term ist im Ingenieurwesen besser bekannt als die **Euler-Zahl** Eu . Der Widerstandskoeffizient c_f (manchmal auch Kavitations-Zahl; engl.: Cavitation number Ca) kann experimentell zu einem Zusammenhang von $c_f = 2Eu$ gebracht werden ([18], [19]):

$$c_f = 2\pi_2 = \frac{\Delta p}{\rho/2 \cdot v^2} = 2Eu \quad (\text{A-16})$$

Der funktionale Zusammenhang dieser beiden Terme ist also $2Eu = f(Re)$ und in der Technik sehr bekannt. Statt des Widerstandskoeffizienten c_f kann auch der, in der Hydraulik weitverbreitete,

Druckverlustkoeffizient K geschrieben werden. Der Druckverlustkoeffizient K ist die Summe der einzelnen Einbauteil-Druckverlustzahlen ζ_K , die jeder Krümmer oder jedes Ventil entlang der Leitung besitzt [14].

$$K = \frac{\Delta p}{\rho/2 \cdot v^2} \quad (\text{A-17})$$

$$\frac{\Delta p}{\rho} = K \cdot \frac{v^2}{2} \quad (\text{A-18})$$

A.2.3 Anwendung der Dimensionsanalyse für eine Modellsuche

A.2.3.1 Auswahl der Kennzahlen

Nach der Dimensionsanalyse können mit wenigen dimensionslosen Parameter bzw. Kennzahlen allgemeingültige Aussagen für das zu untersuchende System getroffen und in einem zweiten Schritt können die Kennzahlen für die Suche nach einem geeigneten Modell herangezogen werden.

Für ein Modell des Gießprozesses werden nun Stoffe und Flüssigkeiten betrachtet, die verwendet werden können, um ein System aufzubauen mit den gleichen strömungsmechanischen Eigenschaften (Turbulenz, Auftrieb, Reibung, Widerstand, usw.).

Die erste Dimensionsanalyse hat gezeigt, dass zwei π -Terme das System der Umströmung komplett beschreiben können. Der erste π -Term ist die Reynolds-Zahl Re . Dazu kommt der Widerstandsbeiwert c_w als dimensionsloser Parameter.

Beim zweiten System waren es vier π -Terme, die durch Kombination miteinander die Archimedes-Zahl Ar , die Auftriebskraft F_A und wieder die Reynolds-Zahl Re ergeben haben.

Die dritte Dimensionsanalyse der Durchströmung hat drei π -Terme ergeben, die Euler-Zahl, die Reynolds-Zahl und das Verhältnis von Wandrauigkeit zu Rohrdurchmesser.

Zusätzlich sei noch die Stokes-Zahl Stk erwähnt, welche das Verhältnis zweier charakterlichen Zeiten für die flüssige und die feste Phase wiedergibt. Sie ist quasi das Verhältnis von Verweilzeit der Flüssigkeit zu der Beschleunigung eines Partikels oder einer Gasblase und gibt eine Auskunft, ob ein Partikel der kontinuierlichen flüssigen Phase gut folgt oder nicht.

An dieser Stelle sei noch einmal gesagt, dass es sich bei der Injektion von Partikeln nicht um einen Zerstäubungsvorgang handelt bei dem die Tropfenverformung charakterisiert werden muss; damit wird im Folgenden keine Oberflächenspannung betrachtet und damit auch nicht die Weber-Zahl We . Auch keine Betrachtung findet das Wellenverhalten und damit die Froude-Zahl Fr , da der betrachtete Ort weit von der Oberfläche entfernt ist.

Somit bleiben für die vollständige Beschreibung der Injektion von Partikeln mit einem Trägergas vier dimensionslose Kennzahlen (Re , Ar , Eu , Stk) sowie vier dimensionslose Parameter (c_w , K , f , k_s/D). Und wenn diese Kennzahlen im Modell (alle Variablen werden dort mit π geschrieben) gleich gehalten werden können, ist eine kinematische Ähnlichkeit zur Strömung in der Gießerei gegeben.

A.2.3.2 Reynolds-Zahl

Bei jeder Dimensionsanalyse der drei Systeme aus Abschnitt A.2.2 ist immer wieder ein π -Term aufgetreten, der in der Technik als Reynolds-Zahl Re bekannt ist. Die Reynolds-Zahl Re ist definiert als:

$$Re = \frac{\rho \cdot v \cdot L}{\eta} \quad (\text{A-19})$$

mit der Dichte ρ , der Geschwindigkeit v , einer charakteristischen Länge L und der dynamischen Viskosität η . Durch Multiplikation mit einigen Termen, die durch sich selber wieder geteilt werden, kann die Bedeutung der Reynolds-Zahl besser dargestellt werden:

$$\text{Re} = \frac{\rho \cdot v \cdot L}{\eta} \cdot \frac{v}{v} \cdot \frac{L}{L} \cdot \frac{1}{L/L} = \frac{\rho \cdot v^2 \cdot L^2}{\eta \cdot \frac{v}{L} \cdot L^2} = \frac{\text{Trägheitskraft}}{\text{Zähigkeitskraft}} \quad (\text{A-20})$$

wobei $\rho \cdot v^2$ ein dynamischer Druck ist, der mit einer Fläche L^2 multipliziert wird. Und ein Druck auf eine Fläche resultiert immer zu einer Kraft, in diesem Fall die Trägheitskraft. Im Nenner steht $\eta \cdot \frac{v}{L}$ für eine Scherspannung, die multipliziert mit einer Fläche eine Reibungskraft ergibt [20]. Damit ist die Reynolds-Zahl ein Verhältnis von Trägheitskräften zu Zähigkeitskräften und findet Anwendung bei der Beschreibung von dynamischen Strömungen und Wirbeln [12]. Gleichzeitig beschreibt die Reynolds-Zahl den relativen Einfluss der Konvektion im Verhältnis zu den viskosen Kräften und kann damit eine Aussage treffen über die turbulente Intensität. Das Kräfteverhältnis von Trägheitskräften und Reibungskräften ist somit im Modell und im realen Gießprozess gleich, wenn die Reynolds-Zahl identisch ist.

$$\overline{\text{Re}} = \frac{\bar{v} \cdot \bar{L}}{\bar{\nu}} = \frac{v \cdot L}{\nu} = \text{Re} \quad (\text{A-21})$$

mit der dynamischen Viskosität $\eta = \nu \cdot \rho$ als Produkt der kinematischen Viskosität ν und der Dichte ρ . Die Geometrie des Stahlverteilers soll 1:1 nachgebildet werden, womit die geometrische Ähnlichkeit bei den Untersuchungen gegeben ist; somit sind auch die Längen gleich, $\bar{L} = L$.

Für das Modell muss ein Medium gefunden werden, welches die gleiche kinematische Viskosität ν wie flüssiger Stahl aufweist. Am besten bei Temperaturen und Drucken, die in einem Labor leicht herzustellen sind. Naheliegend ist dabei die Flüssigkeit Wasser, da es in großen Mengen verfügbar, nicht toxisch und transparent ist. Ein Vergleich der Stoffwerte in Tabelle 7 zeigt, dass sich nahezu alle flüssigen großindustriell verarbeiteten Metalle mit Wasser einer bestimmten Temperatur, im Sinne der Einhaltung der Reynolds-Zahl, darstellen lassen. Damit gilt, dass die kinematische Viskosität im Modell gleich der kinematischen Viskosität in der Gießerei ist, $\bar{\nu} = \nu$.

Tabelle 7: Übersicht von kinematischer Viskosität und Temperatur verschiedener flüssiger Metalle für das Wassermodell

Wasser [4]		Kupfer [12]		Stahl [21]		Aluminium [22]		Kupfer [22]	
kin. Visk. ν	Temp	kin. Visk. ν	Temp	kin. Visk. ν	Temp	kin. Visk. ν	Temp	kin. Visk. ν	Temp
[10 ⁻⁶ m ² /s]	[°C]	[10 ⁻⁶ m ² /s]	[°C]	[10 ⁻⁶ m ² /s]	[°C]	[10 ⁻⁶ m ² /s]	[°C]	[10 ⁻⁶ m ² /s]	[°C]
1,004	20								
0,893	25			0,9292	1550				
0,801	30			0,8519	1600				
0,724	35			0,7614	1800				
0,658	40								
0,602	45								
0,554	50								
0,512	55	0,5199	1120			0,499	700		
0,475	60							0,468	1100
0,442	65								
0,413	70					0,411	800	0,40	1200

Damit fehlt aus der Reynolds-Zahl nur noch die Geschwindigkeit v der zu untersuchenden Flüssigkeit. Bei einer Durchströmung ergibt sich die Geschwindigkeit v aus der Flüssigkeitsmenge (Massenstrom \dot{m} oder Volumenstrom \dot{V} mit der Beziehung $\dot{m}/\rho = \dot{V}$) geteilt durch einen bestimmten Strömungsquerschnitt A .

$$\bar{v} = \frac{\bar{\dot{V}}}{\bar{A}} = \frac{\dot{V}}{A} = v \quad (\text{A-22})$$

Da der Versuchsstand dieselben Abmessungen haben soll, ist auch der Strömungsquerschnitt identisch $\bar{A} = A$. Daraus folgt, dass um die gleichen Strömungsgeschwindigkeiten zu erreichen die gleichen Volumenströme wie in der Gießerei eingehalten werden müssen $\bar{V} = \dot{V}$.

Schlussfolgernd können die Durchströmungs-Phänomene eines Prototypens in der Gießerei-Technik mit einem Modell aus Wasser untersucht werden, da sowohl flüssiger Stahl (bei 1550 °C) als auch Wasser (bei 25 °C) die gleiche kinematische Viskosität aufweisen und laut Ähnlichkeitstheorie, dadurch die gleichen kinematischen Strömungsverhältnisse abgebildet werden können.

Ein weiterer Vorteil bei einem sogenannten Wassermmodell liegt darin, dass eine optische Zugänglichkeit in die Anlage gegeben ist, welche eine Visualisierung der Strömung mit verschiedenen experimentellen Messmethoden möglich macht.

A.2.3.3 Euler-Zahl

Aus der Dimensionsanalyse einer Durchströmung mit Einbauten (Abschnitt A.2.2.5) wurde ein π -Term ermittelt der in der Technik besser bekannt ist als die Euler-Zahl Eu .

$$Eu = \frac{\Delta p}{\rho \cdot v^2} \quad (\text{A-23})$$

Für die bessere Interpretation der Euler-Zahl kann wieder ein Kräfteverhältnis hergeleitet werden in dem Nenner und Zähler jeweils mit einer Fläche L^2 multipliziert werden.

$$Eu = \frac{\Delta p}{\rho \cdot v^2} \cdot \frac{L^2}{L^2} = \frac{\text{Druckkraft}}{\text{Trägheitskraft}} \quad (\text{A-24})$$

Im Nenner ist wieder $\rho \cdot v^2$ als ein dynamischer Druck zu finden, welcher multipliziert mit einer Fläche eine Trägheitskraft ergibt. Der Druckgradient Δp , der auf eine Fläche wirkt, ist dann eine Druckkraft. Damit drückt die Euler-Zahl den Einfluss von Drucken auf konvektive Trägheitsterme aus. Im vorliegenden Gießerei-Prozess sind diese Druckunterschiede hauptsächlich auf den Druckverlust durch Übergänge in und aus dem Tauchrohr sowie auf Reibungsverluste in Schatten- und Tauchrohr zurückzuführen. Die Reibungsverluste spielen jedoch bei der Betrachtung eine untergeordnete Rolle.

In der Hydraulik werden die geometrisch verursachten Druckverluste (Änderung des Strömungsquerschnittes) häufig durch einem Druckverlustkoeffizient K beschrieben und überführen die Euler-Zahl in die Form aus Formel (A-18):

$$\frac{\Delta p}{\rho} = K \cdot \frac{v^2}{2}$$

Da das Modell geometrisch identisch sein soll, werden alle Verhältnisse der Übergänge und alle Winkel gleich sein. Damit ist der Druckverlustkoeffizient im Modell identisch mit dem Koeffizient in der Gießerei-Anlage $\bar{K} = K$.

Wie schon bei der Reynolds-Zahl erwähnt ist die Geschwindigkeit v identisch, wenn die Volumenströme \dot{V} gleich sind. Daraus wird klar, dass die linke Seite der Formel (A-18) gleich sein wird $\bar{\Delta p}/\bar{\rho} = \Delta p/\rho$.

Für die untergeordneten Reibungsverluste kann festgehalten werden, dass diese im Modell erfüllt sind, wenn wie in Formel (A-12) zu erkennen ist, die Geometrie gleich bleibt und damit der Durchmesser D und die Länge des Rohres L .

$$\frac{\Delta p}{\rho} = f \cdot \frac{D}{L} \cdot \frac{v^2}{2}$$

Beachtung findet dann lediglich der Rohrreibungsbeiwert f , welcher in unmittelbaren Zusammenhang zur Reynolds-Zahl und der Wandrauigkeit k_s steht (siehe Moody-Diagramm in Abb. A-5). Um denselben Wert für den Rohrreibungsbeiwert f im Modell zu erhalten, $\bar{f} = f$, muss lediglich die Wandrauigkeit k_s des Tauchrohres nachempfunden werden.

A.2.3.4 Archimedes-Zahl

Um die Bewegung eines Partikels bzw. einer Gasblase beschreiben zu können, wurde im Abschnitt A.2.2.3 eine Dimensionsanalyse für ein auftriebsbeeinflusstes System durchgeführt und durch sinnvolle Kombination zweier ermittelten π -Terme konnte die Archimedes-Zahl in Formel (A-8) hergeleitet werden:

$$\text{Ar} = \frac{g \cdot D^3 \cdot \rho_F \cdot (\rho_P - \rho_F)}{\eta^2} = \frac{\text{Auftriebskraft}}{\text{Zähigkeitskraft}}$$

Die Archimedes-Zahl beschreibt den Einfluss von Auftriebskräften in Verhältnis zu Zähigkeitskräften und ist somit ein direktes Maß für die Trennung zweier unterschiedlicher Phasen auf Grund eines Dichteunterschiedes. Wobei der Dichteunterschied entweder für die Dichte ρ_P der festen Partikel oder für die Dichte ρ_G der Gasblasen zur Dichte ρ_F der Flüssigkeit steht. Der Durchmesser D steht entweder für den Durchmesser D_P der Partikel oder den Durchmesser D_G der Gasblasen (immer in der Annahme, dass die Objekte rund sind).

$$\text{Ar} = \frac{g \cdot D^3 \cdot (\rho_P - \rho_F)}{\eta \cdot v} \quad (\text{A-25})$$

$$\text{Ar} = \frac{g \cdot D^3 \cdot (\rho_P - \rho_F)}{v^2 \cdot \rho_F} \quad (\text{A-26})$$

$$\text{Ar} = \frac{g \cdot D^3}{v^2} \cdot \left(\frac{\rho_P}{\rho_F} - 1 \right) \quad (\text{A-27})$$

Mit der Erdanziehungskraft als Konstante und der gleichen kinematischen Viskosität im Modell und in der Gießerei-Anlage bleibt folgender Zusammenhang:

$$\bar{D}_{P/G}^3 \cdot \left(\frac{\bar{\rho}_{P/G}}{\bar{\rho}_F} - 1 \right) = D_{P/G}^3 \cdot \left(\frac{\rho_{P/G}}{\rho_F} - 1 \right) \quad (\text{A-28})$$

Daraus folgen gleich zwei weitere Anforderungen an das Modell:

- Der Durchmesser der injizierten Partikel muss im Gießerei-Prozess und im Modell gleich gehalten werden $\bar{D}_P = D_P$.
- Das Dichte-Verhältnis von Partikeln zur Flüssigkeit muss gleich gehalten werden. Selbiges gilt für das Dichte-Verhältnis der Gasblasen zur Flüssigkeit.

Bei gleichem Durchmesser kann die Dichte der Modell-Partikel und Modell-Gasblasen aus Formel (A-28) wie folgt bestimmt werden:

$$\bar{\rho}_P = \rho_P \cdot \frac{\bar{\rho}_F}{\rho_F} \quad (\text{A-29})$$

$$\bar{\rho}_G = \rho_G \cdot \frac{\bar{\rho}_F}{\rho_F} \quad (\text{A-30})$$

Eine Auswahl an potentiellen Partikeln ist im Abschnitt A.2.4 aufgelistet. In Anbetracht des häufig verwendeten Schutzgas Argon könnte als Modellgas ein Gemisch aus Helium und Luft verwendet werden. Nähere Ausführungen sind in den Schlussfolgerungen (Abschnitt A.2.3.6) zu finden.

A.2.3.5 Stokes-Zahl

Die Stokes-Zahl Stk zeigt wie stark ein Partikel oder eine Gasblase von der umgebenden Flüssigkeit beschleunigt wird und dann entweder der Bewegung der kontinuierlichen Flüssigkeit folgt oder sich separiert. Sie ist das Verhältnis der charakterlichen Zeiten τ_F einer flüssigen Phase und der charakterlichen Zeiten $\tau_{P/G}$ einer verdünnten, dispersen Phase (fest oder gasförmig).

$$\text{Stk}_{P/G} = \frac{\tau_{P/G}}{\tau_F} = \frac{\text{Druckkraft}}{\text{Zähigkeitskraft}} \quad (\text{A-31})$$

Die charakteristische Zeit τ_P der dispergierten Partikel (bzw. τ_G der Gasblasen) hängt von deren Größe und Gewicht ab. Die charakteristische Zeit τ_F der umschließenden kontinuierlichen Flüssigkeit hängt von den Strömungsbedingungen ab. Für die Flüssigkeit kann die charakteristische Zeit meist mit dem Verhältnis einer charakteristischen Länge L_c und einer charakteristischen Geschwindigkeitsskala v_c berechnet werden, ähnlich einer Verweilzeit.

$$\tau_F = \frac{L_c}{v_c} \quad (\text{A-32})$$

Die charakteristische Zeit- und Längen-Skalen c können für turbulente Strömungen zum Beispiel die Kolmogorov-, die Taylor- oder die Integrale Skala sein [23]. In laminaren Strömungen sind die Skalen meist mit der Größe der Wirbelstrukturen gegeben. Alle Skalen und Geschwindigkeiten sind im Modell und im realen Gießerei-Prozess identisch, da Geometrie und Viskosität identisch sein sollen $\bar{\tau}_F = \tau_F$.

Die Partikel (oder Gasblasen) können sich in der Strömung komplett passiv verhalten oder durch Ihre Eigendynamik auf die Trägerphase einwirken. Für die Annahme einer viskosen Stokes-Strömung kann die charakteristische Zeit τ_P zur Beschreibung der Partikelbewegung als Relaxationszeit beschrieben werden [23]:

$$\tau_P = \frac{\rho_P}{\rho} \cdot \frac{D_P^2}{18 \cdot \nu} \quad (\text{A-33})$$

mit $\rho = \rho_F$ die Dichte des Fluides. Für die Betrachtung der Partikel ist die Gleichung sicherlich gültig, weil die kleinen Partikel zum überwiegenden Teil der Strömung folgen werden. Wobei es bei der Betrachtung der Gasblasen eine geringe Ungenauigkeit geben wird, da die Gasblasen sich anders verhalten sollen als die Hauptströmung, um sich zu separieren. Hier ist jedoch die Betrachtung des Auftriebes unter Zuhilfenahme der Archimedes-Zahl Ar (Abschnitt A.2.3.4) von größerer Bedeutung als die Stokes-Zahl.

Unter der bereits festgelegten Bedingung des Modells zur gleichen kinematischen Viskosität ν und der Tatsache, dass der Faktor 18 lediglich eine Zahl ist, ergibt sich aus Formel (A-33):

$$\frac{\bar{\rho}_P \cdot \bar{D}_P^2}{\bar{\rho}} = \frac{\rho_P \cdot D_P^2}{\rho} \quad (\text{A-34})$$

$$\frac{\bar{\rho}_G \cdot \bar{D}_G^2}{\bar{\rho}} = \frac{\rho_G \cdot D_G^2}{\rho} \quad (\text{A-35})$$

Mit der Annahme, dass die Durchmesser der Partikel gleich gehalten werden bedeutet dieses:

$$\frac{\bar{\rho}_P}{\bar{\rho}} = \frac{\rho_P}{\rho} \quad (\text{A-36})$$

Die daraus abgeleitete Bedingung für das Modell ist, eine Einhaltung des Massendichtenverhältnis ρ_P/ρ bei gleichen Partikel- bzw. Gasblasen-Abmessungen.

A.2.3.6 Schlussfolgerung für die Modellsuche

Um die vollständige Beschreibung der Injektion von Partikeln mit einem Trägergas durchzuführen und die 4 dimensionslose Kennzahlen (Re , Ar , Eu , Stk) sowie 4 dimensionslose Parameter (c_w , K , f , k_s/D) einzuhalten, muss ein Modell folgende Anforderungen erfüllen:

- Skalierungsverhältnis der Gießereianlage zum Modell 1:1 (also $\bar{L}, \bar{B}, \bar{H} = L, B, H$) und damit gleiche Geschwindigkeiten und Volumenströme $\bar{v} = \frac{\bar{V}}{\bar{A}} = \frac{\dot{V}}{A} = v$. Was durchaus realisierbar ist, da die Abmessungen eines Stahlverteilers lediglich einige Meter sind.
- Gleiche Größe der zu injizierenden Partikel unter gleichzeitiger Einhaltung des Massendichtenverhältnisses von Partikel zur Flüssigkeit $\frac{\bar{\rho}_P \cdot \bar{D}_P^2}{\bar{\rho}} = \frac{\rho_P \cdot D_P^2}{\rho}$.

- Gleiche Volumenströme des Trägergases für den Transport der Partikel unter gleichzeitiger Einhaltung des Massendichtenverhältnisses von Gas zur Flüssigkeit. Und daraus folgend gleiche Größe der aufsteigenden Gasblasen $\frac{\bar{\rho}_G \cdot \bar{D}_G^2}{\bar{\rho}} = \frac{\rho_G \cdot D_G^2}{\rho}$, nach Separation der Partikel in die Flüssigkeit.
- Gleiche kinematische Viskosität der Flüssigkeiten im Gießerei-Prozess und im Modell $\bar{\nu} = \nu$.
- Gleiche Wandrauigkeit k_s sowie Rohrdurchmesser D , damit Einhaltung des Verhältnisses k_s/D .

Unter Einhaltung dieser Bedingungen kann die vollständige Ähnlichkeit der Strömungen gewährleistet werden und alle dimensionslose Kennzahlen bleiben identisch.

Als Flüssigkeit für das Modell sollte Wasser bei ca. 25°C verwendet werden (siehe Tabelle 7), da es die gleiche kinematische Viskosität aufweist wie flüssiger Stahl (bei 1550 °C) und zusätzlich eine optische Zugänglichkeit in die Anlage gegeben ist. Damit ist eine Visualisierung der Strömung mit verschiedenen experimentellen Messmethoden möglich. Die Temperatur von 25°C kann sehr einfach mit einer Heizung im Wasser realisiert werden.

Einer Auswahl der Partikel liegt dann zugrunde, dass Wasser mit einer Dichte $\bar{\rho} = 995 \text{ kg/m}^3$ (bei 25 °C) verwendet wird und flüssiger Stahl eine Dichte von $\rho = 7200 \text{ kg/m}^3$ (bei 1550 °C) besitzt. Daraus ergibt sich ein Verhältnis von:

$$\frac{\bar{\rho}}{\rho} = \frac{995}{7200} \approx 0,138 \quad (\text{A-37})$$

Dieses Verhältnis muss auf das Dichteverhältnis der Partikel bzw. Gasblasen im Modell übertragen werden. Potentielle Metalle als Additive für Legierungen sind im Abschnitt A.2.4 näher erklärt. Für die Injektion von Blei Pb, Mangan(II)-sulfid MnS, Siliziumkarbid SiC und Siliziumoxid SiO₂ enthält Tabelle 8 eine Übersicht für die Anforderungen an die Stoffeigenschaften der Modell-Partikeln. Da die Größe der Partikel gleich gehalten werden soll, sind die Volumenanteile bzw. Massenanteile bei der Dosierung auch gleich. Zusammenfassend werden die Partikel im Wassermodell also den gleichen Durchmesser wie im realen Prozess haben, jedoch mit einer geringeren Dichte. Eine konkrete Auswahl an potentiellen Partikeln für das Wassermodell ist im Abschnitt A.2.4 zu finden.

Tabelle 8: Stoffeigenschaften von Partikeln und Gasblasen im Wassermodell

Partikel/ Gas	Durchmesser $\bar{D} = D$ µm	Reale Dichte ρ kg/m ³	Modell Dichte $\bar{\rho}$ kg/m ³	Massenanteil %
Pb	10-150	11340	1567	0,02-0,2
MnS	1-20	4000	553	0,5-1,5
SiC	1-50	3200	442	0,5-2,3
SiO ₂	1-50	2530	350	0,18-0,7
Ar	undefiniert	1,67	0,23	undefiniert

Am Beispiel von Blei mit einem Massenanteil von maximal 0,2 % in der Flüssigphase kann davon ausgegangen werden, dass dieser Anteil so niedrig ist, dass er theoretisch nur einen sehr geringen Einfluss auf das Fluid hat. Trotzdem wird die mögliche Interaktion der Partikel mit der Flüssigkeit und den daraus entstehenden Strömungsstrukturen und Turbulenzen im Wassermodell richtig dargestellt.

Als Ersatz für das Schutzgas Argon Ar könnte im Wassermodell ein Gemisch an Helium (Dichte: 0,1673 kg/m³ bei 15°C und 1bar [24]) und Luft verwendet werden, welche eine Dichte von 0,23 kg/m³ haben könnte. Jedoch sollten diese Versuche nach ausführlichen Voruntersuchungen mit reiner Luft gemacht werden, da die Messungen sonst sehr kostspielig werden. Das exakte Verhalten der Gasphase steht nicht im Zentrum des Forschungsprojekts.

A.2.4 Auswahl der Modellpartikel

Für die Massenströme der Pulver wurden 5 Metalle ausgesucht und die entsprechenden Pulver ausgewählt, um die gleichen Strömungsbedingungen auf Grund der Ähnlichkeitstheorie (siehe Abschnitt A.2.1 bis A.2.3) zu erlangen.

Der Fokus der Untersuchungen liegt bei dem Additiv Blei, welcher zu verbesserten Bearbeitungseigenschaft auf automatisierten Zerspanungsmaschinen wie Drehbänken und Fräsen führt [1] und somit selbst bei Werkzeugstandzeiten hohe Schnittgeschwindigkeiten realisieren lassen [25]. Als Alternative zu Blei könnte zum Beispiel auch Mangan(II)-sulfid MnS [26] verwendet werden. Weitere weitverbreitete Additive für Legierungen sind Siliziumkarbid SiC [2] oder Siliziumoxid SiO₂ (Talk) zur Beeinflussung der Gefügestruktur [3]. Beide Stoffe besitzen eine wesentlich geringere Dichte als Stahl und dessen Injektionsfähigkeit soll in diesem Zusammenhang mit untersucht werden. Zusätzlich könnte die Zugabe von Grauguss zur Reduktion von Sauerstoff im Stahl bzw. als Schlackenbildner betrachtet, womit Partikel mit annähernd gleicher Dichte zum Stahl untersucht werden könnten.

Tabelle 9: Eigenschaften der Legierungs-Partikel und deren Derivate im Wassermodell bei einer Stahlherstellung von 90 t/h

Pulver	reale Dichte	Durchmesser	Massenanteil	Massenstrom	Volumenstrom	Äquiv. Dichte Ähnl. Theorie	Modellstoff	Modell-dichte
	[kg/m ³]	[µm]	[%]	[kg/h]	[l/h]	[kg/m ³]		[kg/m ³]
Blei (min)	11340	10-150	0,02	18	1,59	1567	PVC	1400
Blei (max)	11340	10-150	0,2	180	15,9	1567	PVC	1400
Talc SiO ₂ (min)	2530	1-50	0,18	158	63	350	Hohlglaskugeln S32	320
Talc SiO ₂ (max)	2530	1-50	0,7	633	250	350	Hohlglaskugeln S32	320
MnS (min)	4000	1-20	0,5	450	113	553	Hohlglaskugeln S60	600
MnS (max)	4000	1-20	1,5	1350	338	553	Hohlglaskugeln S60	600
SiC (min)	3200	1-50	0,5	450	141	450	Hohlglaskugeln K46	460
SiC (max)	3200	1-50	2,3	2070	647	450	Hohlglaskugeln K46	460
Grauguss (min)	7500	50-150	2	1800	240	1036	Fillite Typen 106	800
Grauguss (max)	7500	50-150	4	3600	480	1036	Fillite Typen 106	800

Da im Wassermodell lediglich ein Strang zur Stahlherstellung abgebildet wird muss die Menge von 90 t/h noch um das 4-fache reduziert werden auf 22,5 t/h. Bei einer Dichte von Stahl mit 7200 kg/m³ ergeben sich daraus folgende Pulver-Massenströme im Wassermodell:

Tabelle 10: Massen- und Volumenströme der Wassermodell-Partikel für einen Strang zur Stahlherstellung von 22,5 t/h

Pulver	reale Dichte	Durchmesser	Massenanteil	Massenstrom	Volumenstrom
	[kg/m ³]	[µm]	[%]	[kg/h]	[l/h]
PVC (min)	1400	130	0,018	0,6	0,4
PVC (max)	1400	130	0,18	6,0	4,0
Hohlglaskugeln S32 (min)	320	35	0,16	5	16
Hohlglaskugeln S32 (max)	320	35	0,64	20	63
Hohlglaskugeln S60 (min)	600	55	0,54	17	28
Hohlglaskugeln S60 (max)	600	55	1,63	51	84
Hohlglaskugeln K46 (min)	460	40	0,52	16	35
Hohlglaskugeln K46 (max)	460	40	2,39	74	162
Fillite Standart Typen 106	800	55	1,54	48	60
Fillite Standart Typen 106	800	55	3,09	96	120

A.2.5 Arten der Partikel-Zugabe

Für die Anforderungen an die Partikelzufuhr kommen nur drei Verfahren in Frage, welche sich im Wesentlichen durch ihre maximale Beladung an Partikeln unterscheiden. Zwei von ihnen, die Flugförderung und die Ppropfen-Förderung benötigen zusätzlich noch ein Transportgas. Die dritte Art und Weise ist die gravimetrische Dosierung, bei der die Partikel mit einer mechanischen Förderschnecke an die gewünschte Stelle transportiert werden und dann lediglich auf die Fluid-Oberfläche hinabfallen.

Anhand der Erfahrung vieler Zulieferer werden einige Grenzen der möglichen Fördermethoden festgesetzt, die in der maximalen Beladung des Transportgasstromes liegen. Diese Grenzen beruhen auf den Gesetzen der Physik und quantifizieren unter anderem die Kräfte, die nötig sind um einem Partikel einen Auftrieb zu verschaffen, um das Partikel dann zu fördern:

$$\text{maximale Beladung} = \frac{\text{kg, Pulver}}{\text{kg, Fördergas}}$$

Flugförderung:

$$\text{maximale Beladung, Flugförderung} = \frac{10\text{kg, Pulver}}{1\text{kg, Fördergas}}$$

Ppropfen-Förderung:

$$\text{maximale Beladung, Ppropfen – Förderung} = \frac{30\text{kg, Pulver}}{1\text{kg, Fördergas}}$$

senkrechte Zuführung in die Mitte des Stopfens unter Druck und Zuhilfenahme der Schwerkraft:

$$\text{maximale Beladung, senkrechte Zuführung} > \frac{30\text{kg, Pulver}}{1\text{kg, Fördergas}}$$

Die Menge und die Art der hinzuzugebenden Partikel variiert sehr stark (Abschnitt A.2.4) und stößt bei der Förderung von großen Mengen an die Grenzen der Physik. Zusätzlich ist das Förderprinzip durch die Menge der zu verwendenden Luft limitiert. Daher reicht bei der Partikelförderung durch Flugförderung und Ppropfenförderung der Luftstrom nicht aus, um die Partikel bei den maximalen Massenströmen mit zu reißen und zu transportieren.

Untersuchungen am Forschungsstand haben eine Obergrenze des Transportgases ergeben. Wenn der Volumenstrom über 900 NI/h beträgt, kommt es auf der Oberfläche des Wassers zu einer starken Wellenbildung, die dazu führt, dass kleine Luftblasen in das Wasserbecken eingetragen werden. Dies soll unbedingt im realen Prozess verhindert werden.

A.2.6 Stationäre Sinkgeschwindigkeit und Kragendimensionierung

A.2.6.1 Strömungsmechanische Grundlagen

Zur späteren Dimensionierung des Kragens (Abschnitt A.3.3.9) in seiner Funktion als Trennkammer müssen die Gasblasen zur Oberfläche steigen können und die Partikel mit der Strömung nach unten fließen. Um eine Aussage über die zu erwartende Sinkgeschwindigkeit der Partikel bzw. die Aufstiegsgeschwindigkeit einer Gasblase zu bekommen, können im Voraus analytische Abschätzungen getroffen werden. Diese Geschwindigkeit wird als stationär bezeichnet, weil sich ein Gleichgewicht der angreifenden Kräfte (Reibung, Auftrieb und Gewicht) einstellt.

$$F_{\text{Reibung}} = F_{\text{Gewicht}} - F_{\text{Auftrieb}} \quad (\text{A-38})$$

Hierbei sind zwei generelle Regime der Sinkgeschwindigkeit, unter Berücksichtigung der Reynolds-Zahl Re und Archimedes-Zahl Ar für Kugeln (Re_K , Ar_K) zu unterscheiden.

Stokes-Bereich für langsame Geschwindigkeiten:

$$Re_K < 0,5 \text{ und } Ar_K < 9$$

Newton-Bereich für schnelle Geschwindigkeiten:

$$1000 < Re_K < Re_{K,c} \text{ und } 3 \cdot 10^5 < Ar_K < Ar_{K,c}$$

bis zum Erreichen der kritischen (Index c) Bereiche.

Für eine wandferne Strömung des Partikels in einem ruhenden Fluid, kann aus dem Kräftegleichgewicht eine Formel für die stationäre Sinkgeschwindigkeit hergeleitet werden [27]:

$$v_s^2 = \frac{4}{3} \cdot \frac{g \cdot d_K \cdot (\rho_P - \rho_F)}{c_w \cdot \rho_F} \quad (\text{A-39})$$

Diese Formel kann jedoch nur unmittelbar im Stokes- oder Newton-Bereich angewandt werden, daher werden für eine allgemeine Lösung zwei dimensionslose Kennzahlen zur Beschreibung herangezogen.

Archimedes-Zahl:

$$Ar_K = \frac{d_K^3 \cdot g}{\eta^2} \cdot \rho_F (\rho_P - \rho_F) \quad (\text{A-40})$$

Omega-Zahl:

$$\Omega_K = \frac{v_s^3}{\eta \cdot g} \cdot \frac{\rho_F^2}{(\rho_P - \rho_F)} \quad (\text{A-41})$$

Für die stationäre Sink- und Steiggeschwindigkeit einer starren Kugel lassen sich für einzelne Umströmungs-Regime, Näherungsbeziehungen zwischen Archimedes-Zahl und Omega-Zahl festlegen, mit denen sich die eigentliche Geschwindigkeit des Partikels berechnen lässt. Nachfolgend ist eine Tabelle aus dem Handbuch der Mechanischen Verfahrenstechnik [27] aufgeführt:

Tabelle 11: Widerstandsbeiwerte und Kennzahlen (Näherungsbeziehung) für die stationäre Sink- bzw. Steiggeschwindigkeit für starre Kugeln [27]

Partikelform	Umströmung		Gültigkeitsbereich		Näherungsbeziehung	
			Ar	Ω	c_w	Ω
Starre Kugel (Festkörper, Blase ohne innere Zirkulation)	schleichend	$0 < Re < 0,16$	$< 2,81$	$< 0,00135$	$24/Re$	$(1/18)^3 \cdot Ar^2$
	ablösungsfrei	$0,16 < Re < 1,97$	$2,81 - 45,8$	$0,00135 - 0,17$	$28,9/Re^{0,9}$	$(0,0610)^3 \cdot Ar^{19/11}$
	ablösungsfrei	$1,97 < Re < 11$	$45,8 - 362$	$0,17 - 3,73$	$27/Re^{0,8}$	$(0,0815)^3 \cdot Ar^{3/2}$
	beginnende Ablösung	$11 < Re < 93$	$362 - 7100$	$3,73 - 112$	$16,7/Re^{0,6}$	$(0,164)^3 \cdot Ar^{8/7}$
	mit Ablösegebiet	$93 < Re < 1035$	$7100 - 3,4 \cdot 10^5$	$112 - 3286$	$6,75/Re^{0,4}$	$(0,363)^3 \cdot Ar^{7/8}$
		$1035 < Re < 10^5$	$3,4 \cdot 10^5 - 10^9$	$3286 - 3 \cdot 10^5$	$0,42$	$(1,78)^3 \cdot Ar^{0,5}$

Am Beispiel einer 50 µm großen Luftblase in Wasser und eines 50 µm großen Sandkorns in Wasser soll die Berechnung der Sink- bzw. Steiggeschwindigkeit kurz demonstriert werden. Und es soll gezeigt werden, dass der Einfluss der Dichte bei sehr kleinen Partikeln auch sehr gering ist.

In den folgenden Abschnitten wird ausführlich gezeigt, welchen Einfluss der Durchmesser und die Dichte eines Partikels oder einer Gasblase hat. Zudem soll für den gewünschten Durchmesser der aufsteigenden Transportgasblasen aus der Stopfenspitze die Aufstiegsgeschwindigkeit berechnet werden. Daher folgen drei Berechnungen für Luftblasen und eine für ein Sandkorn in Wasser mit den Stoffeigenschaften nach Tabelle 12.

Tabelle 12: Stoffeigenschaften von Luft und Wasser sowie Sand

Stoff		Luft	Wasser	Sand
Dichte	[kg/m ³]	1,2	1000	2500
Dynamische Viskosität	[mPa*s]	---	1	---
Durchmesser A	[mm]	0,05	---	---

Durchmesser B	[mm]	1,0	---	---
Durchmesser C	[mm]	5,0	---	---
Durchmesser D	[mm]	---	---	0,05

A.2.6.2 Berechnung der Steiggeschwindigkeit einer Gasblase in Wasser

Zuerst wird die Aufstiegs geschwindigkeit einer sehr kleinen Luftblase (Durchmesser A) mit den Eigenschaften aus Tabelle 12 berechnet. Die Archimedes-Zahl lässt sich wie folgt ausrechnen:

$$Ar_K = \frac{(0,00005 \text{ m})^3 \cdot -9,81 \text{ m/s}^2}{(0,001 \text{ Pa} \cdot \text{s})^2} \cdot 1000 \text{ kg/m}^3 (1,2 \text{ kg/m}^3 - 1000 \text{ kg/m}^3)$$

$$Ar_K = 1,225$$

Anhand der Tabelle 11 handelt es sich um eine "schleichende Umströmung" und die Omega-Zahl ergibt sich aus der Näherungsbeziehung zur Archimedes-Zahl:

$$\Omega_K = (1/18)^3 \cdot Ar^2 \quad (\text{A-42})$$

$$\Omega_K = 0,000257$$

Nach Umstellen der Formel (A-41) kann die Geschwindigkeit berechnet werden:

$$v_s = \sqrt[3]{\Omega_K \cdot \eta \cdot g \cdot \frac{(\rho_P - \rho_F)}{\rho_F^2}} \quad (\text{A-43})$$

$$v_s = 0,00136 \text{ m/s}$$

Mit der berechneten Geschwindigkeit lässt sich die Reynolds-Zahl bestimmen

$$Re = v_s \cdot d_K \cdot \rho_F / \eta \quad (\text{A-44})$$

$$Re = 0,068$$

und damit wiederum der c_w -Wert, aus der Näherungsbeziehung zur Reynolds-Zahl.

$$c_w = 24/Re \quad (\text{A-45})$$

$$c_w = 353$$

Aus der Berechnung soll ersichtlich werden, dass die Auftriebsgeschwindigkeit einer sehr kleinen Luftblase von $v_s = 4,9 \text{ m/h}$ marginal ist, im Verhältnis zur erwarteten Geschwindigkeit $v_s = 4320 \text{ m/h}$ ($v_s = 1,2 \text{ m/s}$), des sie umgebenden Fluides im Tauchrohr.

Als nächstes soll die Aufstiegs geschwindigkeit einer Luftblase für den gewünschten Durchmesser B und C (1 mm und 5 mm) für den Austritt aus der Stopfenspitze mit den Werten aus Tabelle 12 berechnet werden.

$$Ar_K = \frac{(0,001 \text{ m})^3 \cdot -9,81 \text{ m/s}^2}{(0,001 \text{ Pa} \cdot \text{s})^2} \cdot 1000 \text{ kg/m}^3 (1,2 \text{ kg/m}^3 - 1000 \text{ kg/m}^3)$$

$$Ar_K = 9798$$

Anhand der Tabelle 11 handelt es sich um eine "Umströmung mit Ablösegebieten" und die Omega-Zahl ergibt sich aus der Näherungsbeziehung zur Archimedes-Zahl:

$$\Omega_K = (0,363)^3 \cdot Ar^{7/8} \quad (\text{A-46})$$

$$\Omega_K = 148,6$$

Nach Umstellen der Formel (A-41) kann die Geschwindigkeit berechnet werden:

$$v_s = \sqrt[3]{\Omega_K \cdot \eta \cdot g \cdot \frac{(\rho_P - \rho_F)}{\rho_F^2}}$$

$$v_s = 0,113 \text{ m/s}$$

Mit der berechneten Geschwindigkeit lässt sich die Reynolds-Zahl bestimmen

$$Re = v_s \cdot d_K \cdot \rho_F / \eta$$

$$Re = 113$$

und damit wiederum der c_w -Wert, aus der Näherungsbeziehung zur Reynolds-Zahl.

$$c_w = 6,75/Re^{0,4} \quad (\text{A-47})$$

$$c_w = 1,02$$

Damit sind 1 mm große Luftblasen immer noch nicht im Newton'schen Strömungsbereich.

Nun die Berechnung der Aufstiegsgeschwindigkeit für eine 5 mm große Luftblase.

$$Ar_K = \frac{(0,005 \text{ m})^3 \cdot -9,81 \text{ m/s}^2}{(0,001 \text{ Pa} \cdot \text{s})^2} \cdot 1000 \text{ kg/m}^3 (1,2 \text{ kg/m}^3 - 1000 \text{ kg/m}^3)$$

$$Ar_K = 1224778$$

Anhand der Tabelle 11 handelt es sich wieder um eine "Umströmung mit Ablösegebieten" und die Omega-Zahl ergibt sich aus der Näherungsbeziehung zur Archimedes-Zahl:

$$\Omega_K = (1,78)^3 \cdot Ar^{0,5} \quad (\text{A-48})$$

$$\Omega_K = 6241$$

Nach Umstellen der Formel (A-41) kann die Geschwindigkeit berechnet werden:

$$v_s = \sqrt[3]{\Omega_K \cdot \eta \cdot g \cdot \frac{(\rho_P - \rho_F)}{\rho_F^2}}$$

$$v_s = 0,394 \text{ m/s}$$

Mit der berechneten Geschwindigkeit lässt sich die Reynolds-Zahl bestimmen

$$Re = v_s \cdot d_K \cdot \rho_F / \eta$$

$$Re = 1969,9$$

und damit wiederum der c_w -Wert ist in diesem Bereich bereits konstant.

$$c_w = 0,42 \quad (\text{A-49})$$

Damit sind 5 mm große Luftblasen bereits im Newton'schen Strömungsbereich mit ihrer Aufstiegsgeschwindigkeit und einer Reynolds-Zahl $Re > 1000$.

Aus den letzten beiden Aufstiegsgeschwindigkeiten einer 1 mm und 5 mm Luftblase wird in Abschnitt A.2.6.4 die Kragenbreite um den Stopfen herum berechnet, um in diesem Spalt eine Strömungsgeschwindigkeit des Wassers zu generieren, die genau so groß ist wie die Steiggeschwindigkeit, so dass die Blasen dadurch schweben.

A.2.6.3 Berechnung der Sinkgeschwindigkeit eines Partikels in Wasser

Mit den Stoffeigenschaften aus Tabelle 12 lässt sich die Archimedes-Zahl für die Sedimentation eines Sandkorns (Durchmesser D) in Wasser ausrechnen:

$$Ar_K = \frac{(0,00005 \text{ m})^3 \cdot 9,81 \text{ m/s}^2}{(0,001 \text{ Pa} \cdot \text{s})^2} \cdot 1000 \text{ kg/m}^3 (2500 \text{ kg/m}^3 - 1000 \text{ kg/m}^3)$$

$$Ar_K = 1,839$$

Anhand der Tabelle 11 handelt es sich erneut um eine "schleichende Umströmung" und die Omega-Zahl ergibt sich aus der Näherungsbeziehung zur Archimedes-Zahl:

$$\Omega_K = (1/18)^3 \cdot Ar^2$$

$$\Omega_K = 0,00058$$

Nach Umstellen der Formel (A-41) kann die Geschwindigkeit berechnet werden:

$$v_s = 0,002 \text{ m/s}$$

Mit der berechneten Geschwindigkeit lässt sich der c_w -Wert, aus der Näherungsbeziehung zur Reynolds-Zahl, ermitteln

$$c_w = 24/Re$$

$$c_w = 235$$

Aus der Berechnung soll ersichtlich werden, dass die Sinkgeschwindigkeit eines sehr kleinen Sandkorns von $v_s = 7,35 \text{ m/h}$ wiederum marginal ist, im Verhältnis zu der Geschwindigkeit mit $v_s = 4320 \text{ m/h}$ ($v_s = 1,2 \text{ m/s}$), des sie umgebenden Fluides im Tauchrohr.

Wenn die Geschwindigkeiten von "Luft in Wasser" und "Sand in Wasser" verglichen werden, ist zu erkennen, dass der Einfluss der Dichte bei sehr kleinen Partikeln auch sehr gering ist, da nahezu identische Ergebnisse erzielt werden.

A.2.6.4 Dimensionierung der Spaltbreite des Kragens

Wenn die Partikel die Stopfenspitze verlassen, sollen sie sich vom Transportgas lösen und nach oben steigen, womit der Bereich zwischen Kragen und Stopfenspitze als Trennzone fungiert. Gleichzeitig sollen die Partikel mit der Wasserströmung nach unten mitgeführt werden und sich nicht im restlichen Tundish verteilen, womit der Bereich zwischen Kragen und Stopfenspitze als Mischzone fungiert.

Um die Trennung der Partikel von der Luft zu unterstützen, sollen die aufsteigenden Gasblasen innerhalb des Kragens in einen schwebenden Zustand versetzt werden und sich damit die Verweilzeit der partikel-beladenen Gasblasen erhöhen. Dieser Zustand wird erreicht, wenn die nach unten gerichtete Wasserströmung genau so groß ist wie die Aufstiegs geschwindigkeit der Gasblasen und sich dadurch ein Kräftegleichgewicht einstellt.

Der Spalt wird begrenzt durch den Stopfen und die Innenseite des Kragens, dessen Durchmesser ermittelt werden soll, schematisch dargestellt in Abb. A-6. Als Grundlage für die Spalt-Dimensionierung dienen die Berechnungen aus Abschnitt A.2.6.2 zur Aufstiegs geschwindigkeit für die gewünschten Gasblasengrößen von 1 mm und 5 mm sowie der Durchmesser der Stopfenspitze aus der späteren Abb. A-22 von $D = 108$ mm.

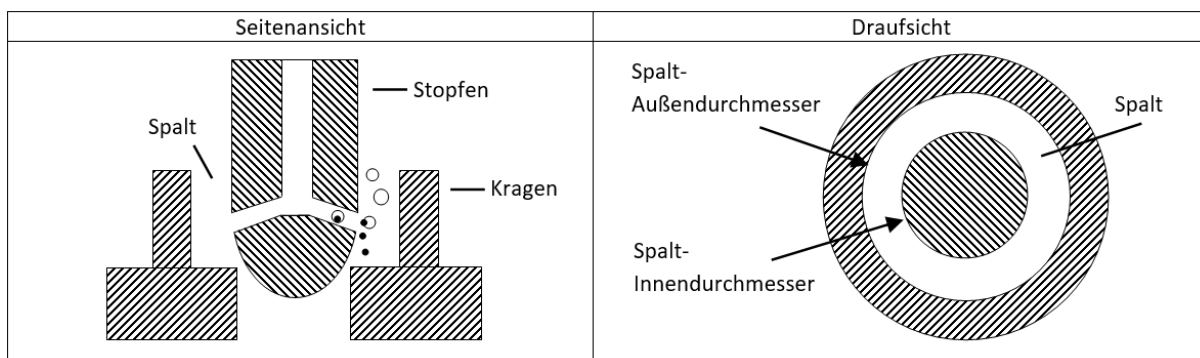


Abb. A-6: Seitenansicht der Positionierung von Stopfen, Kragen und dem Spalt dazwischen mit Luftblasen und Partikeln (links). Draufsicht auf einen Schnitt durch Stopfen, Kragen und Darstellung des Außen- und Innendurchmessers vom Spalt dazwischen (rechts).

Es gilt die Bedingung dass die Auftriebsgeschwindigkeit der Gasblase v_G gleich der Strömungsgeschwindigkeit des Wassers v_W innerhalb des Spaltes ist, $v_G = v_W$. Die Geschwindigkeit innerhalb des Spaltes ist wiederum vom Volumenstrom und dem Strömungsquerschnitt abhängig (Formel (A-22)).

$$\bar{v} = \frac{\bar{V}}{A} = \frac{\dot{V}}{A} = v$$

Der Volumenstrom des Wassers \bar{V} ist ebenfalls durch den Prozess in der Gießerei vorgegeben mit 90.000 t Stahl/h (aufgeteilt auf 4 Tauchrohre), also ein Volumenstrom $\dot{V} = 3,125 \text{ m}^3/\text{h}$ pro Stopfen bei einer Dichte für Stahl von $7.200 \text{ kg}/\text{m}^3$ und damit den selben Volumenstrom des Wassers \bar{V} .

Der Strömungsquerschnitt des Spaltes hat das Aussehen eines Hohlkreises mit der geometrischen Beziehung von Außen- und Innenradius:

$$r_a = \sqrt{\frac{A}{\pi} + r_i^2} \quad (\text{A-50})$$

Am Beispiel der Luftblase mit dem Durchmesser $D = 1 \text{ mm}$ soll diese Berechnung einmal exemplarisch durchgeführt werden und ist für die anderen Durchmesser in Tabelle 13 aufgeführt. Zuerst der erforderliche Strömungsquerschnitt:

$$A = \frac{\dot{V}}{v} = \frac{0,000868 \text{ m}^3/\text{s}}{0,113 \text{ m/s}} = 0,00766 \text{ m}^2$$

damit lässt sich nun der Außenradius berechnen:

$$r_a = \sqrt{\frac{A}{\pi} + r_i^2} = \sqrt{\frac{0,00766 \text{ m}^2}{\pi} + (0,054)^2 \text{ m}^2} = 0,07317 \text{ m}$$

und ergibt einen Außendurchmesser von 146,35 mm. Mit anderen Worten lässt sich mit einer Spaltbreite von 19,17 mm eine Strömungsgeschwindigkeit realisieren, die der Auftriebsgeschwindigkeit einer Luftblase von 1 mm Durchmesser entspricht.

Tabelle 13: Übersicht der zu wählenden Kragenaußendurchmesser zur Erreichung der gleichen Strömungsgeschwindigkeit des Wassers wie die Auftriebsgeschwindigkeit der Gasblase

Partikel-Durchmesser [mm]	Aufstiegsgeschwindigkeit [m/s]	Strömungsquerschnitt [m ²]	Spalt Außendurchmesser [mm]
0,05	0,00136	0,638	907
1	0,113	0,0076	146
5	0,394	0,0022	120

Aus den Ergebnissen in Tabelle 13 lässt sich schlussfolgern, dass bei einem Krageninnendurchmesser von 120 mm die Blasen des Transportgases mindestens 5 mm groß sein müssten, um aus dem Bereich der Stopfenspitze nach oben steigen zu können. Gleichzeitig ist beim Strömungsregime der 5 mm großen Luftblasen mit Ablösungen zu rechnen (Abschnitt A.2.6.2 „Berechnung der Steiggeschwindigkeit einer Gasblase in Wasser“) und um zum Beispiel einer 0,05 mm großen Luftblase den Aufstieg in der Kammer zwischen Stopfen und Kragen zu ermöglichen, müsste der Kragen einen Innendurchmesser von mindestens 907 mm besitzen. Ein solch großer Kragen würde jedoch dazu führen, dass die Partikel nicht nur nach unten mit Strömung fließen, sondern sich im restlichen Tundish verteilen (Abschnitt B.4.2.2 „Injektion von schweren Partikeln ohne Kragen“). Des Weiteren würde sich ein so großer Kragen nahezu über den gesamten Tundish erstrecken und könnte damit auch gleich weggelassen werden.

Die späteren Untersuchungen (Abschnitt B.1 „Partikelinjektion mit Transportgas“) zeigen jedoch, dass die hier berechnete Geschwindigkeit lediglich als mittlere Geschwindigkeit gesehen werden kann und die Einschnürung der Strömung an der Kragenoberkante einen erheblichen Einfluss auf das Geschwindigkeitsprofil im Spalt hat. Teilweise sammeln sich viele Einzelblasen an der Oberkante des Kragens und diese agglomerieren zu einer großen Blase bis deren Aufstiegsgeschwindigkeit so groß ist, dass die hohen Strömungsgeschwindigkeiten an der Kante überwunden werden können (siehe Abb. B-52).

Aus fertigungstechnischen Gründen konnten nicht die exakten Werte für den Innendurchmesser des Kragens (gleich dem Außendurchmesser des Spaltes) gewählt werden, so war zum Beispiel der nächstliegende Durchmesser 150 mm statt des berechneten Durchmessers von 146 mm. Aus der Dimensionierung in diesem Abschnitt ergeben sich die Krageninnendurchmesser von 150, 140, 130 und 120 mm deren Einfluss auf die Strömung an der Stopfenspitze detailliert in Abschnitt B.6.2 „Verringerung des Kragendurchmessers“ untersucht wird.

A.2.7 Feinstaub

Bei der Dosierung der Partikel entstehen Stäube, die durch undichte Stellen im System nach außen treten können. Daher ist eine Betrachtung der Partikelgrößenverteilung und der maximalen Konzentration des Staubes am Arbeitsplatz notwendig, um Sicherheitsprobleme erkennen zu können.

Alle Schwebestaube, die auf Grund Ihrer Größe in der Lage sind in den menschlichen Atemtrakt zu gelangen, werden als Feinstaub bezeichnet (alveolengängige (A)- und einatembare (E)-Fraktion).

Tabelle 14: Einteilung nach der Größe des aerodynamischen Durchmessers [28]

Bezeichnung	Größe
Ultrafeine Partikel	< 100 nm
PM _{2,5} oder Feine Partikel	< 2,5 μm
Grobe Partikel	> 2,5 μm
PM ₁₀	< 10 μm

Die bei Umweltschutz-Auenluftmessungen erfassten Fraktionen PM₁₀ und PM_{2.5} sind nach ISO 7708 definiert (PM: Particulate Matter). Dabei entspricht PM₁₀ der „Thoraxgangigen Fraktion“ (Trennkurve mit 50%igem Abscheidegrad bei 10 μm) während PM_{2.5} durch eine Trennkurve mit 50% Abscheidegrad bei 2,5 μm beschrieben wird [29]. Hierbei liegen die Werte laut der "Verordnung über Luftqualitätsstandards und Emissionshöchstmengen" (39. BImSchV) und "MAK- und BAT-Werte-Liste 2013": Maximale Arbeitsplatzkonzentrationen und Biologische Arbeitsstofftoleranzwerte" ([29], [30]) von der DFG (Deutsche Forschungsgemeinschaft) bei:

Tabelle 15: Grenzwerte für Partikel PM₁₀

Gültig seit	Zeitraum	erlaubte Konzentration (Durchschnitt)	erlaubte Überschreitung
1. Januar 2010	24 Stunden	50 $\mu\text{g}/\text{m}^3$	an 7 Tagen im Jahr
	1 Jahr	20 $\mu\text{g}/\text{m}^3$	

Die für die experimentellen Untersuchungen verwendete Partikel liegen mit ihrem D₅₀-Durchmesser [31] über den Werten für Feinstaub. Es müsste ggf. bei dem Industriebetrieb geprüft werden, dass dieses auch für alle eingesetzten Partikel zutrifft.

Zusammenfassend ist zu sagen, dass die experimentellen Untersuchungen zur Partikelinjektion, laut Normierung, keine Gesundheitsgefährdung mit sich bringen, da die Untersuchungen mit PVC-Partikeln durchgeführt werden, deren kleinste Fraktion immer noch >30 μm im Durchmesser hat. Zusätzlich wurden bauliche Maßnahmen getroffen, um eine Freisetzung der Partikel in die Umgebungsluft zu verhindern, in dem der Übergang von Schnecken-Förderer zur Zellenradschleuse abgeschottet wurde. Die Details zur Partikelgrößenverteilung der im Versuch verwendeten Partikel von „Hohlglaskugeln S32“ und den „PVC-Partikeln“ können aus den Diagrammen in Abb. A-7 und Abb. A-8 entnommen werden.

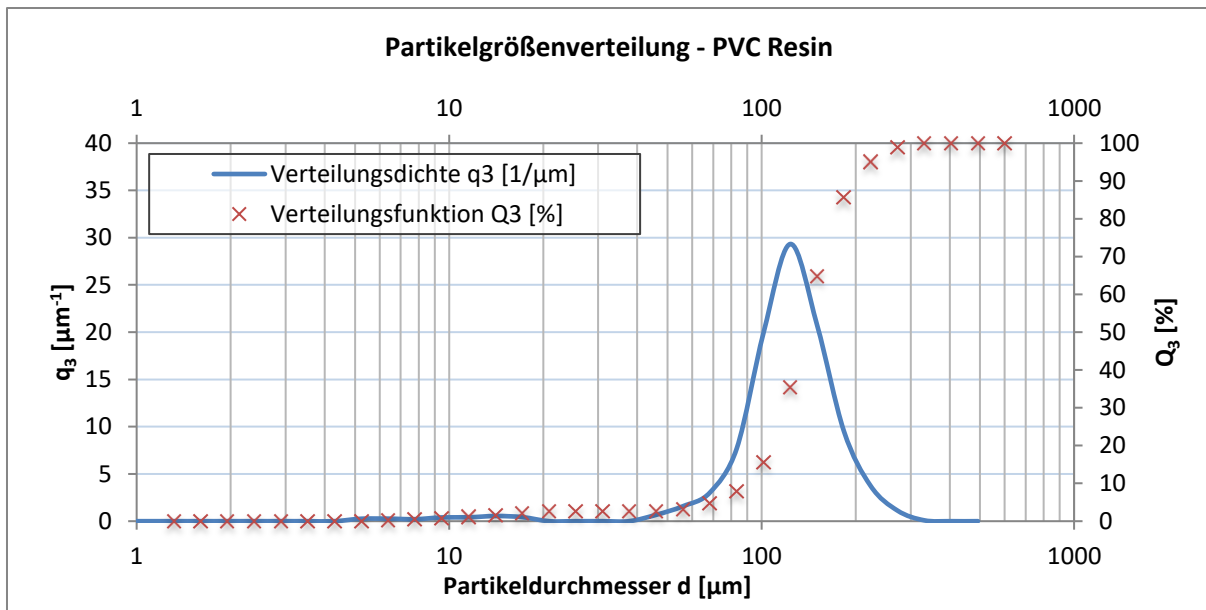


Abb. A-7: Partikelgrößenverteilung der PVC-Partikel

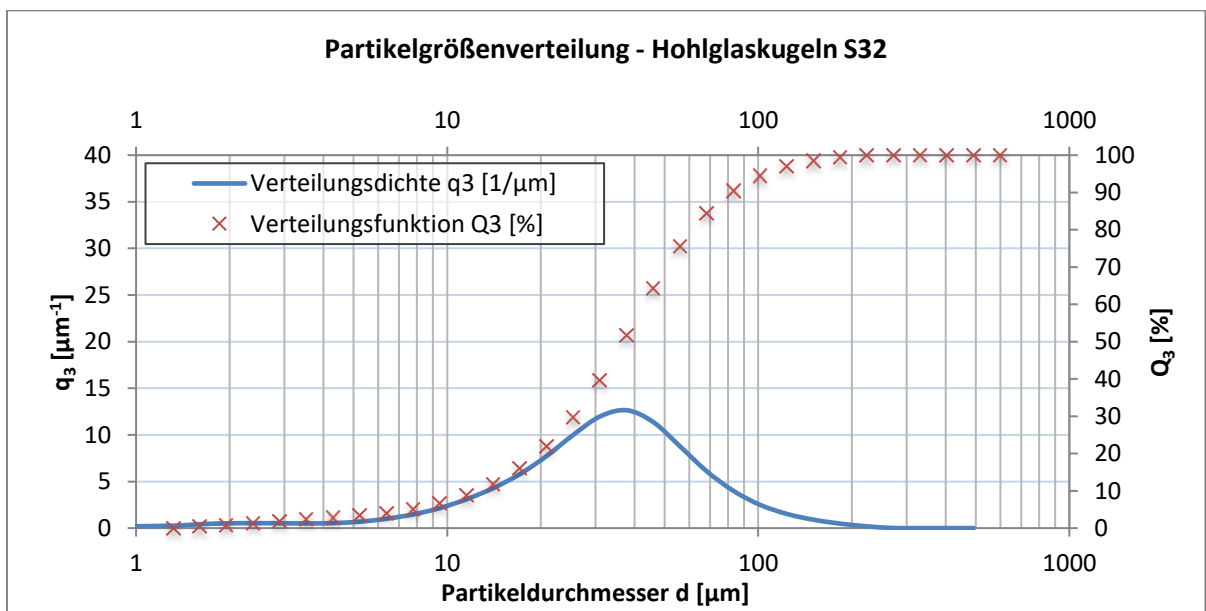


Abb. A-8: Partikelgrößenverteilung der Hohlglaskugeln S32

Nach Klärung dieser grundlegenden Konzepte zur Ähnlichkeitstheorie, Partikelförderung und dem sicheren Umgang mit sehr kleinen Partikeln können die durchgeführten Untersuchungen vorgestellt werden. Vor der Diskussion der Partikelinjektion (Teil B dieser Arbeit) und der Einströmung in eine Bandgießanlage (Teil C dieser Arbeit) wird noch der allgemeine Aufbau des experimentellen Prüfstands beschrieben.

A.3 Aufbau der Gießanlagen (Wassermodell)

A.3.1 Aufbau Partikelinjektion

Das Wassermodell einer Gießanlage bildet die gleichen Volumenströme an flüssigen Stahl mit Wasser ab. Der Durchfluss von 22,5t Stahl/Stunde an einem Strang bedeutet einen Volumenstrom von ca. $3,125\text{m}^3$ Wasser/Stunde. Diese großen Mengen an Wasser gehen über Vermögen einer gewöhnlichen Hauswasserleitung hinaus und müssen durch Pumpen gewährleistet werden. Daher ist der Versuchsaufbau ein in sich geschlossenes System, welches Insgesamt über 3000 Liter Wasser fassen kann. Für die Zugabe verschiedener Partikel in das Wasser, wurden Berechnungen angestellt, ob und wie effizient die Partikel dem Kreislauf wieder entzogen werden können um nicht erneut dem Tundish zugeführt bzw. wiederverwendet zu werden, wenn die Partikel sehr teuer sein sollten. Zur Veranschaulichung des Wassermodell-Versuchsstandes dient das Verfahrensfließbild in Abb. A-9, welche alle wichtigen Baugruppen enthält und die notwendige Mess- und Regelungstechnik beinhaltet.

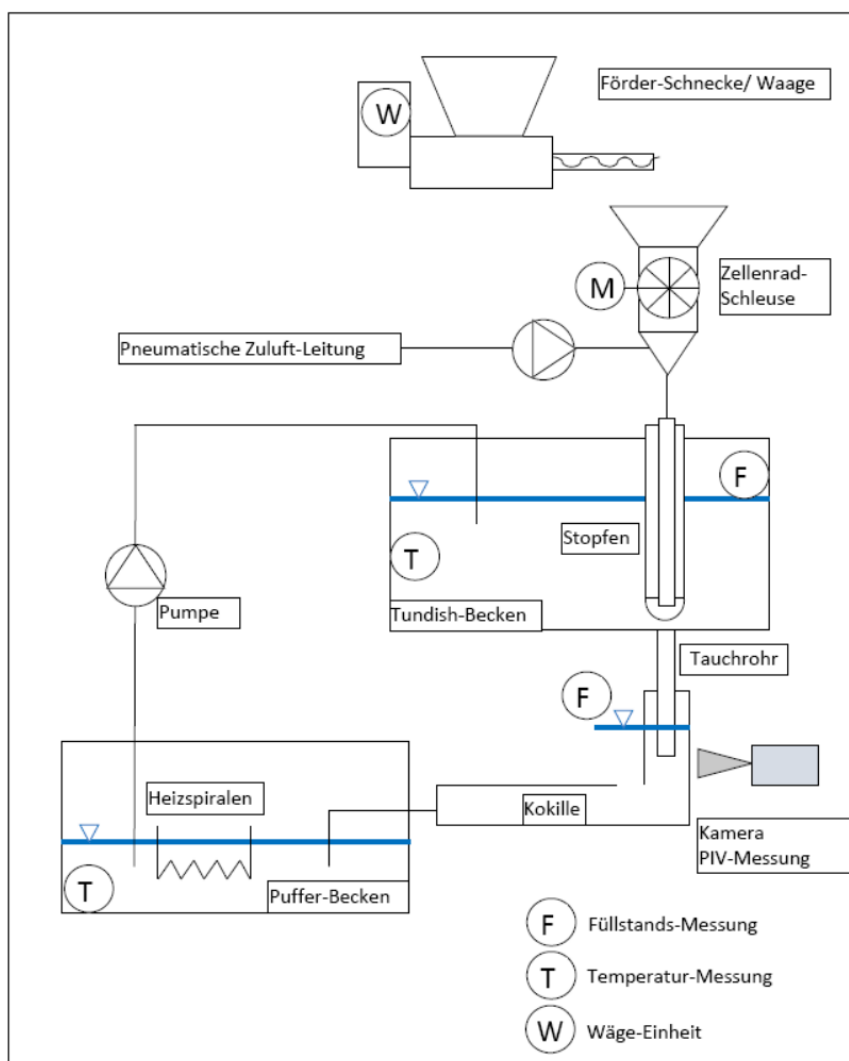


Abb. A-9: Verfahrensfließbild der Partikelinjektion mit Transportgas

Auf den realen Versuchsstand übertragen sind einzelne Baugruppen noch einmal in Abb. A-10 angegeben.

Bei einer Partikelgröße von ca. $50\ \mu\text{m}$ ist jedoch die Sedimentationsgeschwindigkeit der Partikel so gering, dass es Stunden dauern würde, die Partikel abzutrennen. Der zusätzliche Aufwand, der betrieben werden müsste, um die Partikel durch reine Sedimentation wieder zu gewinnen, hat die Integration einer solchen Vorrichtung auch nicht gerechtfertigt. Daher wurde im Pufferbecken eine

Filtration der Partikel vorgesehen. Des Weiteren haben Versuche in der Vergangenheit gezeigt, dass Partikel die zurückgewonnen wurden, ein weiteres Mal verwendet werden konnten, auch wenn sie nach der Filterung stark agglomeriert waren. Mit der Filtration kann gewährleistet werden, dass die Konzentration der Partikel nicht verfälscht wird, durch Partikel die sich bereits im Kreislauf befinden.

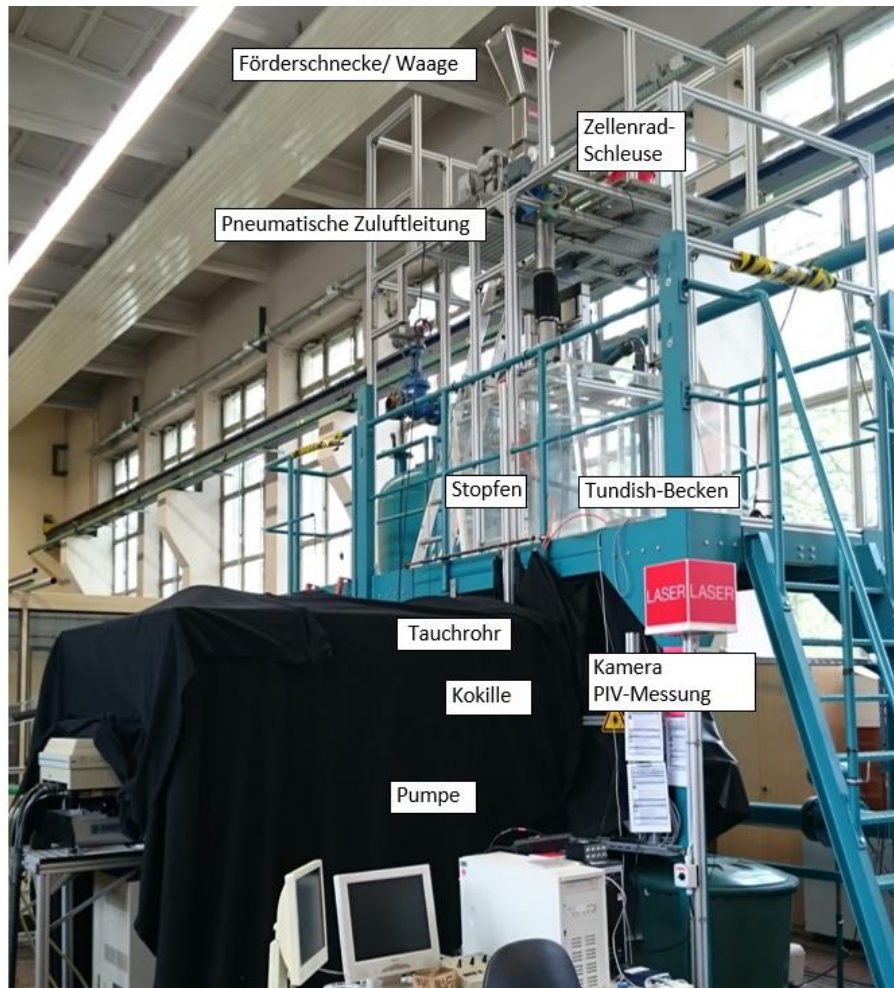


Abb. A-10: Versuchsaufbau des Wassermodells

A.3.2 Aufbau Bandgießanlage

Wie bei jedem technischen Herstellungsprozess ist eine kontinuierliche Betriebsweise die meist lukrativere. Durch die Einsparung von Rüstzeiten, gegenüber den Batch-Verfahren, zeichnet sich der kontinuierliche Betrieb durch seine hohe Produktionsrate und seinen geringen Kosten aus.

In der Metallherstellung wurde ein solches kontinuierliches Guss-Verfahren von Clarence W. Hazelett im Jahre 1948 mit dem Hazelett® twin-belt caster vorgestellt. Dieses Verfahren ermöglicht die fort dauernde Herstellung von bis zu 2m breiten Blechen aus Aluminium, Kupfer, Zink oder Blei [32]. Des Weiteren können auch Kupferdrähte hergestellt werden, wobei aus einem kontinuierlichen Barren (auch Bramme genannt) über mehrere Umlenkeinrichtungen zu einem Draht geformt wird.

In Europa wurde ein weiteres Bandgussverfahren unter dem Namen Direct Strip Casting seit 2002 entwickelt für die Herstellung von Magnesium [33] und Dünbandgießen für Stahl [34]. Letztes wurde 2014 sogar für den Deutschen Zukunftspreis nominiert [35]. Die Herausforderung liegt hierbei in der schnellen Abkühlung des Metalls, da Stahl eine geringere Wärmeleitfähigkeit besitzt als z.B. Kupfer oder Aluminium und damit die Erstarrung langsamer abläuft oder die Abkühlstrecke viel länger sein muss. Bei dem Herstellungsverfahren von Metallen mit einer Bandgießanlage ergibt sich aus der Relativbewegung zwischen der Anlagenwand und dem Fluid eine Möglichkeit, die Spannungen innerhalb des Stahls bei der Erstarrung zu verringern. Bei herkömmlichen vertikalen Stranggussanlagen wird der Stahl aus einem Verteiler in eine Kokille gegossen. Der verfestigte Stahlstrang wird aus der

Kokille herausgezogen und bestimmt damit die Gießgeschwindigkeit. Eine Trennung der Wände vom Stahl wird durch ein Gießpulver gewährleistet, welches ein Trennmittel darstellt und kontinuierlich auf die Oberfläche des flüssigen Stahls nach dem Einfließen in die Kokille hinzugegeben wird.

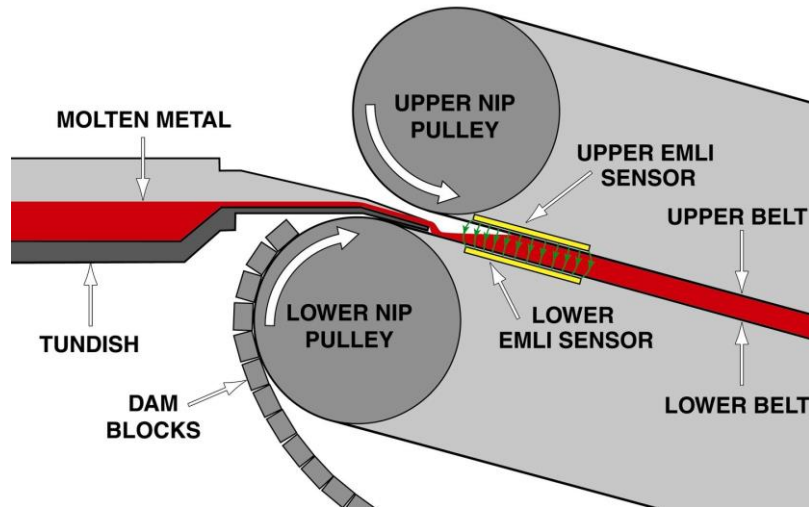


Abb. A-11: Prinzipskizze des Hazelett-Casters mit Elektromagnetischen Füllstandssensor (EMLI) [36]

Der Projektpartner *Hazelett* hat nach den Vorgaben des Auftraggebers und nach seinen eigenen Erfahrungen einen Entwurf (Abb. A-12) für die Bandgießanlage und die Zuführung des Stahls aus dem Verteiler über ein Tauchrohr zur Verfügung gestellt.

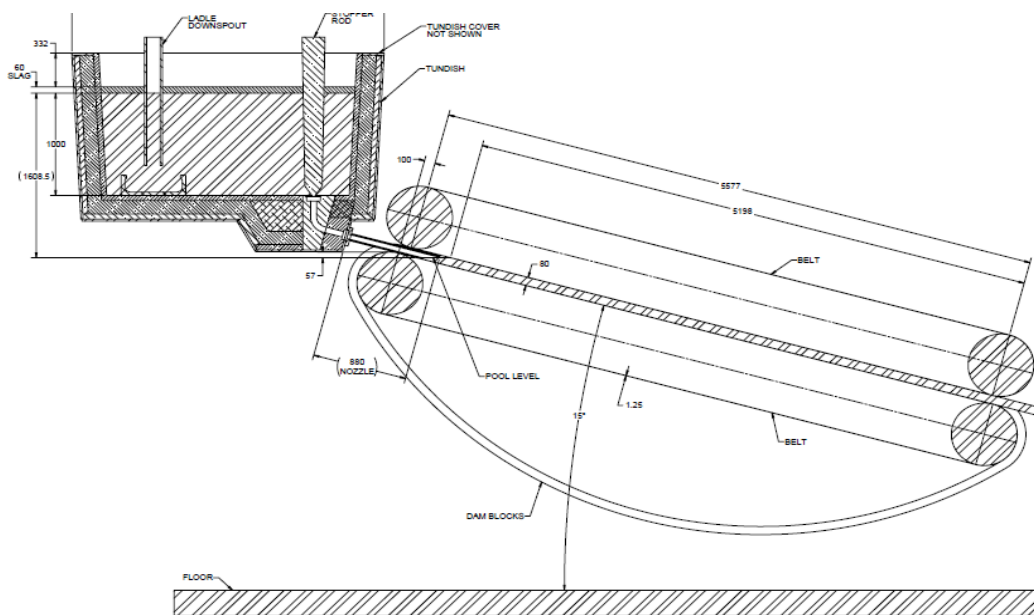


Abb. A-12: Entwurf der Bandgießanlage mit Zufuhr aus dem Verteiler über ein Tauchrohr (Fa. Hazelett)

Ausgehend von der Entwurfszeichnung (Abb. A-12) wurde der Bereich festgelegt, der für die Untersuchung der Strömungsbedingungen von Interesse ist und experimentell nachgebaut werden kann. Hierbei ist es nicht notwendig die gesamte Länge der Transportbänder mit ca. 6 m darzustellen, sondern lediglich die ersten Meter der Bandgießanlage, in denen der Stahl in flüssiger Form vorliegt und das Tauchrohr in die Anlage hineinragt. Auf dieser Aussage beruhend wurde ein Wassermodell-Versuchsstand mit einer Transportbandlänge von 2 m entworfen und aufgebaut.

Für den normalen Betrieb des Versuchsstandes wird das Wasser mit einem Volumenstrom von $12,5 \text{ m}^3/\text{h}$ in den Verteiler (Tundish) gepumpt. In dem Verteiler befindet sich der Stopfen. Wird der Stopfen angehoben, fließt das Wasser in das Tauchrohr hinein und gelangt so in die Kokille bzw. in den *Hazelett Caster*. So kann ein konstanter Wasserspiegel im Verteiler eingestellt werden, wenn genau so viel Wasser in den Verteiler hineingepumpt wird, wie durch das Tauchrohr wieder hinaus fließt. Dieses

Verfahren gewährleistet eine Aussage über den Massenstrom an Wasser, der aus dem Wert des Volumenstrom-Messers hinter der Pumpe abgeleitet werden kann.

Am Ende der Kokille befindet sich ein Ventil, durch dessen Stellung sich ein konstanter Gießspiegel im *Hazelett Caster* einstellen lässt. Die optischen Untersuchungen werden seitlich an der Kokille, am Übergang von Tauchrohr zu Kokille vorgenommen. Das gesamte Fließbild ist in Abb. A-13 dargestellt.

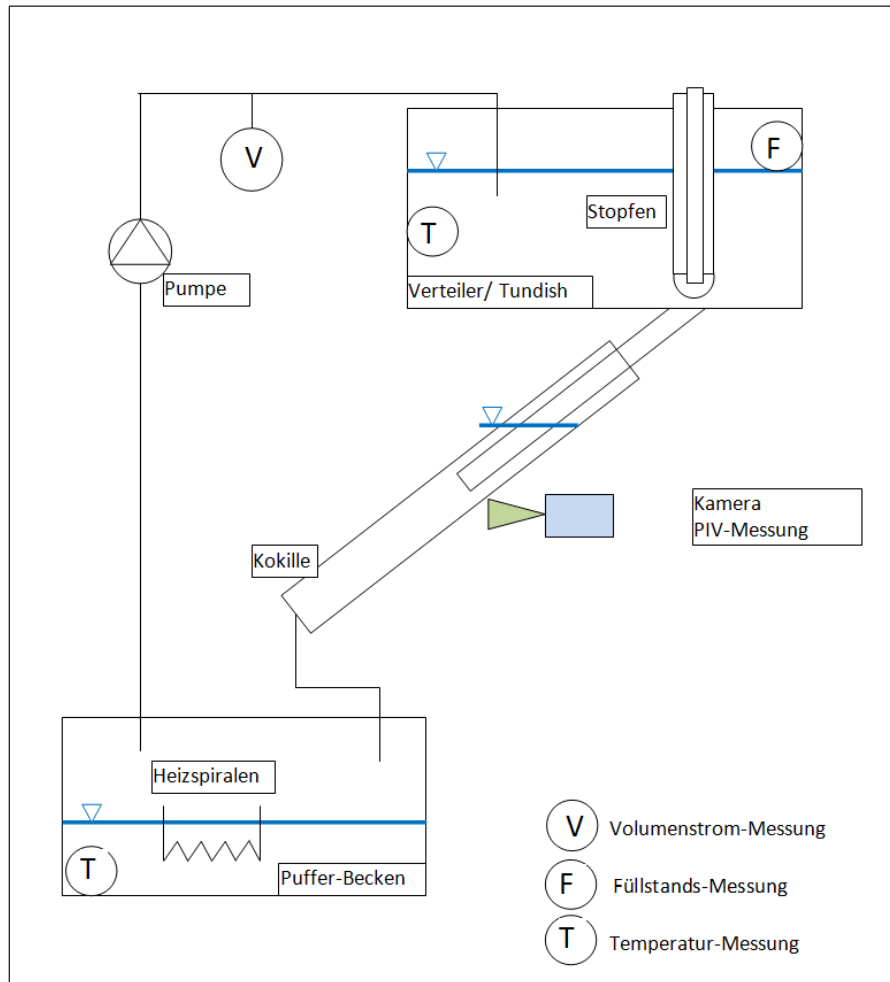


Abb. A-13: Verfahrens-Fließbild des Bandgießanlagen-Versuchsstands

Während des Herstellungsprozesses von Stahl besitzt der Stahlstrang beim Verlassen der Bandgießanlage immer noch einen flüssigen Kern. Die ausgehärtete Schale des Strangs sollte ca. 10 % des gesamten Querschnittes betragen, daher ist die Neigung der Bandgießanlage von großer Bedeutung, so wie die sich daraus ergebene ferrostatische Höhe. Sollten die dünnen Wände des Stahlstrangs dem Druck des flüssigen Kerns nachgeben, würde der Stahl unkontrolliert aus dem Inneren herauslaufen.

Nach Abstimmung mit dem Hersteller des *Hazelett Caster* wurde eine Neigung von 12° gewählt, wie es in Abb. A-14 hervorgehoben ist. Diese wird systematisch für das Projekt verwendet.

Die seitlichen Dammblockketten und die Transportbänder bewegen sich mit einer Geschwindigkeit, welche identisch sein sollte mit der mittleren Fließgeschwindigkeit des Stahls bzw. mit der Geschwindigkeit, mit der die verfestigten Stahlknüppel gezogen werden.

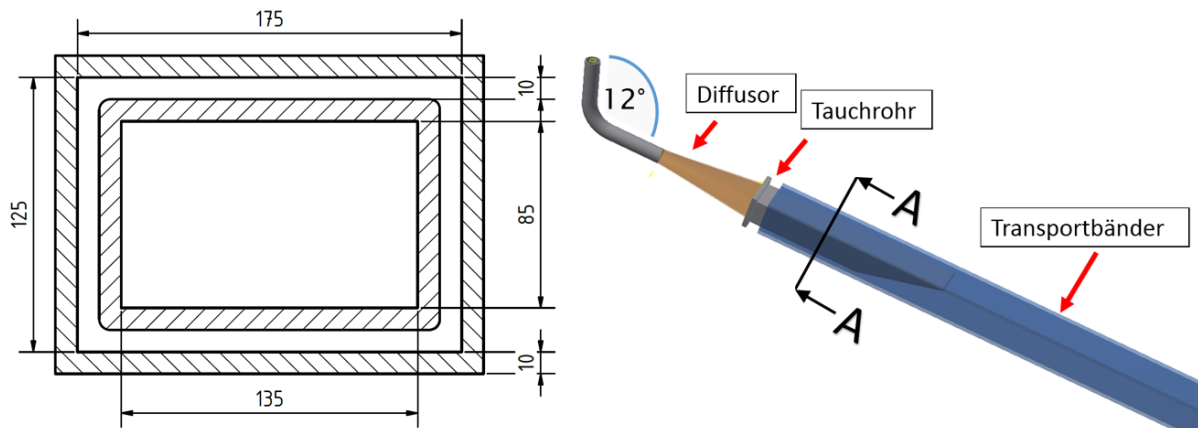


Abb. A-14: Querschnitt des Strömungsraums der Kokille mit Tauchrohr (Schnittebene A-A aus Frontansicht (links) und Modell der Bandgießanlage mit rechteckigen Tauchrohr und Schnittebene A-A und Neigungswinkel zwischen Bandgießanlage und Verteiler (rechts)

Diese bewegten Baugruppen des *Hazelett Casters* könnten prinzipiell mit einem System aus sogenannten Teppichen im Modell nachgebildet werden. Jedoch stehen bei diesen Untersuchungen die Einstrombedingungen aus dem Tauchrohr im Vordergrund. Eine optische Zugänglichkeit dieses Bereiches ist daher erforderlich. Mit der Umsetzung von sich bewegenden Wänden durch Teppiche wäre diese optische Zugänglichkeit nicht mehr gegeben. Bei späteren numerischen Untersuchungen kann diese Bewegung der Wände jedoch einfach dargestellt werden. Daher wird während aller Messungen auf bewegliche Wände verzichtet.



Abb. A-15: Optisch zugängliche Modellierung der Bandgießanlage

In Abb. A-15 ist die Nachbildung des Strömungsraums zwischen den seitlichen Dammblockketten und dem Transportbändern als Wassermodell mit einer Wandkonstruktion aus 10 mm starken Acrylglas zu erkennen.

Das Verhältnis der Breite der Transportbänder und der Höhe der seitlichen Dammblockketten *Blocks* sollte nach Herstellerangaben das Verhältnis 1:1,4 aufweisen. Des Weiteren wurde festgelegt, dass ein Spalt zwischen Tauchrohr (engl. SEN für Submerged Entry Nozzle) und den Transportbändern (engl. *belt*. Entspricht der Kokille im Strangguss) von 10 mm genügt, um das Tauchrohr während des praktischen Betriebes innerhalb des *Hazelett Caster* zu manövrieren. Um die Turbulenz zu minimieren soll das Übersetzungsverhältnis von "Geschwindigkeit der Flüssigkeit im Tauchrohr" zu "Geschwindigkeit der Flüssigkeit im Hazelett Caster" so gering wie möglich sein. Daraufhin wurde die Variante gewählt deren Querschnitt in Abb. A-14 zu sehen ist und deren Details in Tabelle 16 zusammengefasst sind.

Tabelle 16: Abmaß von Tauchrohr und Kokille

Bauteil	Dimension
Querschnitt der Kokille [mm]	125 x 175
Tauchrohr - Wanddicke [mm]	10
Spalt zw. Tauchrohr und Transportbändern	10
Querschnitt im Tauchrohr [mm]	85 x 135

A.3.3 Einzelne Baugruppen des Aufbaus

A.3.3.1 Tauchrohr (Partikelinjektion/Strangguss)

Ausgehend von der originalen Geometrie (Abb. A-16), wurde der für die Strömungsuntersuchungen wichtige Innenraum des Tauchrohres übernommen und die äußere Kontur für eine bessere Einsicht in eine eckige Gestalt überführt.

Eine Schwierigkeit hierbei war, die geringe Verjüngung innerhalb des Tauchrohres von weniger als 1% auf die Länge von einem Meter zu berücksichtigen. Die Verengung des Strömungsquerschnittes beträgt dadurch 10% und hat einen nicht vernachlässigbaren Einfluss auf die Strömungsverhältnisse. Wichtig hierbei war es den Strömungsraum auch an den Wänden einzubehalten und daher das Tauchrohr in einem Stück nachzubilden, um Kanten bei herstellungsbedingten Übergängen zu vermeiden.

Um diese Kriterien einzuhalten wurde der Auftrag für die Fertigung an das Fraunhofer Institut IFF vergeben. Für eine Fertigung aus Glas, hatte sich keine Manufaktur gefunden. Das IFF hat für die Fertigung einen Epoxid-Harz verwendet, der einen geringen Lichtbrechungsindex besitzt, um denen von Wasser nahe zu sein. Dies ist wichtig, um Verzerrungen und Korrekturen bei der optischen Analytik zu minimieren.

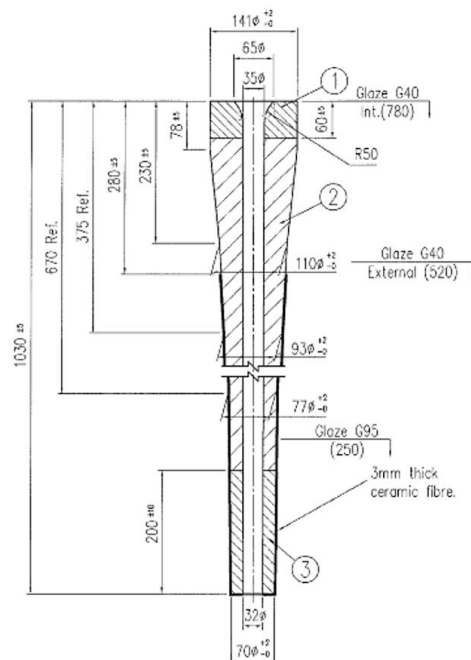


Abb. A-16: Konstruktionszeichnung des originalen Tauchrohres (links) und vom IFF gefertigte Tauchrohre aus Epoxidharz und Negativform des Strömungsraumes (rechts)

Für den Strömungsraum wurden Negativformen in Gestalt einer Welle aus hochfestem Stahl gedreht, um bei der Fertigstellung eine ausreichende Stabilität zu gewährleisten. Zur Ermittlung der Machbarkeit des gesamten Tauchrohres, wurde zuerst eine 30 cm lange Negativform gefertigt und ein

dementsprechend langes Tauchrohr. Um eine Blasenfreiheit beim Gießvorgang zu garantieren, erfolgte eine Evakuierung der Luftbestandteile im Harz in einen Vakuum-Ofen.

A.3.3.2 Tauchrohr (Bandgießanlage)

Die Tauchrohre bilden das Verbindungsstück zwischen dem Verteiler und der Bandgießanlage. Ihre Geometrie hat einen beträchtlichen Einfluss auf die Einströmbedingungen im *Hazelett Caster*.

Im Stadium der Planungsphase müssen lediglich einige produktionsspezifische Faktoren eingehalten werden, die den zu erwartenden Massenstrom und die Platzierung des Verteilers vor der Bandgießanlage bzw. Platzierung des Tauchrohrs in der Öffnung der Bandgießanlage betreffen.

Das größte Augenmerk bei der Konzeptionierung des Tauchrohrs lag auf den Einströmbedingungen innerhalb der Bandgießanlage, da diese einerseits einen großen Einfluss auf die Qualität des Stahls bei der Verfestigung haben und andererseits auf den Verschleiß der einzelnen Baugruppen (Transportbänder und *Blocks*) des *Hazelett Caster* haben. Auch die Materialeigenschaften des Tauchrohrs limitieren die konstruktiven Freiheiten, da die spätere Fertigung aus hochtemperaturfesten Keramiken geschieht, die Temperaturen von über 1500 °C standhalten müssen. Eine detaillierte Beschreibung der Variationen findet sich später im Abschnitt C.2.1 "Variationen des Tauchrohres".

A.3.3.3 Schattenrohr

Da es sich bei dem Schattenrohr lediglich um ein Zwischenstück handelt, aus dem die Zufuhr von flüssigem Stahl aus der Pfanne innerhalb des Verteilers erfolgt und da es weit entfernt ist von dem Übergangsbereich, in dem der flüssige Stahl aus dem Tundish in das Tauchrohr fließt, wird es durch ein gewöhnliches Kunststoffrohr dargestellt, welches einen Innendurchmesser von 56 mm besitzt.

A.3.3.4 Verteiler (Tundish)

Der vierstrangige Stahlverteiler wird auf Grund seiner enormen Abmaße in der Realität (Breite von 10 m), dem damit verbundenen Fassungsvermögen von über 4000 l Stahl und eines symmetrischen Aufbaus für das Wassermodell stark vereinfacht. Die folgenden Untersuchungen erfolgen lediglich an einem von vier Auslass-Rohren (Tauchrohre). Damit wird eine bessere optische Zugänglichkeit erreicht. Gleichzeitig wird das Gefährdungspotenzial reduziert, das von einer so großen Wassermenge in 3 m Höhe in einer Versuchshalle ausgeht.

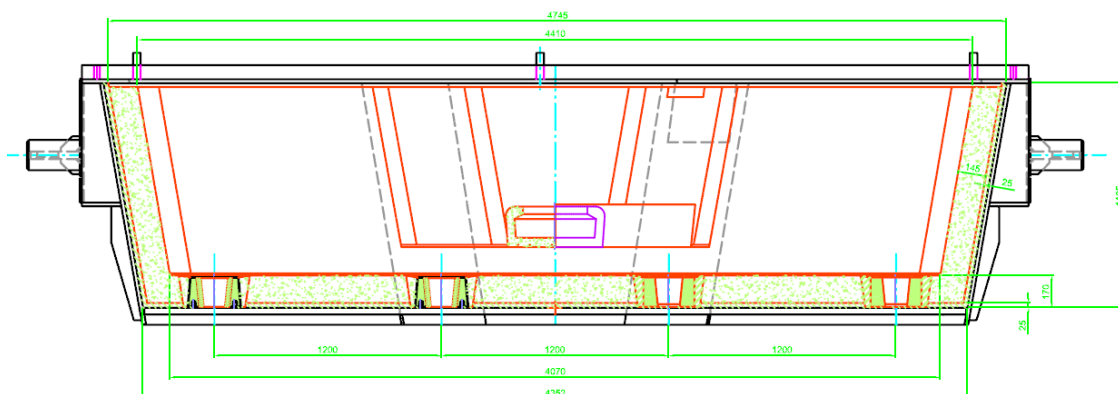


Abb. A-17: Konstruktionszeichnung des originalen Verteilers (Tundish)

Zur Gewährleistung der optischen Zugänglichkeit und der Stabilität wurde ein Teilausschnitt des *Tundish* aus 40 mm dickem Acrylglas (Plexiglas) gefertigt. Im Weiteren wird dieser Teilausschnitt auch als Wanne bezeichnet.

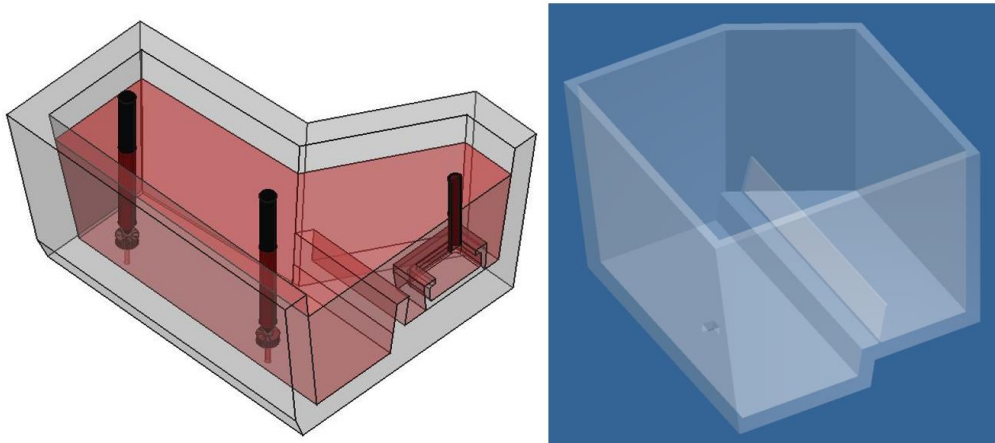


Abb. A-18: Halbmodell des Tundish mit Flüssigkeit (links) und vereinfachter Tundish für das jetzige Wassermodell (rechts)

In dieser Zeichnung ist nicht die Spritzmasse des Verteilers enthalten, die jedoch im realen Herstellungsprozess immer vorhanden ist. Die erste Anfertigung des Verteilernachbaus für das Wassermodell hatte diese Spritzmasse nicht berücksichtigt. Diese wurde im Nachhinein durch eine Bodenplatte mit einer Höhe von 60 mm nachgebildet. Damit wurde die Erhöhung des später eingesetzten Tauchrohres auf eine Ebene mit der Bodenplatte gesetzt.

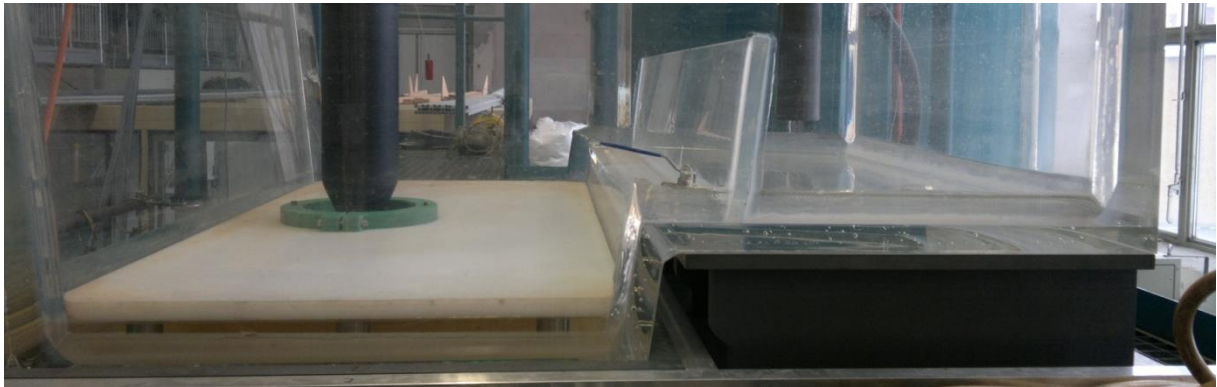


Abb. A-19: Wanne des Wassermodells mit Bodenplatte und Damm

A.3.3.5 TurboStop/ Damm

Im Verteiler integriert ist der sogenannte TurboStop, der ein Spritzen des flüssigen Stahls verhindern soll, wenn er aus der Pfanne in den Verteiler gegossen wird. Als Alternative hierzu wurde früher ein Damm in den Verteiler eingesetzt, wie er in Abb. A-19 zu sehen ist.

Der originale TurboStop, der nach Magdeburg geschickt wurde, hätte aufgrund der Ähnlichkeitstheorie auch im Wassermodell 1:1 verwendet werden können. Jedoch wurde aufgrund des sehr hohen Gewichts des TurboStops die ältere Variante des Damms gewählt, um das Acrylglas der Wanne zu schonen. Daraus ergibt sich am Ende für alle weiteren Untersuchungen eine Konfiguration des Tundish wie sie in Abb. A-19 zu sehen ist.

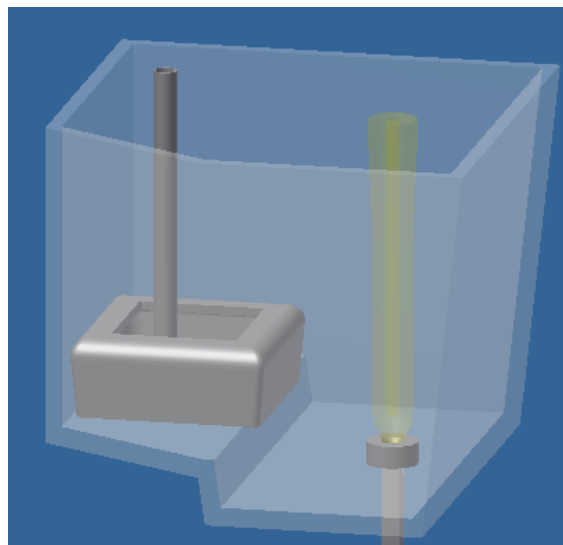


Abb. A-20: TurboStop unter dem Schattenrohr

A.3.3.6 Stopfen (Partikelinjektion)

Wiederum wurde bei der Fertigung des Stopfens für das Wassermmodell darauf geachtet, dass die originalen Maße eingehalten wurden, damit die genauen Strömungs- und Umströmungsbedingungen erzeugt werden können.

Die Injektion der Partikel soll unmittelbar am Ausfluss des Verteilers stattfinden und damit im Bereich zwischen Stopfenspitze und Tauchrohrkopf liegen. Daher wurde der Stopfen im Voraus als potenzieller Injektor bei diesem Forschungsvorhaben angesehen und in 5 Segmenten gefertigt, die es ermöglichen, in einem Abstand von 150 mm ein verändertes Segment auszutauschen ohne den gesamten Stopfen erneuern zu müssen.

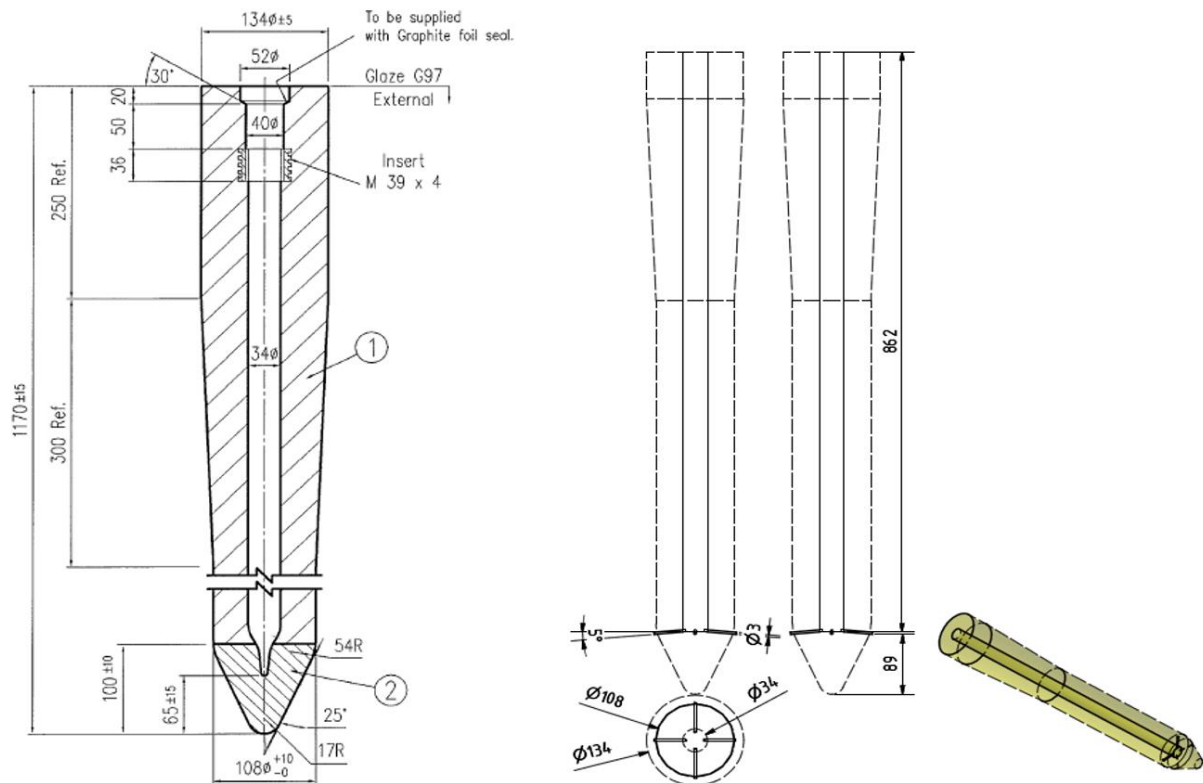


Abb. A-21: Konstruktionszeichnung des originalen Stopfens (links) und mit zusätzlichen Bohrungen für eine pneumatische Injektion (rechts)

Die durch das Innere des Stopfens verlaufene Bohrung (Durchmesser 34 mm), die zur Halterung und Justierung des Stopfens über dem Tauchrohr dient, wurde auch in der Nachbildung beibehalten und wird für die ersten Injektionen von Luft mit Partikelbeladung in das System verwendet. An der Stopfenspitze wurden hierfür 4 weitere schräge Bohrungen mit einem Durchmesser von 3 mm eingearbeitet, die durch die große Bohrung im Zentrum des Stopfens mit einer pneumatischen Fördereinrichtung verbunden sind.

Die Dimensionierung der Bohrungen an der Spitze des Stopfens erfolgte nach einer zu erreichenden Ausströmgeschwindigkeit der Luft von 15 m/s, die sich aus Literatur-Recherchen ergab [27].

A.3.3.7 Stopfen (Bandgießanlage)

Bei den Untersuchungen im Projekt der Bandgießanlage soll im Gegensatz zum klassischen Strangguss mit 4 Tauchrohren nur ein Tauchrohr verwendet werden. Dadurch ergibt sich ein vierfach höherer Volumenstrom, welcher im Betrieb des Wassermodells zu einer starken Vibration des Stopfens geführt hat und im Teil C Abschnitt C.2.9.2 ausführlich behandelt wird. Mit ähnlichen Vibrationen ist auch im späteren Herstellungsprozess mit flüssigem Stahl zu rechnen, da das Wassermmodell dieselben phänomenologischen Strömungssituationen und -kräfte wiedergibt.

Deswegen wurde die Stopfenspitze verändert, wie später erklärt und in Abb. A-22 dargestellt. Der Stopfen wurde erneut aus 5 Segmenten gefertigt, die es ermöglichen, in einem Abstand von 150 mm ein verändertes Segment auszutauschen ohne den gesamten Stopfen erneuern zu müssen.

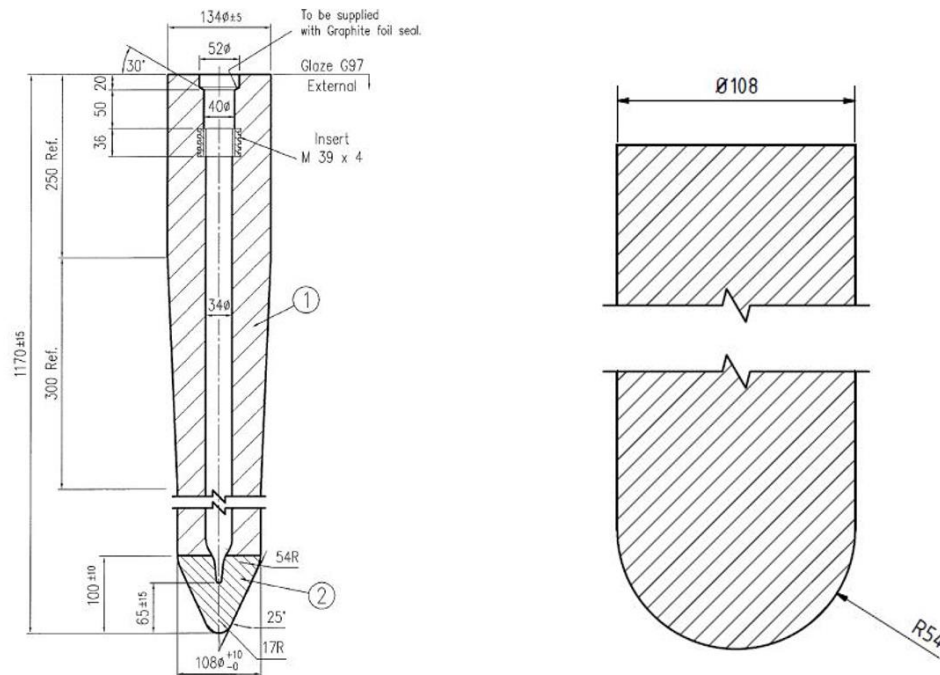


Abb. A-22: Originale Konstruktion des Stopfens (links) und modifizierte Stopfenspitze (rechts) zur Vermeidung von Vibrationen

Die durch das Innere des Stopfens verlaufende Bohrung (Durchmesser 34 mm), welche zur Halterung und Justierung des Stopfens über dem Tauchrohr dient, wurde auch in der Nachbildung beibehalten, erfüllt jedoch hier keinen weiteren Zweck. Die Höhenverstellung des Stopfens im Wassermodell erfolgt über eine zweiachsige Traverse, welche eine genaue Positionierung des Stopfens über der Öffnung des Tauchrohres (Genauigkeit der Positionierung: 100 μ m) ermöglicht.

A.3.3.8 Beheizung des Versuchsstandes

Zur Einstellung der Wassertemperatur im Versuchsstand wurden drei Heizspiralen, mit jeweils 3 kW Leistung in den Pufferbehälter eingebaut, in dem sich auch die Pumpe befindet, welche in der Lage ist bis zu 14 m³/h auf eine Höhe von 3 m zu fördern.



Abb. A-23: Zentrales Steuermodul der Heizspiralen (links) und Heizspiralen im Pufferbecken (rechts)

Diese Heizspiralen werden zentral angesteuert und von dort aus auf eine beliebige Temperatur eingestellt. Um auf die benötigte Wassertemperatur von 25 °C zu gelangen, wird bei einem gesamten Wasservolumen von über 1000 l, ungefähr eine Stunde benötigt (je nach Umgebungstemperatur).

A.3.3.9 Kragen zur Strömungskanalisation

Im Rahmen der Auslegung von pneumatischer Zuleitung und Partikelbeladung wurde eine Möglichkeit gefunden, die Verweilzeit der partikelbeladenen Luftblasen in der Injektionszone so lang wie möglich zu halten.

Hierfür wurde in Abschnitt A.2.6.2 die Auftriebsgeschwindigkeit der zu erwartenden Luftblasen (Durchmesser von 1 mm bis 5 mm) berechnet und ein Kragen ausgelegt, der sich an der Spitze des Stopfens befinden soll (Abb. A-24). Dieser Kragen dient zur Kanalisation der Strömung, sodass eine **Mischzone** entsteht, wo alles Wasser in unmittelbarem Kontakt zu den partikelbeladenen Gasblasen kommt und keine unkontrollierte Verteilung der Partikel im restlichen Verteiler erfolgt.

Gleichzeitig ist der Bereich zwischen Kragen und Stopfen aber auch eine **Trennzone** in der das Transportgas von den Partikeln getrennt werden soll, da Gaseinschlüsse im Produkt zu Qualitätsmängeln führen.

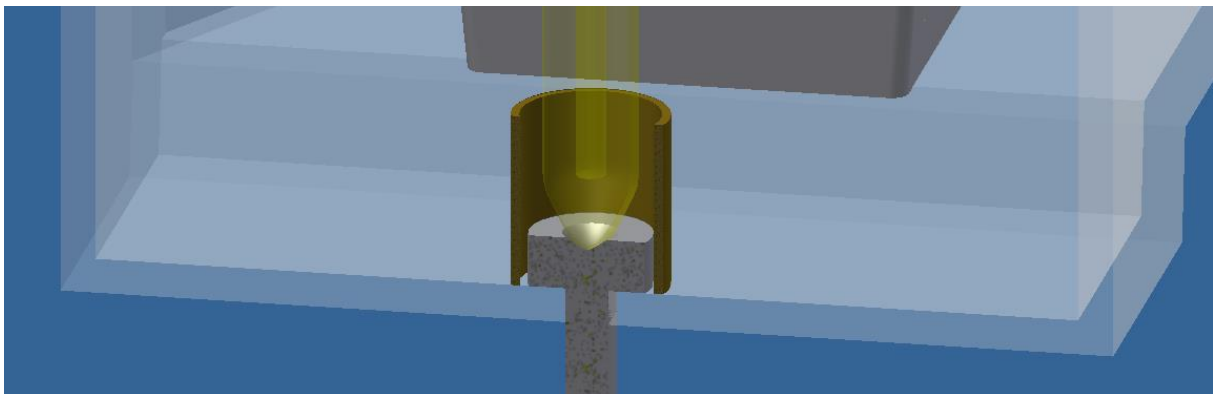


Abb. A-24: Kragen (braun) an der Stopfenspitze (gelb).

Die Breite des Spalts zwischen Stopfen-Spitze und Kragen erzeugt eine abwärts gerichtete Strömungsgeschwindigkeit, die der in Abschnitt A.2.6.2 berechneten Aufstiegsgeschwindigkeit der Gasblasen entspricht. Damit sollen die Gasblasen in einen Schweben-Zustand gebracht werden, um die Kontaktzeit mit der Flüssigkeit zu erhöhen.

A.3.3.10 Druckluftregelung/ Förderschnecke/ Zellenradschleuse

Die Druckluftversorgung in der Versuchshalle wird durch einen Druckluftgenerator im Keller des Gebäudes sichergestellt, der sämtliche Druckluftanschlüsse in der Versuchshalle mit einem Vordruck von 4 bar versorgt. Die Druckluft aus der Leitung wird zunächst an einen weiteren Druckluftminderer angeschlossen bevor die Luft durch den EL-FLOW® mass flow meter/controller geht. Dieser kann die Durchlässigkeit an Luft regeln, je nachdem welcher Wert in % vom BRONKHORST- Steuerelement vorgegeben ist.

In diesem Fall hat der EL-FLOW® mass flow meter/controller einen maximalen Durchfluss von 100 nl/min, was bedeuten würde, dass bei einer Vorgabe von 50% ein Volumenstrom von 50 nl_Luft/min eingestellt werden würde.

Die EL-FLOW® mass flow meter/controller (Abb. A-25, rechts) sind auswechselbar und ermöglichen damit die präzisere Dosierung eines geringeren Luftmengenstroms bzw. den generellen Durchfluss eines hohen Volumenstroms.

Eine weitere Neuanschaffung ist die Förderschnecke der Firma Brabender, welche durch eine Wägezellen-Einheit die gravimetrische Dosierung der Partikel ermöglicht (Abb. A-25, links). Mit drei zusätzlichen Schnecken-Elementen kann die gesamte Bandbreite der geforderten Massenströme an Partikel sowohl für den Strangguss als auch im Wassermmodell abgedeckt werden.

An die Förderschnecke angeschlossen befindet sich eine Zellenradschleuse, deren Übergangsbereich mit einem zylindrischen Plexiglas-Aufbau abdeckt ist und damit den Förderstrom vor äußeren

Einflüssen schützt. Die wesentlichen Funktionen der Zellenradschleuse (Abb. A-25, links) sind die Abdichtung des darunter befindlichen Stopfens, da die Luft der Begasung kontrolliert angeleitet werden soll (Feinstaub) und die Streuung der Partikel in der Fläche, da sie aus der Förderschnecke lediglich punktförmig austreten.



Abb. A-25: Förderschnecke mit Bedienelement und zylindrischen Aufbau zur Feinstaubminimierung beim Übergang von Förderschnecke auf die Zellenradschleuse (links) und Druckluftregelung/ -messung (rechts)

A.4 Zusammenfassung zur Optimierung in die Gießereitechnik mit Wassermodell und Simulationen

Der erste Teil dieser Arbeit gibt eine ausführliche theoretische Herleitung der Ähnlichkeitstheorie für Gießereiprozesse und zeigt unter welchen Randbedingungen die Partikelinjektion und die Einströmung in eine Bandgießanlage mit einem Wassermodell nachgestellt werden können (Abschnitt A.2.1 bis A.2.6).

Daraufhin wird der Wassermodell-Versuchsstand mit allen gemeinsamen Komponenten sowohl für die Partikelinjektion als auch für die Bandgießanlage vorgestellt. Die unterschiedlichen Komponenten werden jeweils in den eigenen Kapiteln Teil B und Teil C gezeigt und erläutert.

Im zweiten Teil werden die Arbeiten zur Entwicklung eines Injektionsverfahren für Partikel in eine Stahlschmelze vorgestellt. Zur Herstellung einer Legierung sollen Blei-Partikel, die eine höhere Dichte haben als Stahl unterhalb der Oberfläche in den Strang eingebracht werden ohne dabei Gaseinschlüsse im fertigen Produkt wieder zu finden, da dadurch die Qualität negativ beeinflusst wird. Zusätzlich soll die Machbarkeit zur Injektion von Alternativen zu Blei ausprobiert werden, welche eine geringere Dichte als Stahl haben und ohne Beeinflussung auftreiben würden. Für Blei wurde PVC im Wassermodell eingesetzt.

Angefangen mit einem geometrisch exakten Nachbau des Stopfens wird die Möglichkeit zur Injektion durch die Spitze des Stopfens mit Hilfe eines Transportgasen für die Partikel untersucht. Schnell stellt sich heraus, dass die benötigte Transportgasmenge zu heftigen Wellenbewegungen an der Oberfläche des Tundishs führt, welche im realen Prozess Schlacke und Umgebungsluft in die Schmelze eintragen könnte. Darüber hinaus wurden sowohl agglomerierte Partikel an der Oberfläche des Tundishs transportiert als auch Luftblasen in die Kokille. Eher zufällig wurde bei den Versuchen festgestellt, dass wenige der PVC-Partikel auch ohne Transportgas aus den Öffnungen an der Stopfenspitze, jeweils nach Beendigung der Versuche, ausgetreten sind. Daraufhin wurde versucht die Partikel lediglich mit Unterstützung der Schwerkraft in das Innere des Stopfens einzutragen und von dort aus ohne Gasblasen in den Strang.

Mit einem weiteren Versuchsstand, bestehend aus 4 transparenten Säulen, wurde der Innenraum des Stopfens nachgestellt, um einen Durchmesser zu ermitteln, welche Partikelmengen von der Gasphase in die flüssige Phase überführt werden können.

Zusätzlich wurde ein weiterer Nachbau des Stopfens aus einem transparenten Material gefertigt, um die Strömungsphänomene innerhalb des Stopfens besser zu verstehen und Möglichkeiten zu finden die Partikel von der Oberfläche im Inneren an die Stopfenspitze zu transportieren, so dass sich die Partikel zeitlich konstant und homogen in der Kokille verteilen. Dazu wurden die Bohrungen an der Stopfenspitze und der Durchmesser des Bypasses systematisch variiert.

Heraus kam ein Stopfen der im Inneren eine zusätzliche Begasung und ein Leitblech besitzt, welches den Innenraum des Stopfens in zwei Kammern teilt. Die Begasung führt zusammen mit dem Leitblech zu einer Zirkulation, welche die Partikel von der Oberfläche an die Spitze des Stopfens transportiert und von dort aus weiter ohne Gaseinschlüsse in die Kokille. Dies war erfolgreich für die geringsten Mengenströme an Blei und exemplarisch für Partikel mit einer geringeren Dichte als Stahl. Um größere Mengen einzutragen wird auf einen größeren Innendurchmesser verwiesen, welcher an Hand des Säulen-Set schon bestimmt wurde.

Im dritten Teil der Arbeit wurde der Wassermodell-Versuchsstand von einer Stranggussanlage zu einer Bandgießanlage umgebaut. Am Anfang werden die Einströmbedingungen für die Anlage zur Herstellung einer dicken Stahlbramme experimentell mit PIV-Messungen untersucht und 8 verschiedene Geometrien eines Tauchrohres auf ihre Eignung hin bewertet. Ein Teil der Ergebnisse wird verwendet, um ein numerisches Modell zu validieren.

Die numerischen Untersuchungen werden anfänglich mit einer vereinfachten Geometrie des Versuchsstandes (Teilmodell) durchgeführt, welche lediglich das Tauchrohr und den *Caster* abbilden.

62A.4 Zusammenfassung zur Optimierung in die Gießereitechnik mit Wassermodell und Simulationen

Als beim Vergleich mit den Experimenten keine hinreichende Übereinstimmung des Geschwindigkeitsprofils gefunden werden konnte, musste das numerische Modell um den Tundish, den Stopfen und das Schattenrohr erweitert werden. Die Simulationen an der gesamten Anlage zeigen das hochgradig instationäre Verhalten des Tauchrohrstrahls und den immensen Einfluss des Stopfens auf die nachfolgende Strömung. Die Wirbelintensität unterhalb der Stopfenspitze und auch der Drall der Strömung wurde von den beiden verwendeten Turbulenzmodellen ($k-\omega$ und $k-\epsilon$) unterschiedlich stark berechnet. Ein ausführlicher Vergleich des gesamten Bereiches, der bei den PIV-Messungen erfasst wurde mit den Geschwindigkeitsprofilen der beiden Turbulenzmodellen, zeigt eine bessere Übereinstimmung mit den Ergebnissen des $k-\omega$ -SST Turbulenzmodell.

Mit dem validierten numerischen Modell könnten nun weiterführende Untersuchungen mit verlängerten oder gar bewegten Transportbändern durchgeführt werden. Die Bandgießanlage könnte durch das validierte numerische Modell mit bewegten Bändern dargestellt werden, um die Vergleichmäßigung des Tauchrohrstrahls zur Gießgeschwindigkeit zu untersuchen.

Als weiterführende Untersuchungen der Partikelinjektion, könnten die quantitativen Mengen an Partikeln mit einer leichteren Dichte als Stahl durchgeführt werden. Auch werden im Ausblick des zweiten Teils weitere Verfahren vorgestellt um Bleipartikel in die Kokille zu geben ohne dabei den Stopfen zu modifizieren, welche es zu untersuchen gibt.

Sowohl mit dem Wassermodell als auch mit dem numerischen Modell könnten darüber hinaus, weitere Untersuchungen zu Anfahrprozessen und Verweilzeitdauern zur Charakterisierung von Bauteilen oder Prozessen durchgeführt werden. Diese Untersuchungen sind nicht auf Stahl limitiert, da die Übersicht der kinematischen Viskosität zeigt, dass alle großindustriell verarbeiteten Metalle mit Wasser mit einer leicht im Labor zu erreichenden Temperatur abgebildet werden können.

Da beide experimentellen Untersuchungen sowohl für den Strangguss als auch für die Bandgießanlage an nahezu demselben Versuchsstand durchgeführt werden konnten, lässt sich zusammenfassend sagen, dass die Synergieeffekte sehr gut ausgenutzt wurden. Mit nur geringen Umbauten konnten zwei strömungsmechanisch stark unterschiedliche Verfahren ausführlich untersucht werden.

Teil B Partikelinjektion in einem Verteiler für Stahlschmelzen

B.1 Partikelinjektion mit Transportgas

B.1.1 Prinzip

Das Prinzip dieser Partikelinjektion besteht darin, ein Pulver durch die Mitte des Stopfens fallen zu lassen und durch vier Bohrungen an der Stopfenspitze mit Unterstützung eines Transportgases dem Wasserstrom zuzuführen.

Hierfür muss zuerst das im eingetauchten Stopfen befindliche Fluid aus dem Stopfen-Inneren herausgedrückt werden, damit die Partikel bis auf den Boden fallen können. Gleichzeitig befördert der Gas-Strom die Partikel aus den Stopfen hinaus und transportiert sie damit in das Fluid.

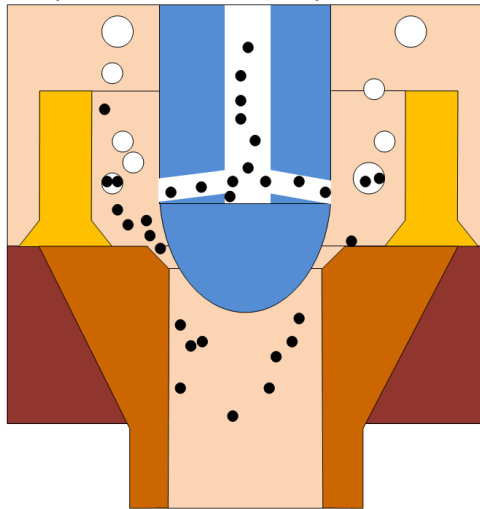


Abb. B-1: Prinzip-Skizze zur Partikelinjektion mit Transportgas

Diese Form der Injektion hat eine hohe Anforderung an den Grad der Separation, da auf der einen Seite die entstehenden Luftblasen an die Oberfläche steigen sollen (da ansonsten Gaseinschlüsse die Produktqualität beeinträchtigen würden) und auf der anderen Seite sollen die Partikel in den Fluidstrom nach unten mitgenommen werden. Wobei nicht außer Acht gelassen werden darf, dass dabei die Festkörperphase (Partikel) und die Gasphase (Luft) vollständig voneinander getrennt werden sollen.

B.1.2 Durchführung

Nach der Vorgabe des realen Prozesses mit einem Durchsatz von 90t Stahl/ h ergibt sich ein Durchsatz von 22,5t Stahl für einen Auslass (anstatt vier in der Industrie) durch das Tauchrohr, wie es im Wassermodell der Fall ist. Auf einen Massenstrom für Wasser umgerechnet (siehe Abschnitt A.2) ergibt dies einen Volumenstrom von 3,125 m³ Wasser/h, welcher durch eine Tauchpumpe aus dem Vorratstank über das Schattenrohr in den Verteiler gepumpt wird.

Durch anheben des Stopfens über eine computerunterstützte Ansteuerung (Traversierung), wird der gleiche Volumenstrom wieder aus dem Verteiler über dem Tauchrohr in den Vorratstank zurückgeführt. Dadurch kann ein konstanter Badspiegel von 80 cm im Tundish eingestellt werden. Um den Anforderungen der kinematischen Viskosität zu erfüllen, wird das Wasser auf 25°C aufgeheizt (siehe Tabelle 7).

Im nächsten Schritt wird das Wasser, das beim Befüllen des Verteilers in den Stopfen durch die Öffnungen an der Spitze gelaufen ist, mittels Druckluft aus dem Inneren des Stopfens hinaus gedrückt. Der Druckluftanschluss befindet sich an einem Sammeltrichter oberhalb des Stopfens (siehe Abb. B-2).

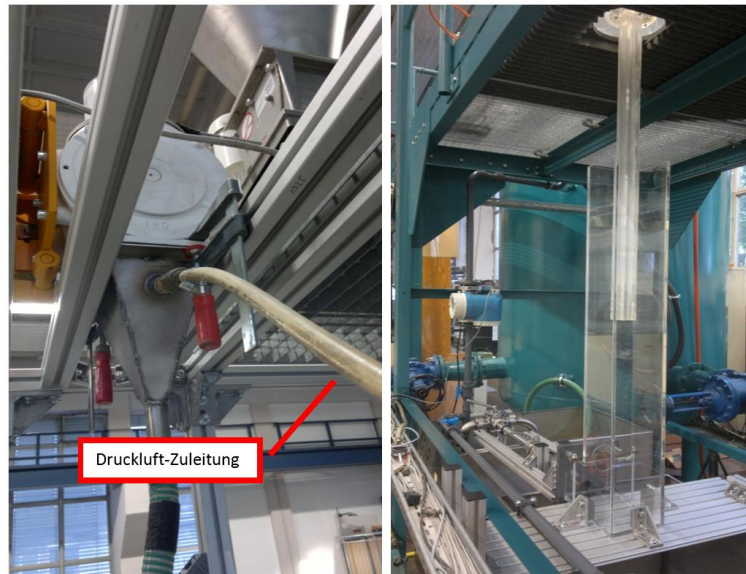


Abb. B-2: Trichter oberhalb des Stopfens mit Druckluft-Zuleitung (links) und Tauchrohr mit Kokille unterhalb des Tundishs (rechts)

Die über dem Trichter angebrachte Zellenradschleuse, sorgt für die Dichtheit des Trichters nach oben, sodass die Luft nur aus der Stopfenspitze herausströmt (Abb. B-3). Die Verbindung zwischen dem Stopfen und dem Trichter ist durch eine Schlauchverbindung flexibel gehalten, sodass der Stopfen in seiner Höhe verstellbar bleibt. Über der Zellenradschleuse ist ein zylindrischer Plexiglasaufsatz, der seitlich eine Öffnung für die Förderschnecke vorsieht, durch die ein variabler Massenstrom an Partikeln hinzugegeben werden kann.

Nachdem ein konstanter Badspiegel vorherrscht, die Druckluft zugeschaltet und die Zellenradschleuse eingeschaltet ist, kann in einem letzten Schritt die Förderschnecke aktiviert werden, um die genaue Menge an Partikel dem Prozess gravimetrisch bzw. volumetrisch zuzuführen.

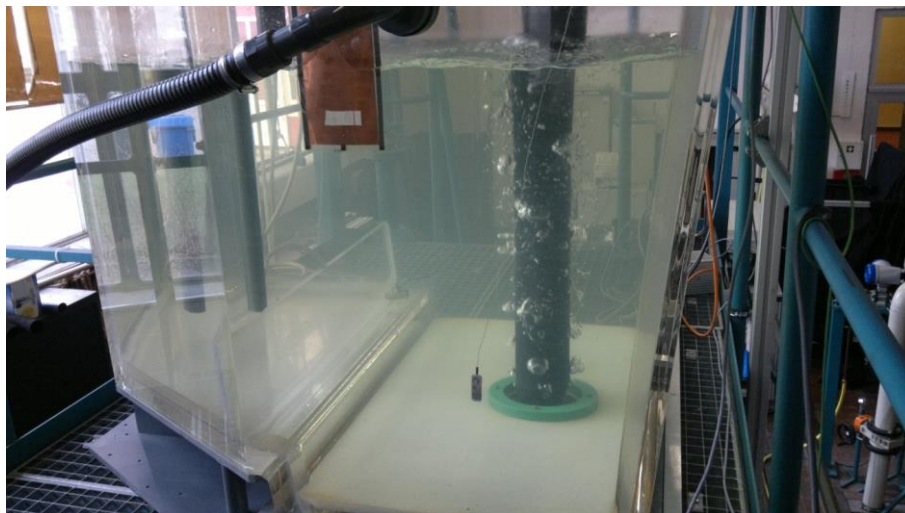


Abb. B-3: Injektion von Luft bei einem Badspiegel von 75 cm

Unter dem Stopfen befindet sich, an dem Verteiler angeschlossen, ein Tauchrohr aus dem das Fluid in die Nachbildung der Kokille fließen kann (Abb. B-2, rechts). Der Auslass der Kokille wird durch eine Rohrverbindung gewährleistet, die wiederum in das Wasserbecken mündet. Beim Einströmen in das Vorratsbecken wird darauf geachtet, dass der Rückfluss unterhalb des Wasserspiegels im Becken liegt, weil sonst Luftblasen durch den Freistrah in den Wasserkreislauf eingetragen werden können. Innerhalb der Kokille kann der Badspiegel eingestellt werden, in dem der Ausfluss in das Vorratsbecken mit einem weiteren Stellventil geregelt wird.

Die durch das Tauchrohr aus dem Verteiler ausgetragenen Partikel werden in einem Filterschlauch, welcher sich im Wasser-Vorratsbehälter befindet, aufgefangen, um eine Rezirkulation auszuschließen.

Das transparent gefertigte Tauchrohr ermöglicht die Beobachtung der Durchmischung des Wassers mit den Partikeln, was bereits direkt am Austritt zu beobachten ist. Jedoch befindet sich der interessanteste Bereich am Auslass des Tauchrohres. Hier tritt der Fluidstrom in die Kokille mit einer Peak-Geschwindigkeit von ca. 1,6 m/s aus und erzeugt wiederum eine turbulente Verwirbelung innerhalb der Kokille, die sehr förderlich ist für das gewünschte Ziel, eine homogen verteilte Dispersion von Partikel und Flüssigkeit.

Der um die Stopfenspitze montierte Kragen erfüllt mehrere Funktionen. Zum einen soll er die Strömung an der Spitze kanalisieren und direkt an den Öffnungen vorbeiführen, um die Partikel in den Fluidstrom einzumischen, zum anderen soll er eine beruhigte Zone abgrenzen, wo die Luft (Transportgas) von den Partikeln separiert wird.

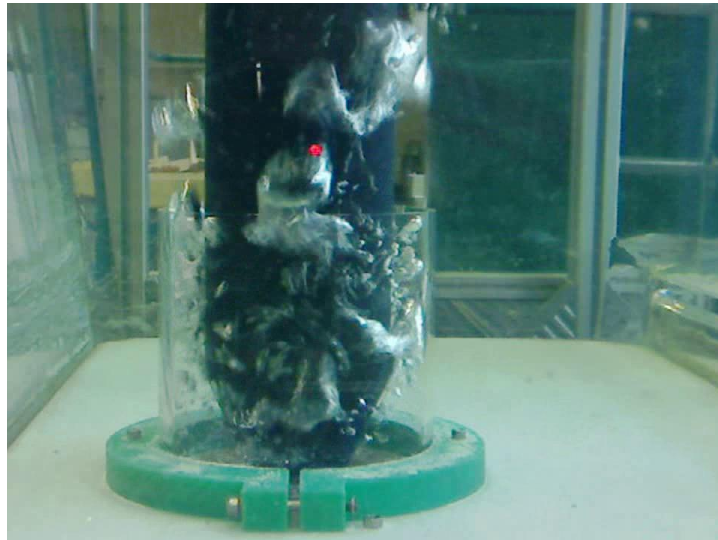


Abb. B-4: Injektion von Luft durch die Stopfenspitze

Seine Auslegung erfolgte nach dem Wunsch, dass 5 mm große Gasblasen in einer Schwebelage gehalten werden sollen, so dass die Auftriebsgeschwindigkeit dieser Blasen der entgegenkommenden Geschwindigkeit des Fluidstroms entspricht (Abschnitt A.2.6.4). Dadurch soll die Verweilzeit der Blasen maximiert werden, bis sie durch Agglomeration zu größeren Blasen werden, die dann eine höhere Aufstiegschwindigkeit besitzen und aus dieser Mischzone aufsteigen.

B.1.3 Auswertung

Der gesamte Injektionsprozess war nur möglich durch eine Vielzahl an Variationen einzelner verfahrenstechnischer Mechanismen, die jeweils an die Randbedingungen des realen Gießverfahrens angepasst werden mussten.

Am Anfang stand die Zufuhr der Partikel in den Stopfen. Hierfür musste nicht nur die Förderung, sondern auch die Dosierung optimiert werden. Die ersten Untersuchungen einer Machbarkeit durch Flug- bzw. Pfropfenförderung wurden durch ihre unzureichenden maximalen Beladungseigenschaften verworfen (Abschnitt A.2.5). Die Menge an Transportgas, die nötig gewesen wäre, um die erforderliche Menge an Pulver zuzuführen, erzeugte eine massive Bewegung der Fluidoberfläche im Verteilerbecken. Die Gasblasen, die durch die Stopfenspitze eingedüst wurden, haben nach dem Aufsteigen an die Oberfläche starke Wellenbewegungen erzeugt, durch die wiederum Luft aus der Umgebung in das Fluid eingemischt wurde. Mitunter waren die Blasen so klein, dass sie sich innerhalb des Tundish fein verteilt haben und mit der Strömung mitgerissen wurden. Dadurch waren sie auch innerhalb der Kokille wieder zu finden. Im realen Prozess würde noch hinzukommen, dass Feststoffteilchen aus der Schlacke-Schicht auf der Oberfläche des Tundish in den Stahl eingetragen werden würden.

Daher erfolgte stattdessen eine gravimetrische Dosierung durch eine Förderschnecke, die direkt oberhalb des Stopfens angebracht wurde, so dass das Pulver lediglich in das Innere des Stopfens

hineinfällt. Die kleine Menge an Transportgas, die dann noch nötig ist, um die Partikel aus der Stopfenspitze in den Fluidstrom zu injizieren, erfüllt die Bedingungen für eine beruhigte Oberfläche.

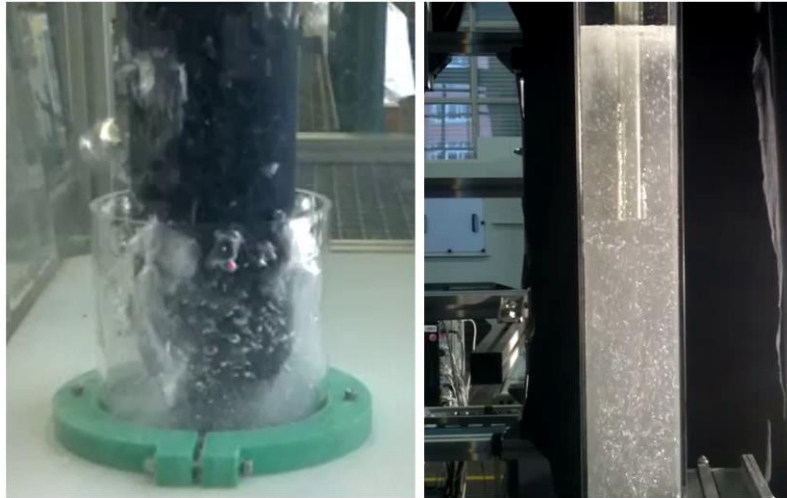


Abb. B-5: Austrag von Partikeln und Trägergas an der Stopfenspitze innerhalb des Kragens (links) und aus dem Kragenbereich gesaugte Gasblasen in das Tauchrohr und die Kokille (rechts)

Die Untersuchungen haben ergeben, dass eine Partikelinjektion durch das Innere des Stopfens machbar ist und eine Abtrennung von Partikeln und Trägergas stattfindet. Jedoch tendieren die Gasblasen zur Agglomeration, so dass eine scharfe Trennung von Gas und Partikeln nicht realisierbar ist. Eine nicht zu vernachlässigende Menge an Partikeln wird mit den Gasblasen aus der Mischzone des Kragens nach oben in den Verteiler mitgerissen (Abb. B-5, links). Gleichzeitig werden durch Abrisseffekte an den Gasblasen kleinere Blasen nach unten in das Tauchrohr hinein gesaugt (Abb. B-5, rechts).

Dieser Eintrag von Gas in die Kokille ist nicht akzeptabel, könnte jedoch durch Modifikation der Austrittslöcher an der Stopfenspitze und der gesamten Mischzone minimiert werden. Jedoch wurde bei den Untersuchungen ein weiterer wichtiger Aspekt aufgezeigt, der für den gesamten Prozess entscheidend ist: die begrenzte Benetzbarkeit der Partikel mit dem Fluid. Bei bestimmten Verhältnissen zwischen Trägergas und Partikelmengenstrom kam es zu Verklumpungen der Partikel unmittelbar nach dem Austritt aus den Bohrungen an der Stopfenspitze, wie in Abb. B-6 gut zu sehen ist.



Abb. B-6: Agglomerierte Partikel mit Lufteinschluss an der Oberfläche des Badspiegels im Verteiler (links) und Trockene Partikel innerhalb eines geplatzten Pulver-Agglomerats (rechts)

Eine kleine Menge von Pulver wurde nach dem Austritt aus der Stopfenspitze mit Wasser benetzt und hat dann durch Agglomeration eine stabile Blase gebildet, die im Inneren noch trockene Partikel und Luft aufweist. Diese Agglomerate wurden nur bei den Partikeln aus PVC beobachtet. Eine individuelle Überprüfung des Benetzungsverhaltens der eingesetzten Stoffe erscheint daher unabdingbar, wie später in Abschnitt B.3.4 beschrieben.

B.2 Partikelinjektion ohne Transportgas (Original-Stopfen)

B.2.1 Prinzip

Bei den ersten Untersuchungen wurde festgestellt, dass sich die Partikel wahrscheinlich auch ohne Transportgas in das Wasser eintragen lassen, wenn sich Wasser und Partikel bereits innerhalb des Stopfens vermischen. Festgestellt wurde dieses, eher zufällig, nachdem das Transportgas für die Zufuhr der Partikel ausgestellt wurde und weiterhin, wenn auch nur wenige, Partikel aus den Löchern der Stopfenspitze austraten.

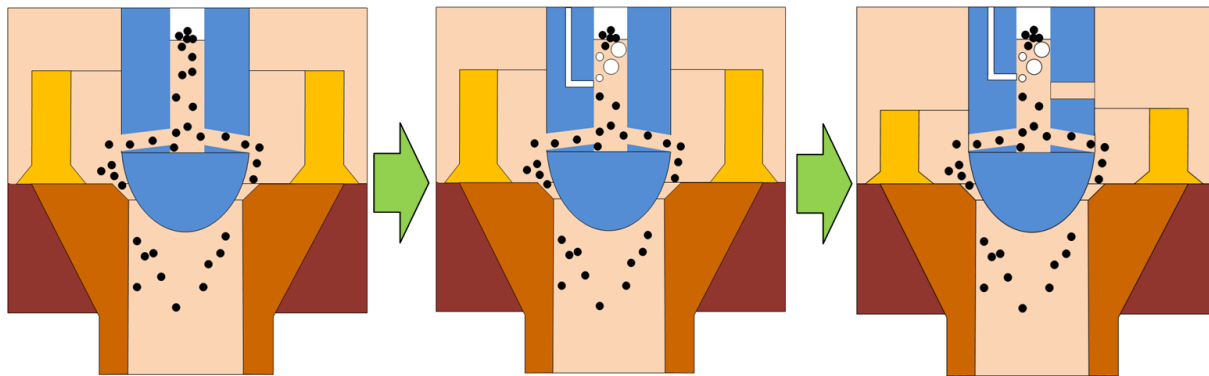


Abb. B-7: Konzeptidee der Injektion ohne Transportgas. Eingestreute Partikel auf der Wasseroberfläche innerhalb des Stopfens und Sedimentation zur Stopfenspitze (links), eingestreute Partikel auf der Wasseroberfläche innerhalb des Stopfens mit unterstützender Begasung und Sedimentation zur Stopfenspitze (mittig), eingestreute Partikel auf der Wasseroberfläche innerhalb des Stopfens mit unterstützender Begasung und Bypass mit Sedimentation der Partikel zur Stopfenspitze (rechts)

Wenn im Inneren des Stopfens keine Druckluft angesetzt ist, kann das Fluid durch die Öffnungen an der Stopfenspitze in den Stopfen hineinlaufen, bis auf dieselbe Höhe des Badspiegels im Tundish.

Sollte sich bereits eine Partikel-Fluid-Mischung im Stopfen befinden, kann diese durch z.B. eine Druckbeaufschlagung aus den Stopfen gedrückt werden, wie in Abb. B-7 (links) zu erkennen ist. Diese Methode kann jedoch nur für kurze Zeit eingesetzt werden, da eine gleichmäßige, ununterbrochene Zuführung nicht möglich ist, so lange kein neues Fluid in den Stopfen hineinfließt. Alternativ könnte die Druckbeaufschlagung oszillierend erfolgen (RST-Resonanzschwingtechnologie), wodurch immer nur kleine Mengen der Dispersion austreten und frisches Fluid in den Stopfen zurückströmt ([37], [38] und [39]).

Diese einfachen Methoden, bei der lediglich Pulver in den Stopfen geschüttet wird, führt jedoch zu einem weiteren Problem: das Pulver kann auf der Oberfläche des Fluides innerhalb des Stopfens liegen bleiben (Abb. B-6). Dieses Phänomen ist stark abhängig von der Oberflächenspannung, der Benetzbarkeit der Partikel und der Beschaffenheit der Grenzfläche an sich. Und das Pulver auf der Oberfläche kann nicht ohne weiteres eingerührt werden, da die Temperaturen in der Gießerei an dieser Stelle so hoch wären, dass metallische Rührwerke schmelzen.

Kleine Handexperimente haben gezeigt, dass die in den Untersuchungen verwendeten PVC-Partikel keinerlei Bestreben aufzeigen, aus der Gasphase in die flüssige Phase zu übergehen. Daher wurde in einem weiteren Schritt eine Begasung mit Luftblasen in das Innere des Stopfens hinzugefügt (siehe Abb. B-7, Mitte). Die aufsteigenden Gasblasen sind an der Oberfläche geplatzt und haben die Grenzfläche zu Gunsten einer Vermischung der Partikel mit dem Fluid verändert. Das Resultat war ein Austrag von PVC-Partikel aus den Bohrungen der Stopfenspitze, wobei jedoch eine starke Oszillation des partikelbeladenen Fluidstroms aus dem Inneren des Stopfens festzustellen war.

Darauf wurde eine weitere Veränderung des Stopfens vorgenommen, indem eine Bypass-Strömung, in Form einer Bohrung, auf Höhe des Begasungseinlasses hinzugefügt wurde (siehe Abb. B-7, rechts).

B.2.2 Aufbau

Der Aufbau des Versuchstandes zur Injektion von Partikeln ohne Transportgas unterscheidet sich lediglich an zwei Bauteilen. Zum einen, den Trichter dessen Druckluftzuleitung versiegelt wurde. Und zum anderen der Stopfen als Injektor; hier wurden zwei Bohrungen zusätzlich angebracht. Eine Bohrung für die Begasung und eine Bohrung für den Bypass.

Die Realisierung der inneren Begasung erfolgte mit Hilfe einer Bohrung durch die gesamte Wandung des Stopfens, wobei auf der Außenseite des Stopfens ein kleiner Messingstift (Durchmesser 3 mm) aufgesetzt wurde, auf dem wiederum ein Silikon-Schlauch aufgeschoben wurde (s. auch beim Blasensäulen-Set Abb. B-14 (Mitte), da in Abb. B-8 leider schwer zu erkennen), der durch das Wasser in den Tundish führt, kontrolliert mit einem Volumenstrom-Regler (Abb. A-25).

Bei der Anordnung der zwei neuen Bohrungen (Luftzufuhr und Bypass) zu einander wurden empirische Untersuchungen durchgeführt, die gezeigt haben, dass eine Anordnung direkt gegenüber von einander nicht zielführend ist, da die Luftblasen mitunter sehr groß sein können, wenn sie eingeblasen werden und dann das Bestreben haben, auf der gegenüberliegenden Seite sofort wieder heraus zu treten. Auch ist zu beobachten, dass leichte Druckwellen durch den Bypass heraustreten, die durch die Begasung induziert wurden.

Des Weiteren wurde auch die Anzahl der Bypässe variiert, ohne wesentliche Änderungen festzustellen zwischen einem oder zwei Bypässen auf derselben Höhe. Daher wurden letztendlich die Versuche mit einer einzigen Bohrung von 10 mm durchgeführt. Die Positionierung des Bypasses erfolgte 50 mm unterhalb des Begasungseinlasses und somit 350 mm über dem Boden des Tundishs, wie in Abb. B-8 zu sehen ist.

B.2.3 Durchführung

Der Versuch ähnelt den vorherigen Versuchen nicht nur im Aufbau, sondern auch in der Durchführung, welche in Abschnitt B.1.2 beschrieben ist.

Nachdem ein konstanter Badspiegel mit dem geforderten Durchsatz an Wasser ($3,125 \text{ m}^3/\text{h}$) eingestellt ist, wird die Begasung eingeschaltet, um von Anfang an sicherzustellen, dass starke Bewegungen der Wasseroberfläche im Inneren des Stopfens vorherrschen. Danach erfolgt die Dosierung der Partikel durch die Förderschnecke. Ein weiterer Unterschied liegt in der Gasströmung innerhalb des Stopfens und insbesondere innerhalb der flexiblen Schlauchverbindung zwischen Stopfen und Trichter (s. später Abb. B-10). In den Experimenten mit Transportgas wurden die Partikel bereits innerhalb des Trichters von der (Abwärts-) Strömung der Druckluft erfasst und nach unten durch die Schlauchverbindung geführt.

Beim Prinzip der inneren Begasung sitzt der Einlass im unteren Bereich des Stopfens und die, durch die Förderschnecke, hinzugegebenen Partikel erfahren auf Ihrem gesamten Weg zur Fluid-Oberfläche eine Gegenströmung. Bei zu hoher Begasungsmengen sind die kleinen und leichten Partikel teilweise wieder in den Trichter hochgeblasen worden und über die Zellradschleuse entweichen. Um dieses Entweichen der Partikel in die Umgebung zu verhindern wurden die Luftmengen für die Begasung stark reduziert und auf eine Dichtheit der Anlage bei jedem Betrieb geachtet.

Die Untersuchungen mit PVC-Partikeln zeigen das erwartete Injektionsverhalten innerhalb des Stopfens. Die Partikel fallen durch die Zellenradschleuse und den Trichter auf die Oberfläche des Wassers. Dort werden sie durch die Begasung umgerührt und sinken langsam zur Spitze des Stopfens, wo sie dann, gleichmäßig, aus den vier Bohrungen hinaustreten, wie in Abb. B-8 (links) zu sehen ist.

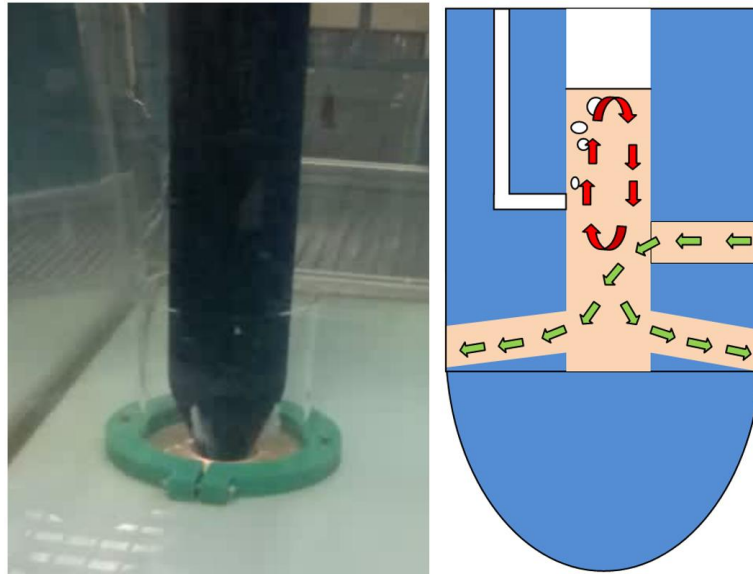


Abb. B-8: Injektion von PVC-Partikeln aus der Stopfenspitze mit innerer Begasung (links) und schematischer Aufbau der primären Strömung (rot) und sekundären Strömung (grün) innerhalb des Stopfens (rechts)

Lediglich bei einem verschlossenen Bypass war der Austrag durch die Bohrungen nicht gleichmäßig. Es war eine oszillierende Bewegung zu erkennen, die zu einer zeitlich schwankenden Konzentration führen würde. Dabei wurde jedoch die räumlich gleichmäßige Verteilung nicht beeinflusst.

Des Weiteren wurde ein zweiter Typ an Partikeln untersucht, der repräsentativ für SiO_2 (bzw. Partikel, die leichter sind als Stahl) ist. Im Wassermodell wurden dafür Hohlglaskugeln vom Typ S32 (siehe Tabelle 9) eingesetzt. Diese Partikel wurden nach demselben Prinzip hinzugegeben.

Um zu sehen wie sich die Partikel im Inneren des Stopfens verhalten, wurde ein Endoskop zur Hilfe genommen, welches durch den flexiblen Schlauch geführt wurde, um die Partikel auf der Wasseroberfläche im Stopfen zu beobachten, wie im nächsten Abschnitt erklärt.

B.2.4 Auswertung

Bei den vorliegenden Untersuchungen wurde in erster Linie eine generelle Machbarkeit des neuartigen Injektionsverfahrens unter Beweis gestellt und noch keine quantitativen Aussagen über den exakten Mengenstrom an Partikeln getroffen. Die Betriebsparameter entsprechen den Vorgaben des aktuellen Herstellungsprozesses von Automatenstahl, der bei 90 t/h liegt. Auch sind die Abmaße der Bauteile und Füllstände der Flüssigkeiten nach Vorgabe des Stranggusses von Bedeutung.

Die Durchführung durchlief, wie im Abschnitt bereits beschrieben, drei Phasen in denen der Stopfen durch eine zusätzliche Begasung und einem Bypass erweitert wurde, um die Injektion von Partikeln zu verbessern. Gänzlich ohne eine dieser beiden Features funktioniert die Injektion von PVC-Partikel gar nicht. Die Partikel bleiben auf der Wasser-Oberfläche innerhalb des Stopfens liegen, wie in einem kleinen Handexperiment bereits zu sehen war.

Die erste Ausführung des Stopfens besitzt eine seitliche Begasung und die Bypass-Öffnung ist verschlossen. Bei der Zugabe von PVC-Partikeln wurde mit dem geringsten Mengenstrom von 0,6 kg/h angefangen und beobachtet, dass Partikel aus den Bohrungen an der Stopfenspitze wieder hinaus treten (siehe Abb. B-8). Das galt als Beweis für die Machbarkeit, jedoch wurde der Mengenstrom an PVC-Partikeln nicht bis zum gewünschten Maximum von 6,0 kg/h erhöht (Tabelle 9).

Ziel der Injektion ist es, alle Partikel nach Verlassen des Tauchrohres gleichmäßig, sprich homogen, im Wasser der Kokille verteilt zu haben. Die Homogenität kann in der Bilderreihe von Abb. B-9 beispielhaft bewertet werden. Hier sind drei aufeinander folgende Bilder im Abstand von 0,5 Sekunden dargestellt. Da es sich um einen kontinuierlichen Prozess handelt, wird die Verteilung der Partikel innerhalb der Kokille nach wenigen Minuten überall gleich sein, daher wurden die drei Bilder innerhalb der ersten Sekunden nach Zugabe der Partikel aufgenommen. An den hellen Bereichen unterhalb des

Tauchrohres ist eine erhöhte Konzentration von Partikeln zu erkennen, die über den gesamten Querschnitt der Tauchrohröffnung gleichmäßig verteilt sind.

Die oszillierende Injektion von Partikeln führt zwar zu einer zeitlichen Schwankung in der lokalen Konzentration der Partikel, jedoch ist eines der Ziele erreicht, in dem die Verteilung der Partikel innerhalb der Strömung kurz nach dem Tauchrohr gleichmäßig und damit homogen ist. Die Schwankungen können gemindert werden in dem wie in Abschnitt B.2.1 erklärt ein Bypass hinzugefügt wird, welcher eine sekundäre Strömung ausbildet und dadurch die Auslassströmung an den Bohrungen vergleichmäßigt.

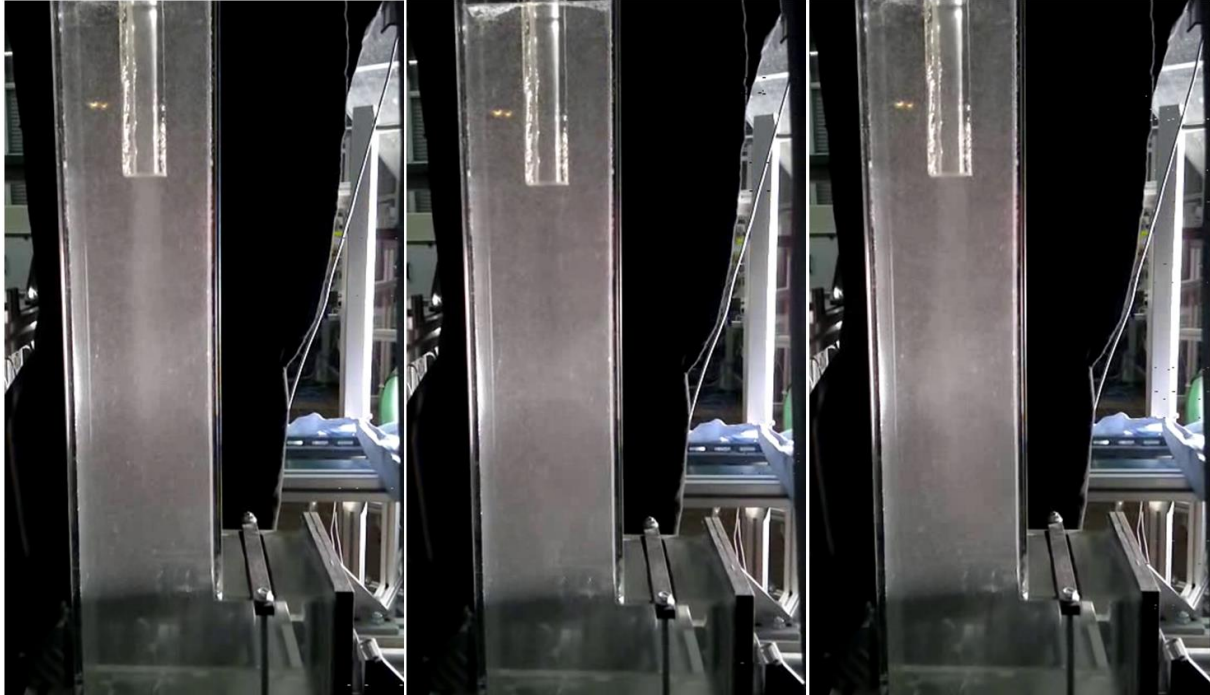


Abb. B-9: Oszillierende Partikelinjektion von PVC-Partikel innerhalb der Kokille, wenn kein Bypass vorhanden ist

Innerhalb des Stopfens herrschen dann zwei Strömungen vor. Eine Hauptströmung (primär), die durch die aufsteigenden Luftblasen von der Seite induziert wird. Hier wird mit dem Sog der aufsteigenden Luftblasen Flüssigkeit mit zur Oberfläche gerissen und sinkt dann wieder nach unten. Diese Strömung ist sehr intensiv und hat einen spürbaren Einfluss, bis unter die eigentliche Öffnung der Begasung.

Die treibende Kraft damit die Partikel aus den Bohrungen der Spitze hinaustreten, liegt im Wesentlichen in der Gewichtskraft der Partikel (Dichte größer als Wasserdichte), so dass die Partikel nach unten sedimentieren. Zusätzlich erzeugt die vorbeiströmende Flüssigkeit an den Bohrungen der Stopfenspitze einen geringen Unterdruck, der die Flüssigkeit aus dem Inneren des Stopfens hinaus saugt. Da jedoch keine Flüssigkeit nachströmen kann, fließt nach einer Weile wieder Flüssigkeit in das Innere des Stopfens hinein und erzeugt die beobachteten Schwankungen. Diese Oszillation wird durch ein Nachströmen von Flüssigkeit durch die Bypass-Öffnung reduziert bzw. beseitigt.

In der nächsten Phase, wurde die Injektion von Hohlglaskugeln vom Typ S32 untersucht, die eine geringere Dichte als Wasser besitzen und im Gegensatz zu den PVC-Partikeln spontan aufsteigen. Die Aufstiegs geschwindigkeit ist jedoch sehr gering, da die Partikel mit einem D50-Durchmesser von $50\ \mu\text{m}$ (siehe Abb. A-8) sehr klein sind, wie anhand der Beispielrechnung in Abschnitt A.2.6 "Stationäre Sinkgeschwindigkeit" nachvollzogen werden kann. Damit können diese Partikel auch in eine abwärts gerichtete Strömung injiziert werden, da sie mit der Strömung mitgerissen werden, sobald diese schneller ist als die Aufstiegs geschwindigkeit der leichteren Partikel (und damit die Auftriebskraft der Partikel überwunden wird). Auch hier wurden im Vorfeld kleine Handexperimente durchgeführt, die zeigten, dass die Benetzbarkeit der Partikel mit Wasser um ein Vielfaches besser ist, als die von den PVC-Partikeln. Damit kommt es zu keiner Klumpenbildung. Bei der Injektion von Hohlglaskugel konnte

auch ein Austrag aus den Bohrungen an der Stopfenspitze beobachtet werden, dieser war jedoch zuerst sehr gering im Vergleich zu PVC.

Bei beiden Partikelarten kam es dennoch zu Verstopfungen und dies schon bei den geringsten Mengenströmen, die für die Praxis benötigt werden. Bei den PVC-Partikeln wurde dies erst festgestellt, als der Versuch nach 2 Minuten beendet und das Innere des Stopfens gereinigt wurde. Bei den Hohlglaskugeln konnte eine potenzielle Verstopfung schon früher festgestellt werden, weil sehr wenig Partikel aus den Bohrungen an der Stopfenspitze herausgetragen wurden. Da die Mechanismen des Eintrags der Partikel über die Phasengrenze jedoch in beiden Fällen nicht direkt einsehbar war, wurde später durch eine Öffnung in der flexiblen Schlauchleitung eine Endoskop-Kamera eingeführt, die Aufschlüsse über die Partikelverteilung innerhalb des Stopfens liefern sollte.

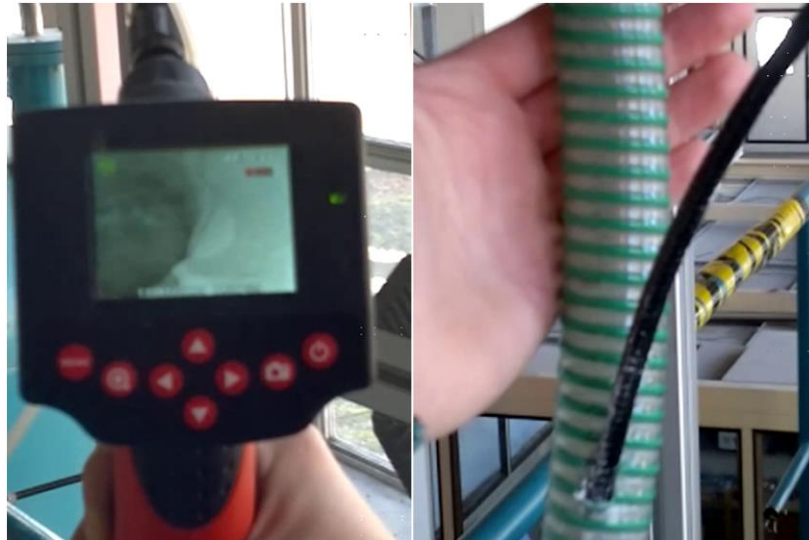


Abb. B-10: Endoskop zur Investigation der Partikelablagerungen innerhalb des Stopfens. Eingang durch flexiblen Schlauch

Dabei wurde festgestellt, dass bei der Injektion von Hohlglaskugeln die geringe Menge an Begasungs-Luft bereits ausreichte, um die hinabfallenden Partikel wieder nach oben zu fördern und aus der Öffnung im Schlauch nach außen treten zu lassen.

Mit der Kamera konnte auch beobachtet werden, wie die aufsteigenden Luftblasen die Wasseroberfläche im Stopfen vermischen und dabei helfen, die Partikel einzutragen. In Abb. B-11 (links) ist zu erkennen, wie eine Luftblase im Inneren des Stopfens aufsteigt und deren Durchmesser sich fast über den gesamten Querschnitt (34 mm) erstreckt. Die Oberfläche dieser Blase ist mit Partikeln beladen, die sich zur Wand hinauf konzentrieren. Die Ablagerungen an den Wänden nimmt weiter und weiter zu, wie auf der Abb. B-11 zu sehen ist.

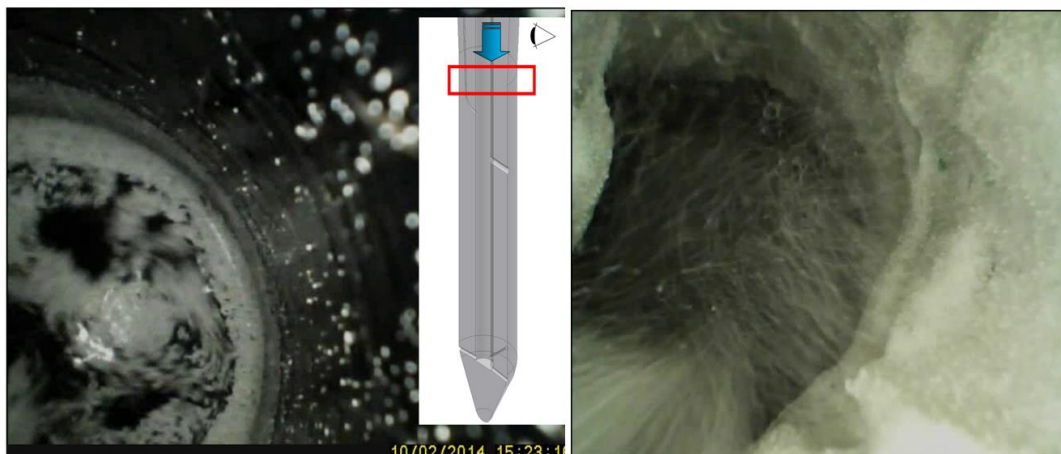


Abb. B-11: Blick in das Innere des Stopfens mit einem Endoskop (links) und langsame Anlagerung von PVC-Partikeln im Inneren des Stopfens (rechts)

Auf dem nächsten Bild (Abb. B-11, rechts) sind die Ablagerungen von PVC-Partikeln an der Wandung im Inneren des Stopfens zu erkennen. Des Weiteren sind die Partikel zu sehen, die von oben an der Kamera vorbei in den Stopfen hineinfallen.

Trotz der neuen Erkenntnisse und Einblicke, die die Endoskopie geliefert hat, können nur schlecht Aussagen getroffen werden, bis zu welchem Mengenstrom an Partikel die Injektion betrieben werden kann. Die Einsicht in den Stopfen ist zu beschränkt. Daher wurde in einem weiteren Schritt ein spezieller Versuchsstand entwickelt, der optisch zugänglich ist und Aussagen über den Einfluss von Luftmengenstrom, Größe der Grenzfläche und Menge an Partikeln geben soll, wie im nächsten Abschnitt B.3 beschrieben wird.

B.3 Grundlegende Experimente zur Verbesserung des neuen Injektionsprozesses

B.3.1 Blasensäulen-Set als experimenteller Versuchsstand

Im Rahmen der Untersuchungen kam es häufig zu Verstopfungen der Partikel im Inneren des Stopfens, welche mit Hilfe eines Endoskops nachgewiesen wurden. Diese Aufnahmen konnten Aussagen über das Verhalten der Partikel direkt an den Grenzflächen geben, jedoch keine Aussagen über den Einfluss der aufsteigenden Luftblasen zur Ausbildung einer Strömung im Stopfen. Im Wesentlichen gibt es drei Größen, die variiert werden können, um die Qualität des Partikeleintrags aus der Luft- in die Wasserphase zu beeinflussen:

- Menge an Gas für die Begasung
- Menge an Partikeln
- Größe der Grenzfläche

Die Größe der Grenzfläche wurde gezielt verändert, indem vier Plexiglas-Rohre mit unterschiedlichen Durchmessern und einem seitlichen Gasanschluss gefertigt wurden. Sie stellen den Innenraum des Stopfens dar. Ziel ist es, die Abhängigkeit der einzelnen Variablen zu charakterisieren und ihren Einfluss auf den Eintrag der Partikel zu beziffern. Der quantitative Eintrag von Partikeln gilt als erreicht, wenn die Pulverschicht auf der Grenzfläche nicht weiter angestiegen (d.h. stabil geblieben) ist.



Abb. B-12: Versuchsstand "Blasensäulen-Set" mit 4 Rohren und Deckel

Die Abdeckung auf der linken Säule in Abb. B-12 soll die Schlauch-Verbindung zur Zellenradschleuse bzw. Förderschnecke darstellen. Er besitzt vier kreisrunde Nuten unterhalb, welche eine Passung auf alle der vier Säulen ermöglicht. Schnell wurde jedoch festgestellt, dass dieser Deckel eine Beeinträchtigung darstellt, weil dessen Durchmesser mitunter um ein Vielfaches kleiner ist als der Säulen-Durchmesser und die aus der Säule hinausströmende Luft im Deckel so sehr beschleunigt wird, dass das hinabfallende Pulver nach oben hinausgetragen wird. Woraufhin die Untersuchungen ohne Abdeckung durchgeführt werden mussten.

Der generelle Aufbau (s. Abb. B-13) besteht aus:

- einer gravimetrisch dosierenden Förderschnecke, um den passenden Massenstrom an Partikeln einzustellen,
- einem Druckluftanschluss, der nach einem Druckminderer ein Schwebekörper-Volumenstrommesser für Luft beinhaltet,
- den 4 unterschiedlichen Blasensäulen,
- einer Kamera, um die Versuche zu dokumentieren und
- zusätzlichen Kaltlicht-Lampen für eine bessere Ausleuchtung.

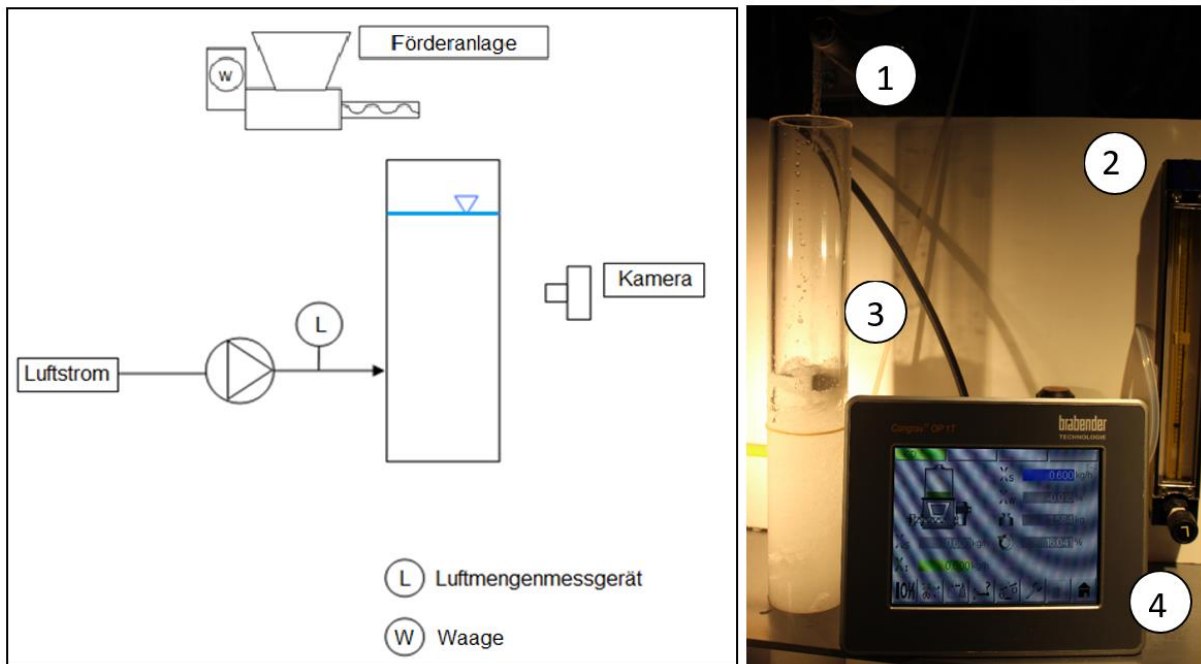


Abb. B-13: Verfahrensfliessbild des Versuchstands "Blasensäulen-Set" (links) und Versuchsdurchführung mit der 40 mm-Blasensäule; (1) Förderschnecke, (2) Durchflussmengenmessgerät, (3) Blasensäule, (4) Bedienteil

B.3.2 Betriebsparameter und Randbedingungen der Partikelinjektion

Bei der Herstellung von Automatenstählen werden je nach Typ der Legierung unterschiedlich hohe Anteile an Additiven hinzugegeben. Bei diesen zusätzlichen Untersuchungen wurde die Anzahl der Additive auf lediglich zwei Partikeltypen beschränkt. Zum einen ist es Blei, das durch PVC-Partikel im Wassermodell, zum anderen ist es SiO_2 , welches durch Hohlglaskugeln vom Typ S32, wiedergegeben werden. Die Durchmesser (d_{50}) der Partikel wurden nach einer Messung der Partikelgrößenverteilung mit einem MasterSizer bestimmt (Abb. A-7 und Abb. A-8).

Tabelle 17: Eigenschaften der Partikel beim Blasensäulen-Set (siehe auch Tabelle 9 und Tabelle 10)

Pulver	reale Dichte	Massenstrom \dot{M}		Partikeldurchmesser
	[kg/m^3]	[kg/h]		
<i>Original-Partikel</i>		min	max	
Pb	11340	4,5	45	10-150
SiO_2	2530	40	158	1-50
<i>Wassermodell-Partikel</i>		min	max	
PVC (für Pb)	1400	0,6	6	130
Hohlglaskugeln S32 (für SiO_2)	320	5	20	35

Die Gesamthöhe der einzelnen Rohre beträgt 1000 mm. Der seitlich angebrachte Silikonschlauch befindet sich auf einer Höhe von 400 mm, sein Einlassdurchmesser beträgt 3 mm. Die genauen Durchmesser der 4 Rohre sind:

- 1. Rohr: Außen \varnothing : 25,0mm, Innen \varnothing : 19,0mm
- 2. Rohr: Außen \varnothing : 50,0mm, Innen \varnothing : 40,4mm
- 3. Rohr: Außen \varnothing : 70,1mm, Innen \varnothing : 60,3mm
- 4. Rohr: Außen \varnothing : 90,3mm, Innen \varnothing : 80,4mm

Ausführliche Maße und Untersuchungsergebnisse werden in einer Masterarbeit [40] und einer Studienarbeit [41] dokumentiert.

Für die ersten Untersuchungen zur Charakterisierung der Strömung innerhalb der Säulen wurde ein Volumenstrom von 0,5 bis 4 Liter/ min gewählt. Bei den Untersuchungen mit Zugabe von Partikeln musste der Gasvolumenstrom bis auf 14,5 Liter/ min erhöht werden, um das quantitative Ziel des Partikeleintrags zu erfüllen. Der maximale erreichbare Förderstrom an PVC-Partikel mit der Förderschnecke lag bei 6,4 kg/h und wurde als höchster Förderstrom gewählt, um bei den späteren Messungen insgesamt 6 Stützstellen mit einem gleichmäßigen Abstand von ca. 1,2 kg/h zu haben. Auch wenn der Förderstrom damit leicht über dem anvisierten Förderstrom von 6,0 kg/h, da in diesen Untersuchungen am Blasensäulen-Set lediglich eine Aussage über das Vermögen Partikel einzutragen erlangt werden soll.

Tabelle 18: Betrachtungsbereich für PVC-Partikel

Blasensäulendurchmesser	Gasvolumenstrom (Begasung)	Partikelmassenstrom
19,0 ... 80,4 mm	1 ... 14,5 l/min	0,6 ... 6,4 kg/h

B.3.3 Durchführung

Jede Säule des Blasensäulen-Sets wurde einzeln betrachtet, um innerhalb der vorgegebenen Grenzen des minimalen und maximalen Partikel-Massenstroms eine Aussage über die benötigte Luftmenge für die Begasung zu treffen.

Die Luftmenge wurde so lange erhöht, bis die Aussage getroffen werden konnte, dass der aktuelle Massenstrom an Partikeln eingetragen werden kann. Das war dann der Fall, wenn alle Partikel die auf der Oberfläche gelandet sind, erfolgreich ins Wasser eingemischt werden konnten; in anderen Wörtern, wenn sich keine wachsende Partikelschicht aufgebaut hat (keine Schichtung, oder Schicht mit konstanter Dicke).

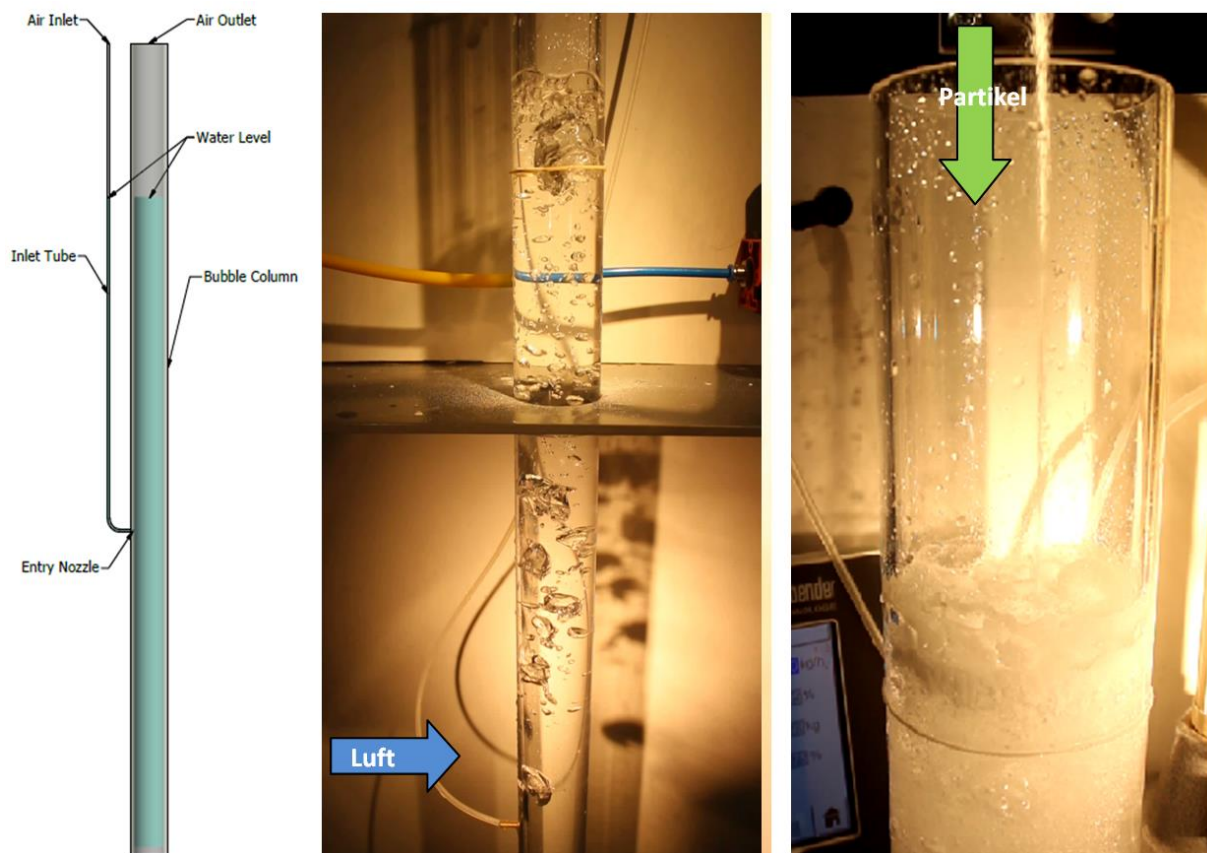


Abb. B-14: Aufbau Blasensäule (links), Lufteinlass (mitte), Partikel-Eintrag (rechts)

Obendrein gab es noch zwei weitere limitierende Faktoren, bevor überhaupt eine Aussage über eine Mischung getroffen werden konnte. Beide hängen von der zugefügten Luftmenge und dem jeweiligen Rohrdurchmesser ab. Wenn zu viel Luft eingetragen wurde, ist entweder die Blasensäule übergelaufen,

sodass das Wasser durch die obere Öffnung herausfließt; oder die Gegenströmung war so stark, dass das Pulver im Gegenstrom wieder aus der Säule ausgetragen wurde, ohne die Wasseroberfläche zu erreichen.

Tabelle 19: kritische Begasung mit Grenz-Leerrohrgeschwindigkeit zum Überlaufen der Blasensäule

Rohr-Durchmesser, gerundet	80 mm	60 mm	40 mm	20 mm
Luftvolumenstrom [l/min]	~42	24	10	2,5
Grenz-Leerrohrgeschwindigkeit [mm/s]	139	141	133	133

Diese Untersuchungen wurden sowohl für PVC-Partikel als auch für Hohlglaskugeln vom Typ S32 durchgeführt.

B.3.4 Benetzbarkeit der PVC-Partikel

In weiteren folgenden Untersuchungen soll die Benetzungseigenschaft von PVC-Pulver (Typ: VESTOLIT® S 6058) nach der Behandlung mit einem Lösemittel dargestellt werden. Ziel war es, mit einigen kleinen Handexperimenten heraus zu finden, ob das verwendete PVC-Pulver besser mit Wasser dispergierbar ist, nachdem die Oberfläche der Partikel gereinigt bzw. beschichtet wurde. Für diese Untersuchungen sollen die Partikel, die bereits einmal mit Wasser benetzt wurden, getrocknet und wiederverwendet werden. Des Weiteren sollen ausgewählte Lösemittel wie Ethanol und Methanol verwendet werden. Die PVC Partikel wurden in vier Gruppen eingeteilt:

1.) mit Ethanol 2.) mit Methanol 3.) mit Wasser gewaschen und 4.) ungewaschen.

Um die Partikel zu „waschen“, wurden sie vollständig mit der entsprechenden Flüssigkeit benetzt. Anschließend wurden die Partikel filtriert und bei Raumtemperatur getrocknet. Die Partikel ließen sich sofort und ohne Rühren in Ethanol und Methanol benetzen, d.h. dass sie sofort zum Boden gesunken sind, statt auf der Oberfläche liegen zu bleiben. Es haben sich auch keine Agglomerate gebildet.

Die trockenen Partikel der jeweiligen Gruppen wurden dann jeweils in einem Verhältnis von 1:3 (Partikelschüttvolumen : Wasservolumen) in einen Behälter mit Wasser gegeben. Die Höhe der Partikel am Boden wurde über die Zeit gemessen (s. Abb. B-15).

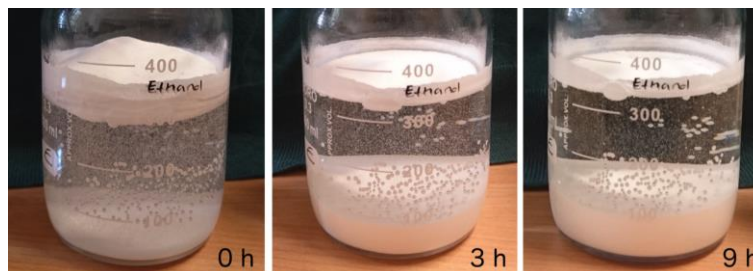


Abb. B-15: Benetzung, der mit Ethanol gereinigten Partikel über die Zeit

In Abb. B-16 ist zu erkennen, dass sich die mit Ethanol gereinigten Partikel am schnellsten benetzen lassen. Die mit Methanol gereinigten Partikel sind etwas langsamer und die ungewaschenen bzw. mit Wasser gewaschenen Partikel lassen sich am langsamsten benetzen. Nach 26 Stunden sind bei Ethanol am wenigsten Partikel auf der Oberfläche geblieben. Dies ist nicht unbedingt an den Ergebnissen zu erkennen, da die Messung der Höhe der Partikel am Boden des Gefäßes große Ungenauigkeiten trägt. Jedoch lassen sich die mit Ethanol gewaschenen Partikel am schnellsten mit Wasser benetzen. Daher könnte überlegt werden eine zusätzliche Vorbehandlung der Partikel durchzuführen, um die Benetzbarkeit zu verbessern. Jedoch sind auch die mehrfach mit Wasser gewaschenen Partikel besser benetzbar und die Behandlung verwendet weniger Chemikalien.

Auf jeden Fall ist festzuhalten, dass frische Partikel sich anders verhalten als bereits gebrauchte Partikel und sich nach einigen Durchläufen besser benetzen lassen. Das muss in die Beurteilung des Verfahrens mit einfließen.

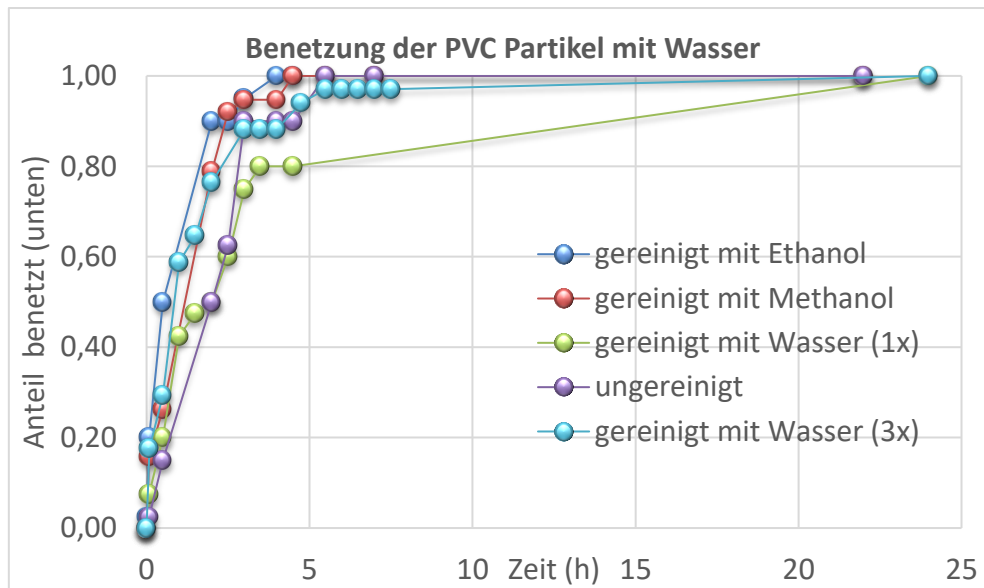


Abb. B-16: Benetzung der PVC-Partikel mit verschiedenen Vorbehandlungen mit Wasser über die Zeit

B.3.5 Auswertung

Es wurde darauf geachtet, dass alle Partikel bereits verwendet wurden, um eine gleiche und vor allem bessere Benetzung der Partikeloberfläche mit Wasser sicher zu stellen.

Bei der Zugabe von PVC-Partikeln konnte nicht für jeden Säulen-Durchmesser das Ziel erreicht werden, den maximalen Mengenstrom an Pulver einzutragen, ohne dass die Säule übergelaufen sei. In manchen Fällen musste daher der Versuch beendet werden (markiert mit - in der folgenden Tabelle).

Tabelle 20: Ergebnisse der Versuche mit dem 80 mm-, 60 mm- und 40 mm-Rohr

80 mm		60 mm		40 mm	
Volumenstrom Luft [l/min]	Massenstrom PVC [kg/h]	Volumenstrom Luft [l/min]	Massenstrom PVC [kg/h]	Volumenstrom Luft [l/min]	Massenstrom PVC [kg/h]
3	0,6	3,5	0,6	4,5	0,6
6	1,8	7	1,8	5,8	1,8
9,2	3	11,7	3	-	3
11	4,2	16	4,2	-	4,2
12,5	5,4	-	5,4	-	5,4
14,5	6,4	-	6,4	-	6,4

In Abb. B-17 ist zu sehen, wie das Pulver im Grenzbereich, mit der entstandenen Pfropfenströmung aus den Blasensäulen herausgetragen wird.

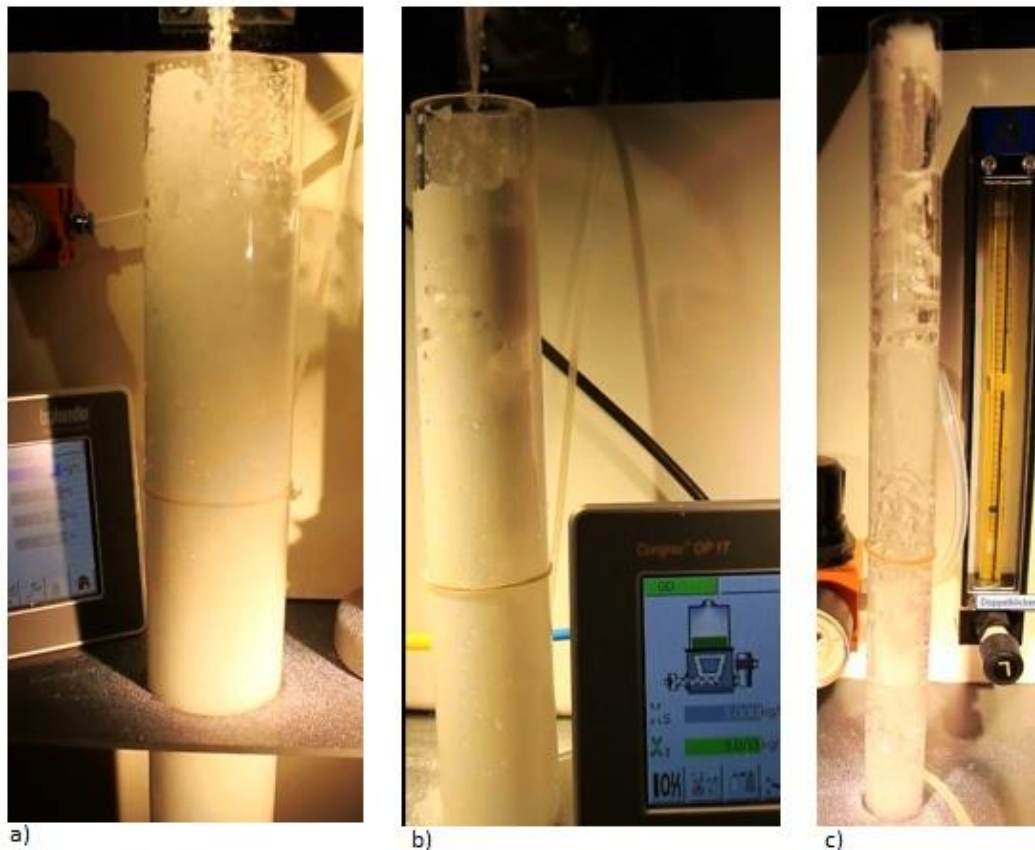


Abb. B-17: Austragen des Fluides und der Partikel bei den Grenzvolumenströmen: a) 60 mm-Rohr; b) 40 mm-Rohr; c) 20 mm-Rohr

Um das Strömungsregime der Blasensäule zu beschreiben, kann die Gasleerrohrgeschwindigkeit und der jeweilige Durchmesser der Blasensäule herangezogen werden. Die Leergeschwindigkeit sagt aus, wie schnell das Gas in die Blasensäule strömen würde, wenn keine Flüssigkeit enthalten wäre.

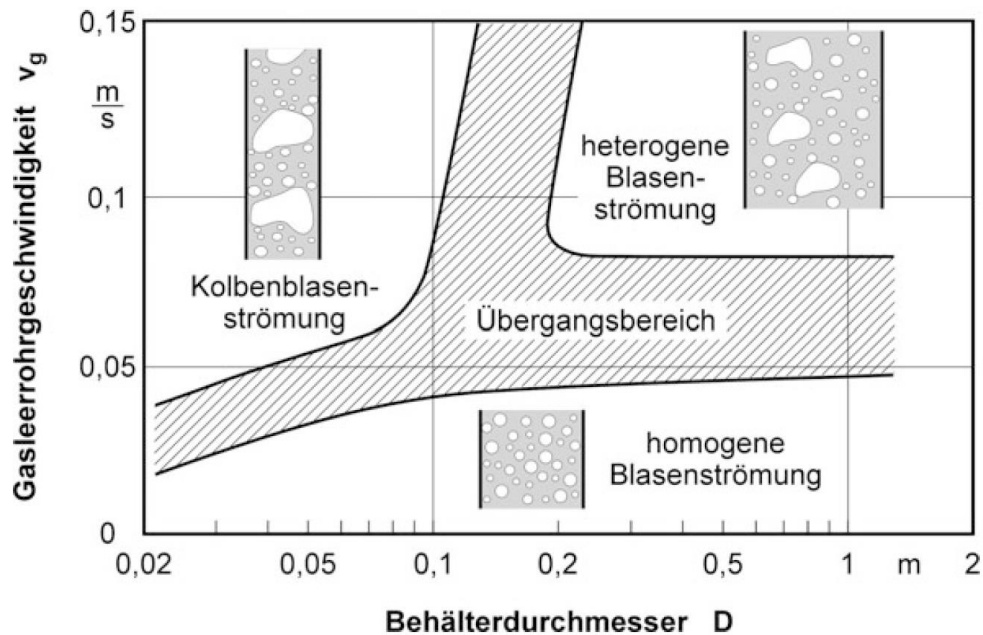


Abb. B-18: Strömungsbereiche in Blasensäulen ([42],[43])

Wird die Gasleerrohrgeschwindigkeit zu hoch, kommt es zum Austrag von Flüssigkeit aus der oberen Öffnung der Blasensäule. Daraus lässt sich ableiten, dass es eine kritische Gasleerrohrgeschwindigkeit gibt, bei der der Gasmengenstrom in das Verhältnis zum Rohrdurchmesser gesetzt wird und es zum Austrag von Wasser kommt (Abb. B-19).

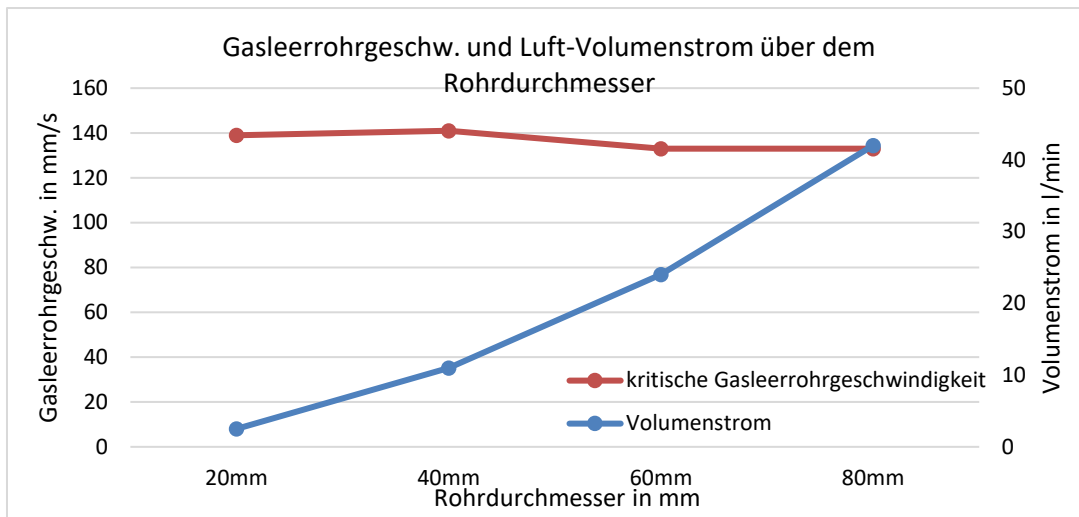
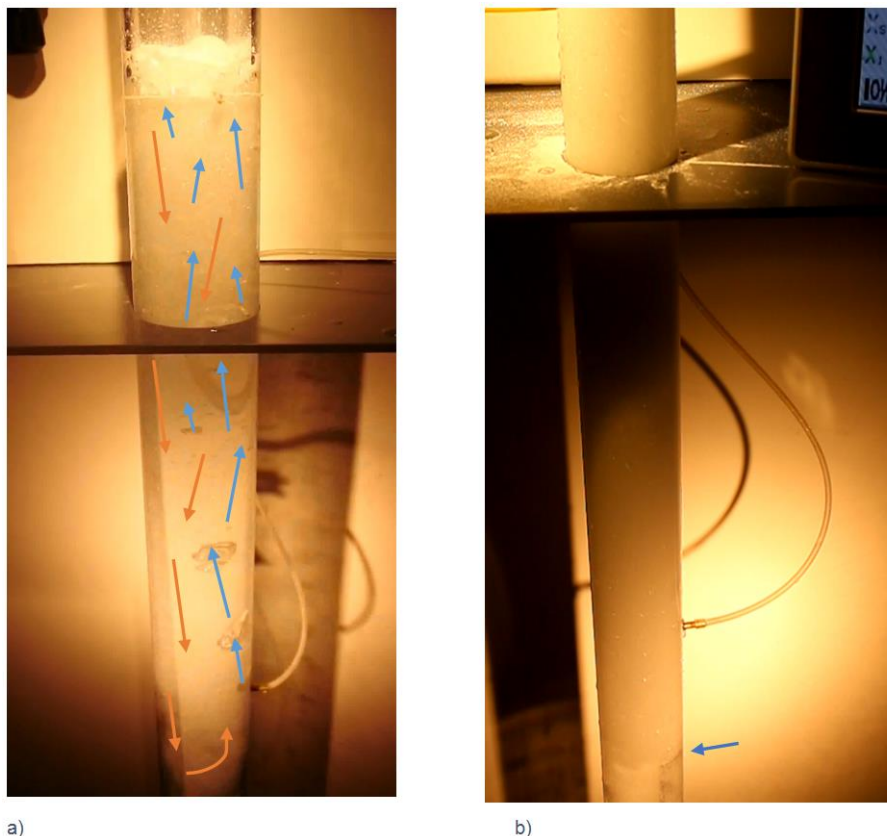


Abb. B-19: kritische Gasleerrohrgeschwindigkeit und Luft-Volumenstrom über dem Rohrdurchmesser (Wasser-Austrag)

Eine weitere Erkenntnis ist die Beobachtung, dass die Partikel von der Oberfläche so weit in die Blasensäule eingetragen werden, dass sie bis unter den Zulauf der Luft strömen. Das gilt sowohl für Partikel die schwerer oder leichter sind als Wasser.



a)

b)

Abb. B-20: a) Strömungsrichtungstendenzen (80 mm-Säule) mit blauen Pfeilen als Aufwärtsströmung und orangen Pfeilen als Abwärtsströmung; b) Primärströmungsbereich (40 mm-Säule) mit blauem Pfeil als Höhenmarkierung wie tief der Einfluss der Begasung reicht

Aus den Untersuchungen kann ein Trend abgelesen werden, welcher Innendurchmesser der Stopfen haben muss, um eine gewünschte Menge an Pulver einzutragen. Der dafür benötigte Luftmengenstrom wird dabei auch ermittelt.

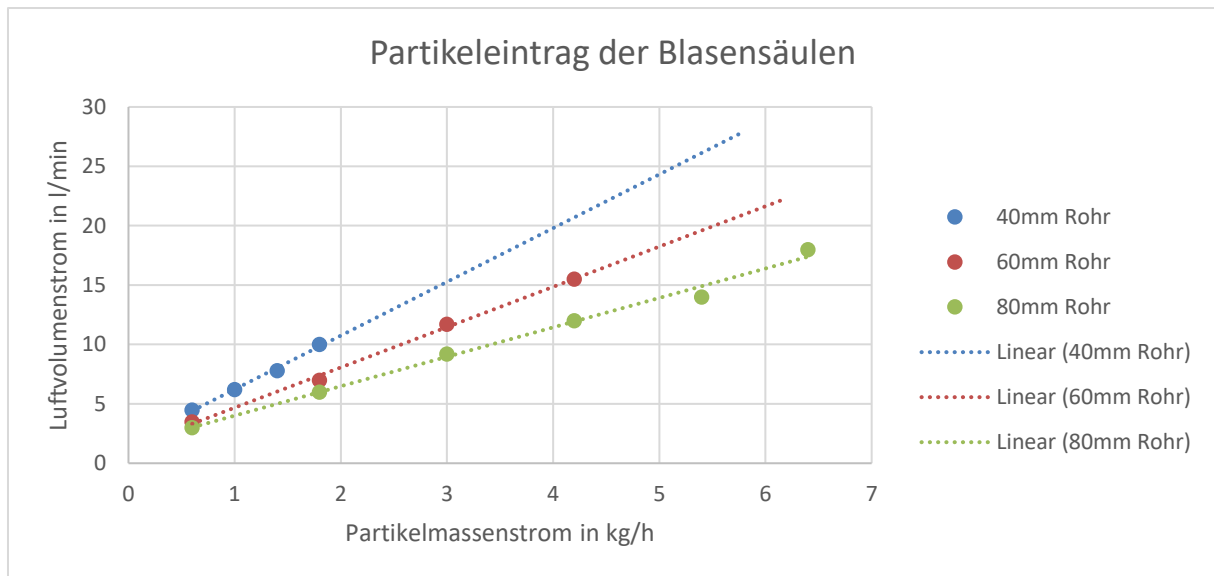


Abb. B-21: Darstellung des Partikeleintragsverhaltens in Abhängigkeit des Gasvolumenstroms

Bei Betrachtung der Querschnittserweiterung der Säulen kann eine weitere Schlussfolgerung getroffen werden: wenn ein noch größerer Massenstrom an Partikeln eingetragen werden muss, dann muss der Querschnitt über die bereits untersuchten Querschnitte hinaus erweitert werden. Das Ergebnis einer Schätzung für Säulen mit 100 und 120 mm Innendurchmesser wird in Abb. B-22 gezeigt.

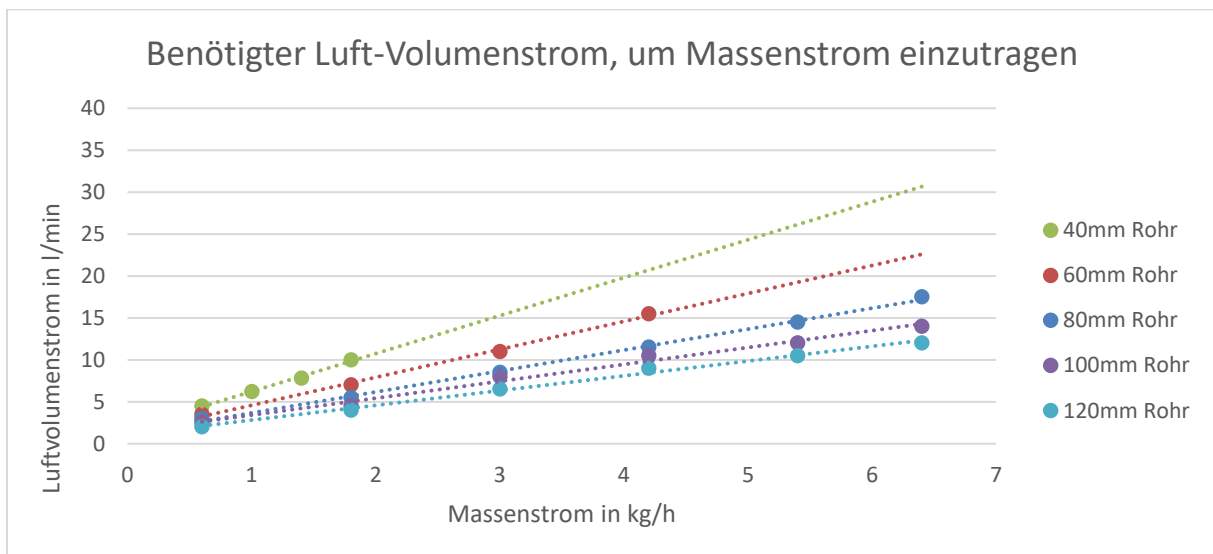


Abb. B-22: Prognosen des Luftvolumenstroms über dem Partikelmassenstrom für größere Querschnitte

Diese Aussagen sind jedoch nur extrapoliert und wurden nicht experimentell untersucht. Daher gibt es keine Garantie, ob ein Durchmesser von über 80 mm auch die geschätzte Menge an Pulver einmischen kann.

Bei den Untersuchungen mit Hohlglaskugeln vom Typ S32 wurde eine weitaus bessere Benetzung mit Wasser festgestellt. Daher wird weniger Luft zur Begasung benötigt, bei gleichen Mengenströmen wie die von PVC-Partikeln.

Tabelle 21. Vergleich von PVC- zu Hohlglaspartikeln bei der 80 mm-Säule

Gasvolumenstrom (Begasung)	Partikelmassenstrom PVC	Partikelmassenstrom S32
[l/min]	[kg/h]	[kg/h]
3	0,6	3
5,5	1,8	5,5
8,5	3	8,5
11,5	4,2	11,5
14,5	5,4	14,5
17,5	6,4	17,5

Für Hohlglaskugeln ergibt sich daraus ein linearer Anstieg für den Eintrag von Partikeln und der dazu benötigten Menge an Luft.

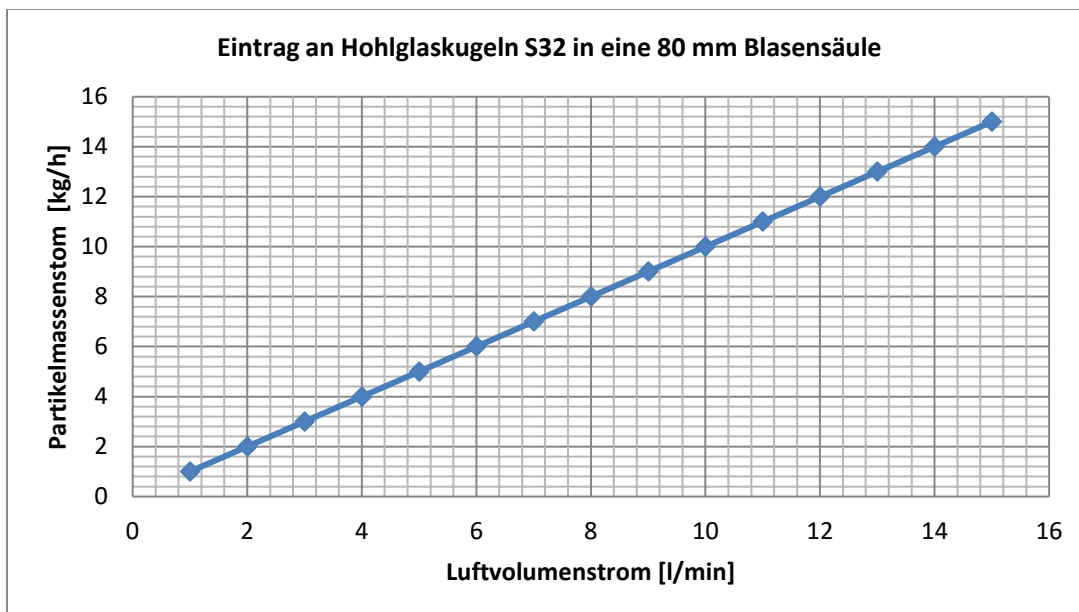


Abb. B-23: Eintrag an Hohlglaskugeln S32 in eine 80 mm Blasensäule

Mit diesen Experimenten konnten Erkenntnisse über die Charakteristik der Strömung innerhalb des Stopfens gewonnen werden. Vor allem kann ein entsprechender Stopfendurchmesser gewählt werden, der garantiert, dass es nicht wieder zu Verstopfungen kommen wird, zumindest wenn es um den Übergang der Partikel aus der Luft-Phase in die Wasser-Phase geht. Wie die Partikel dann weiter aus der Spitze des Stopfens hinausströmen und mit der Hauptströmung in das Tauchrohr fließen, wurde hier nicht untersucht, da die Blasensäulen am Boden verschlossen waren.

Daraus ergibt sich, dass für den maximalen gewünschten Mengenstrom an PVC-Partikel (6,0 kg/h) mindestens ein Durchmesser von 80 mm und einen Gasvolumenstrom von 16,0 l/min gewählt werden muss. Mit einem Sicherheitsfaktor von 1,5 wurde letztendlich ein Innendurchmesser im Stopfen von 120 mm gewählt. Damit sollten auch Hohlglaskugel-Partikel in der gewünschten Menge problemlos eintragbar sein.

B.4 Re-Design eines verbesserten Stopfens zur Partikelinjektion

B.4.1 Aufbau mit innenliegender Begasung ohne Transportgas

Die Voruntersuchungen aus Abschnitt B.3 haben entscheidende Erkenntnisse über die geometrische Auslegung eines Stopfens geliefert, durch dessen Spitze Partikel injiziert werden können, um eine Legierung herzustellen und dabei ökonomische und ökologische Vorteile sicher zu stellen.

Die Erneuerungen umfassen im Wesentlichen vier Bereiche:

- Vergrößerung des Innendurchmessers zur Erhöhung der Phasengrenzfläche;
- optimierte Luftmenge zur Begasung im Inneren des Stopfens;
- Erweiterung der Bohrungen an der Stopfenspitze zur Vermeidung von Klumpenbildung (clogging) [44];
- Vergrößerung des Durchmessers der flexiblen Verbindung zwischen Stopfen und Zellenradschleuse zur Verringerung der Gegenstromgeschwindigkeit der Begasungsluft und für eine verbesserte Streuung der Partikel auf der gesamten Grenzfläche.

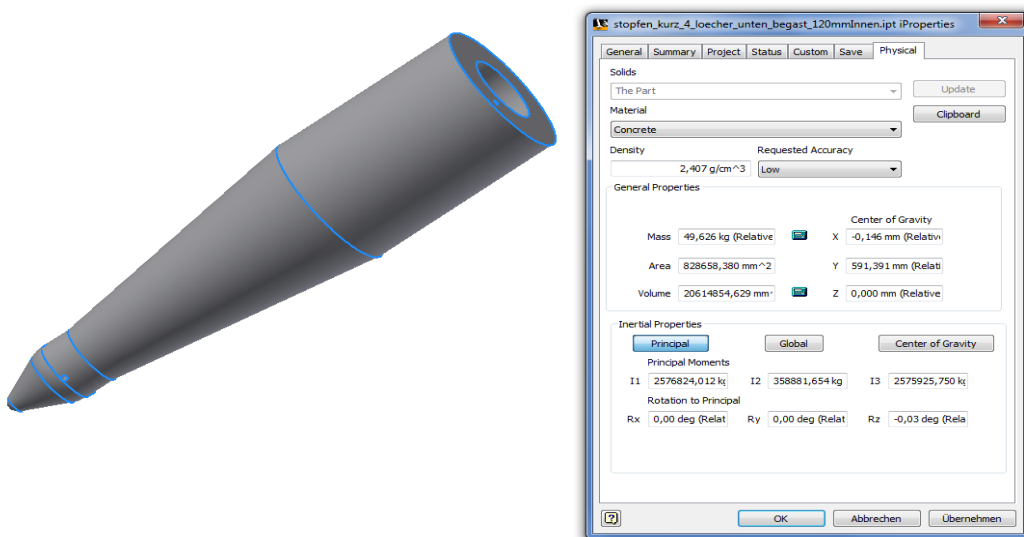


Abb. B-24: neuer Stopfen mit physikalischen Eigenschaften

Unter der Annahme, dass der Stopfen aus Beton gefertigt wäre (welches der Dichte von Feuerfestmaterial sehr nahekommt) würde das Gewicht bei ca. 50 kg liegen. Das entspricht einer Verdoppelung des Gewichtes im Vergleich zum ursprünglichen Stopfen, jedoch immer noch industriell machbar.

Darüber hinaus wurde über eine zweite Zuleitung für die Begasung nachgedacht, die zu einer noch besseren Verteilung der aufsteigenden Gasblasen führen könnte und damit die Oberflächen-Bewegung zum Partikeleintrag verbessert. Beide Zuleitungen befinden sich in der Wandung des Stopfens.

Auch die Bohrungen für den Bypass wurden erweitert, um clogging-Erscheinungen entgegen zu wirken. Zusätzlich wurde eine zweite Öffnung auf der gegenüberliegenden Seite angedacht.

Die Anzahl der Öffnungen an der Spitze des Stopfens bleibt wie gehabt bei vier. Die Bohrungen an sich wurden erweitert. Alle Änderungen können im Detail in Abb. B-25 angesehen werden.

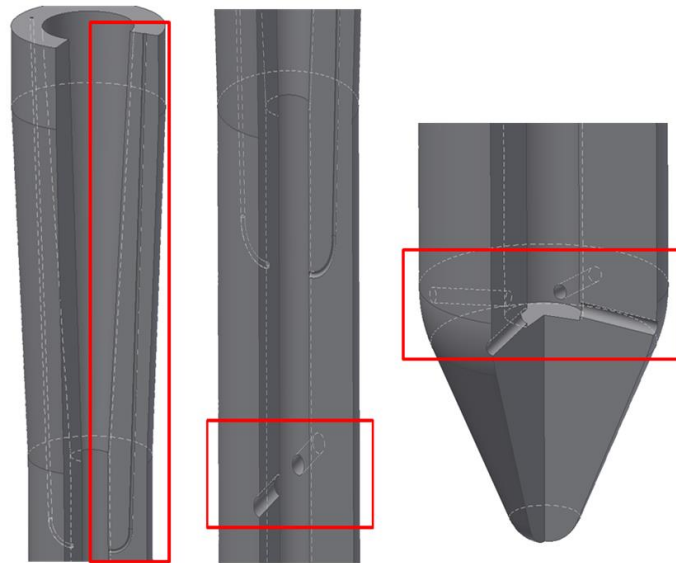


Abb. B-25: Detailansichten von Gas-Zuleitung, Bypass (nur im CAD Modell jeweils doppelt) und Bohrungen in der Spitze für den Stopfen mit verbessertem Design

Für den Stopfen im Wassermodell wurde nur ein Bypass beibehalten. Die einzige Zuleitung für die Begasung befindet sich nicht innerhalb der Wandung, sondern wird wie bereits beim vorherigen Stopfen durch eine Durchbohrung realisiert, von deren Außenseite ein Silikon-Schlauch aufgesetzt wird.

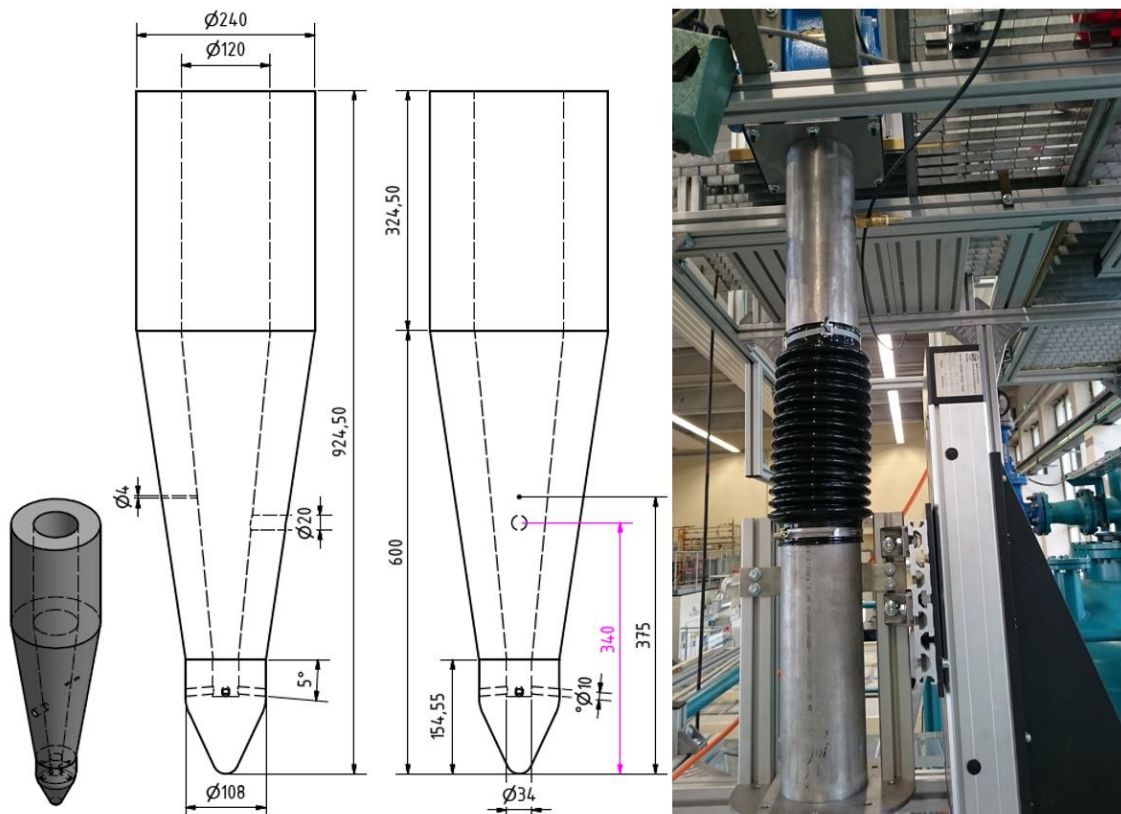


Abb. B-26: Technische Zeichnung des Stopfens für das Wassermodell mit Öffnungen für Begasung (links) und Bypass (Mitte) und flexibles Verbindungsstück mit Faltenbalg zwischen Stopfen und Zellenradschleuse (rechts)

Auch die zweiachsige Traversierung wurde beibehalten. Hier musste lediglich ein Gegengewicht angebracht werden, weil der Verstellmotor keine Bremse besitzt, die den Stopfen halten würde, wenn die Traverse stromlos geschaltet wird.

Der Aufbau hat sich zum vorherigen Versuchsstand insofern verändert, dass dieser neue Stopfen im Tundish eingesetzt wurde und der Trichter unter der Zellenradschleuse durch eine Rohrverbindung mit Faltenbalg ersetzt wurde (Abb. B-26).

Eine zusätzliche Erweiterung des Versuchsstandes bestand darin, den Filterschlauch im Pufferbecken durch eine feine Filtergaze mit einer Maschenweite von $10\ \mu\text{m}$ zu ersetzen, um später eine genaue Aussage über den Partikeleintrag zu treffen. Eine noch feinere Maschenweite kann leider nicht verwendet werden, weil der Druckwiderstand, der zu überwinden wäre eine zu große hydrostatische Wassersäule verursachen würde.

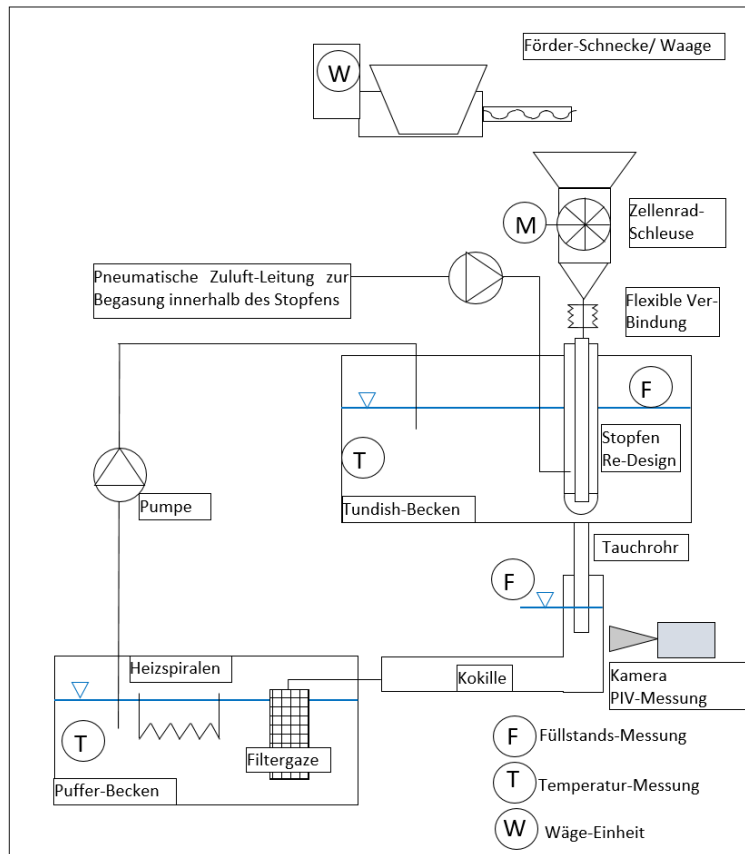


Abb. B-27: Verfahrensfließbild der Partikelinjektion mit Begasung innerhalb des Stopfens mit verbessertem Design

Die Filtergaze ist auswechselbar, sodass nach einem Durchgang der Filter gewechselt und das nasse Pulver getrocknet werden kann. In der Zeit während des Wechsels kann der Kokillen-Auslass mit einem Stellventil in die Kanalisation umgeleitet werden, um die Partikel nicht über das Schattenrohr wieder dem Kreislauf zuzuführen.

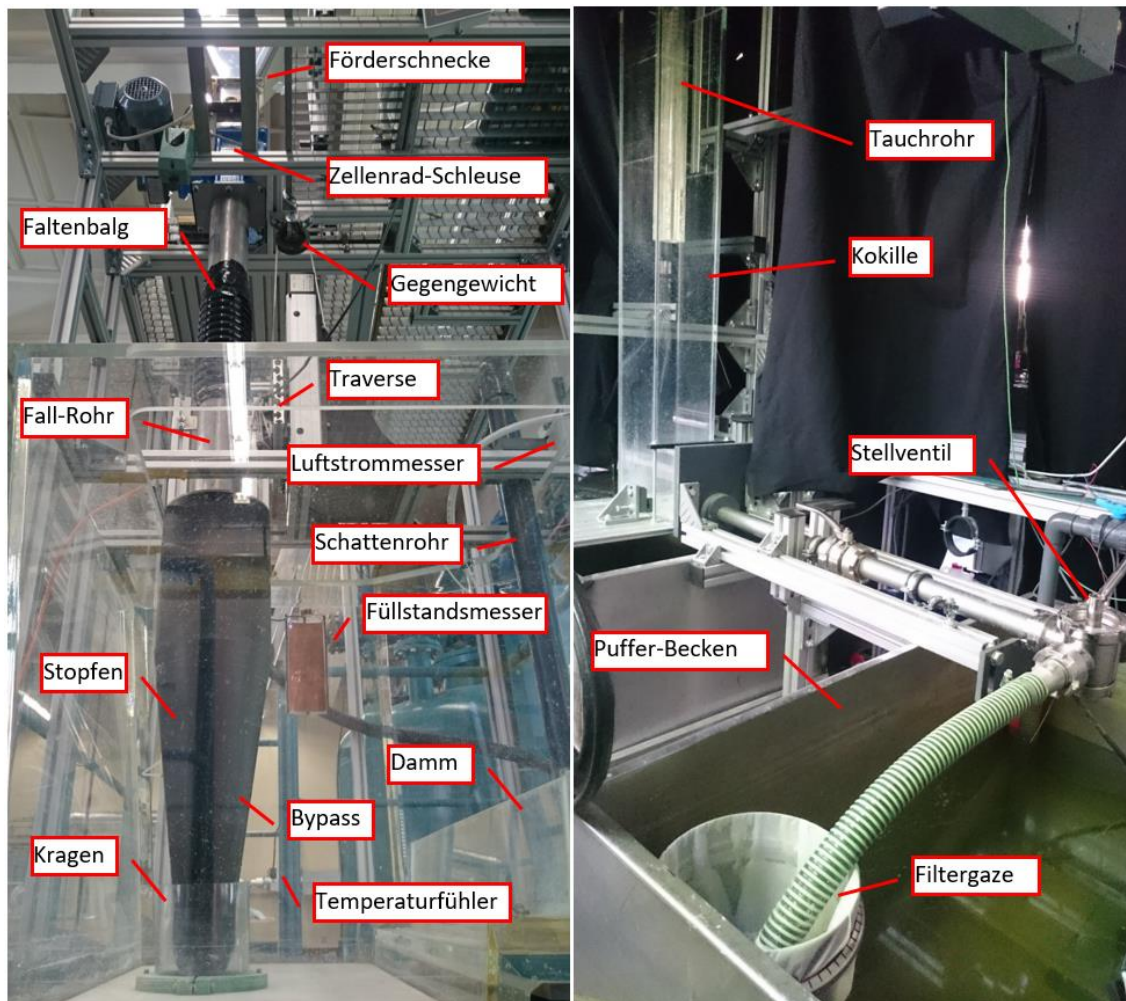


Abb. B-28: Oberer Teil des Versuchstands mit allen beschrifteten Bauteilen innerhalb des Tundishs (links) und unterer Teil mit allen beschrifteten Komponenten nach dem Tundish (rechts)

In der Abb. B-28 (links) ist der obere Teil des Versuchstands abgebildet, in dem alle Baugruppen aufgeführt sind, die sich innerhalb des Tundishs oder darüber befinden. In Abb. B-28 (rechts) sind alle Baugruppen zu erkennen, die sich unmittelbar unterhalb des Tundishs befinden.

Die gesamte Messsteuerung zum Verstellen der Traverse, Temperaturmessung, Füllstandsmessung oder Durchflussmessung von Wasser und Luft befindet sich unmittelbar neben dem Versuchstand und ist mit einem handelsüblichen PC verbunden.

B.4.2 Injektion von Partikeln mit größerer Dichte als Flüssigkeitsdichte

B.4.2.1 Injektion von schweren Partikeln mit Kragen

Bei der Versuchsdurchführung werden wieder dieselben Randbedingungen eingestellt, wie sie bei der Injektion mit dem Originalstopfen verwendet wurden, aber mit der Erweiterung um einen Luftmengenstrom, der aus dem vorherigen Experiment des "Blasensäulen-Sets" gewonnen wurde. Der Kragen dient als Mischzone und zur Kanalisierung der Strömung um die Stopfenspitze herum.

Tabelle 22: Prozessparameter der Partikelinjektion (PVC-Partikel) mit dem verbesserten Stopfen

Gasvolumenstrom (Begasung)	Partikelmassenstrom PVC		Wasservolumenstrom
[l/min]	[kg/h]	[g/10s]	[m ³ /h]
5	0,6	1,7	3,125
15	6,0	16,7	3,125

Nachdem ein konstanter Badspiegel eingestellt und die Begasung eingeschaltet wurde, erfolgt die Dosierung der Partikel, welche über die Zellenradschleuse durch das Fallrohr auf die Wasseroberfläche innerhalb des Stopfens rieseln. Mit einer Verzögerung von wenigen Minuten ist ein konstanter Ausfluss an Partikel aus der Spitze des Stopfens zu erkennen (Abb. B-29).

Die partikelbeladene Strömung aus dem Tauchrohr ist konstant und gleichmäßig, über den gesamten Querschnitt des Tauchrohres verteilt. Die Zugabe der Partikel aus der Förderschnecke erfährt keinerlei Luft-Gegenströmung aus der Zellenradschleuse, sodass keine Partikel in die Luft gelangen.

Diese Beobachtungen zeigen, dass die Partikelinjektion im Prozess prinzipiell erfolgreich implementiert wurde, wie die folgende Abbildung nachweist.

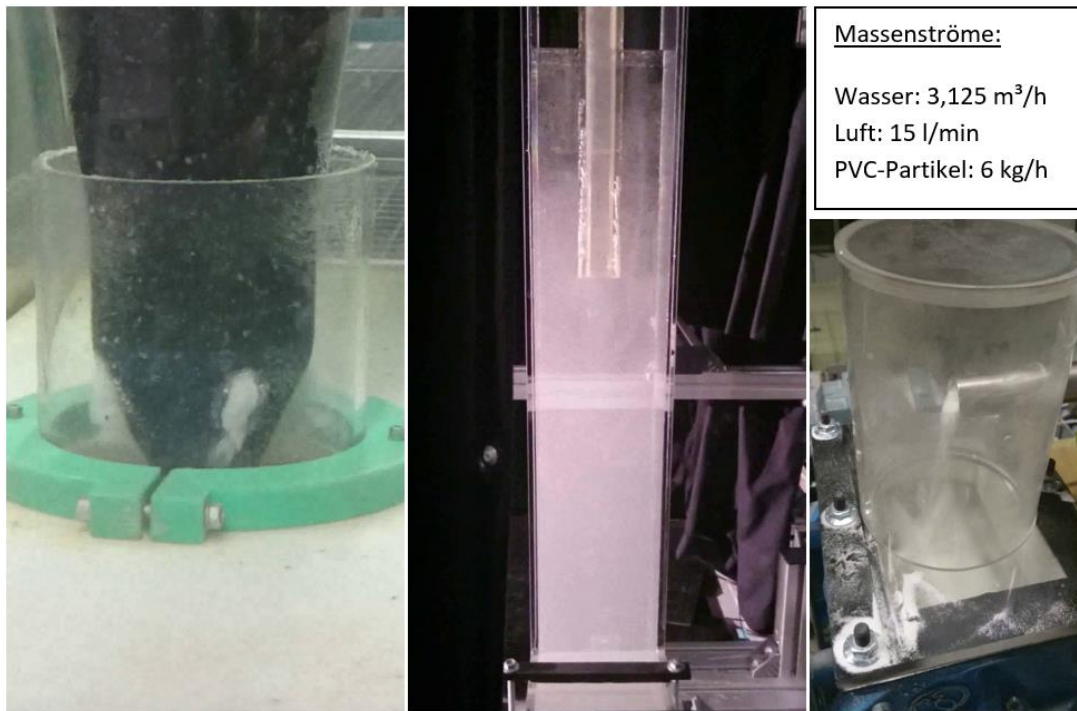


Abb. B-29: Detailansichten der Partikelinjektion mit Kragen durch den neuen Stopfen. Stopfenspitze (links), Tauchrohr/Kokille (Mitte), Förderschnecke/ Zellenradschleuse (rechts)

B.4.2.2 Injektion von schweren Partikeln ohne Kragen

Das Strangguss-Verfahren ist ein Batch-Prozess, bei dessen Beendigung geringe Mengen von Stahl im Tundish zurückbleiben. Durch die Einführung des Kragens würde diese Menge sich erhöhen, weil der Stahl nicht über den Rand des Kragens in das Tauchrohr fließen kann. Des Weiteren besteht die Gefahr, dass Teile des Feuerfest-Materials abplatzen und in den Strang hineingelangen, der dann aushärtet und die Fremdkörper umschließt. Daher wurde eine Versuchsreihe angesetzt, um die Machbarkeit der Injektion auch ohne Kragen zu prüfen. Es herrschen die gleichen Prozessparameter wie in Tabelle 22.

Wie zuvor ist ein konstanter Ausfluss an Partikel aus der Spitze des Stopfens erst nach einer Verzögerung von einigen Minuten zu erkennen. Die austretenden Partikel werden dieses Mal jedoch von der Hauptströmung im Tundish beeinflusst (siehe Abb. B-30, links) und teilweise im restlichen Tundish verteilt. Die partikelbeladene Strömung aus dem Tauchrohr ist leider nicht mehr zeitlich konstant (leichte Oszillationen), aber weiterhin gleichmäßig über den Querschnitt des Tauchrohres verteilt (siehe Abb. B-31).

Die Zugabe der Partikel aus der Förderschnecke erfährt keinerlei Luft-Gegenströmung aus der Zellenradschleuse, sodass keine Partikel in die Luft gelangen.

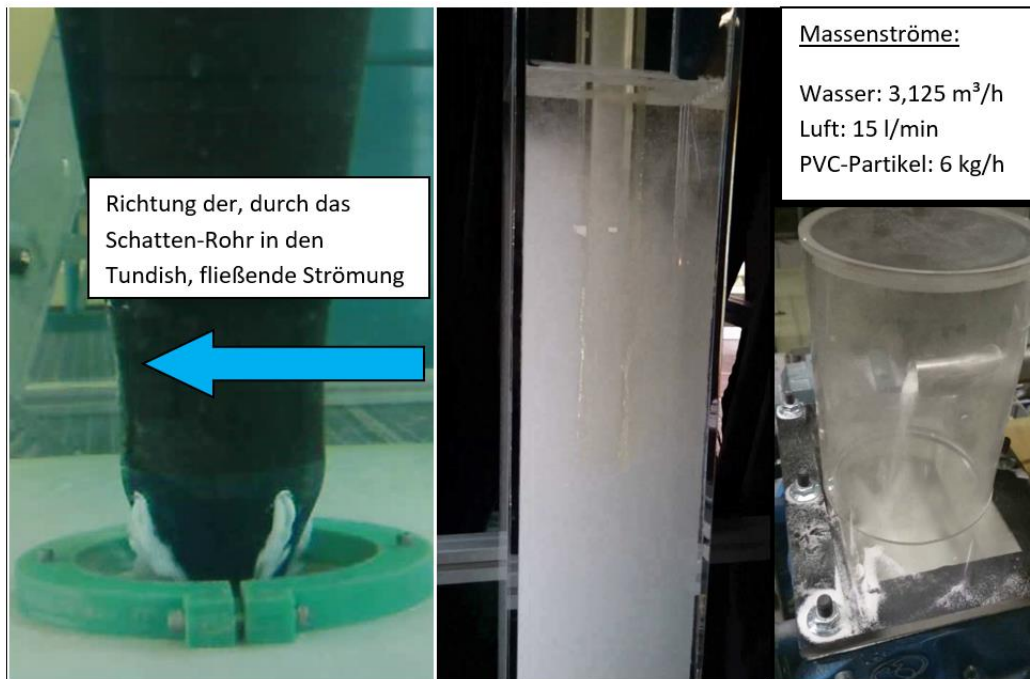


Abb. B-30: Detailansichten der Partikelinjektion ohne Kragen durch den neuen Stopfen. Stopfenspitze (links), Tauchrohr/Kokille (Mitte), Förderschnecke/ Zellenradschleuse (rechts)



Abb. B-31: PVC-Partikelinjektion 6kg/h mit verbessertem Stopfen ohne Kragen (zeitlicher Abstand der Aufnahmen: 0,5s von links nach rechts)

Die leichte zeitliche Fluktuation der Partikelbeladung in der Ausströmung resultiert hierbei nicht, wie bei der Injektion ohne Transportgas und ohne Bypass, durch die ungleichmäßige Ausströmung aus der Stopfenspitze, sondern durch die Asymmetrie dieser Ausströmung durch die im Tundish vorherrschende Hauptströmung. Da die Strömung aus Richtung des Schattenrohres zur Stopfenspitze fließt, strömen unterschiedliche Partikelmengen aus den vier Bohrungen an der Stopfenspitze heraus.

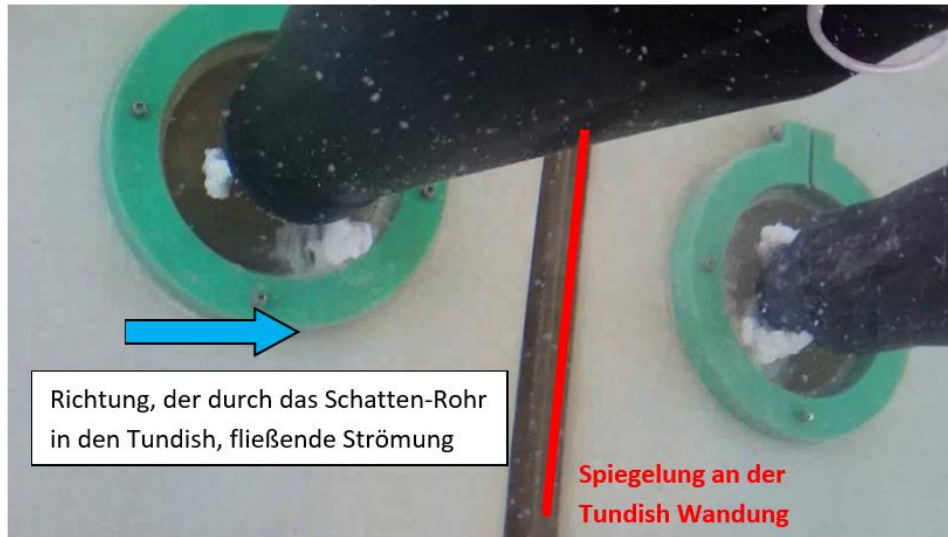


Abb. B-32: Ablenkung der Ausströmung durch die Hauptströmung innerhalb des Tundishs

Nichtsdestotrotz vergleichmäßig sich auch die Konzentration der Partikel innerhalb der Kokille, wie in Abb. B-31 zu sehen ist.

Ohne Kragen werden leider einige Partikel soweit abgetrieben, dass sie über den kleinen grünen Rest-Kragen (Abb. B-32) hinaus gelangen und im Tundish verbleiben. In dieser Abbildung ist der Stopfen zwei Mal zu sehen, weil er an der Wandung des Tundishs gespiegelt wird.

Damit wird gezeigt, dass auch ein Betrieb ohne Kragen prinzipiell denkbar ist, aber einige Probleme mit sich bringt.

B.4.2.3 Auswertung

Für eine quantitative Aussage, ob alle Partikel, die durch die Förderschnecke über den Stopfen injiziert wurden, tatsächlich in die Kokille eingetragen werden, wird über einen Zeitraum von 15 Minuten der gesamte Ausfluss in einer Filtergaze gesammelt. Da der Prozess eine gewisse Anfahrzeit benötigt, wurde eine Vorlaufzeit von 5 Minuten festgelegt, bevor die Filtrierung begann.



Abb. B-33: Filtergaze im Pufferbecken zur Filterung des Kokillenausflusses

Das Filtrat wurde dann über einen Zeitraum von 2 Wochen an einem separaten Ort getrocknet und anschließend gewogen. Die Genauigkeit der Messmethode ist hoch, da in der dünnen Filtergaze nur sehr wenig Partikel zurückbleiben und die Waage eine Genauigkeit von 1 g besitzt. Als Fehlerquellen können sowohl der (unbekannte) Feuchtegehalt der Partikelschüttung vor und nach der Injektion genannt werden, als auch die Messung der Zeitdauer, da innerhalb von einer Sekunde Abweichungen

von etwa 0,11 % auftreten. Auch die Vorlaufzeit sollte berücksichtigt werden, da die Durchmischung und Sedimentation innerhalb des Stopfens die Verweilzeit der Partikel verlängert.



Abb. B-34: Einwaage der PVC-Partikel, leerer Becher (links), Injektion mit Kragen (Mitte), Injektion ohne Kragen (rechts)

Die Untersuchungen mit und ohne Kragen zeigen die Machbarkeit der Partikelinjektion für Pulver mit einer höheren Dichte als die der Flüssigkeit, in der sie eingetragen werden sollen.

Tabelle 23: Auswertung der PVC-Partikel Injektion

Injektion	Partikelmassenstrom PVC		Vorlaufzeit [min]	Messzeit* [min]	Erwartetes Gewicht [g]	Einwaage [g]	Abweichung	
	[kg/h]	[g/10s]					[g]	[%]
mit Kragen	6,0	16,7	5	15	1500	1478	-22	-1,47
ohne Kragen	6,0	16,7	5	15,17*	1516	1536	+20	+1,32

* Die Messzeit hat sich um 10 Sekunden verlängert, weil sich Komplikationen beim Wechseln des Filters ergeben haben.

Die Gewichtsmessungen haben ergeben, dass die Menge an Partikel, die in den Stopfen hineingehen, auch wieder vollständig aus der Stopfenspitze herausgetragen werden, und dass mit einer Genauigkeit von +/- 1,5 %. Bezogen auf Massen-% des gesamten Prozesses für einen Durchfluss von 3,125 m³/h ergibt sich eine Abweichung von 0,00229 Mass-%.

Lediglich bei dem Verfahren ohne Kragen gilt es zu bedenken, dass auch einige Partikel in den Bereich des Tundishs eingetragen wurden, weil sie von der Hauptströmung im Tundish abgelenkt wurden. Dies könnte im industriellen Betrieb möglicherweise zu einer Kontamination der Tundish-Auskleidung (Feuerfest-Material) führen, welche dann aufwendig und kostenintensiv entsorgt werden müsste.

B.4.3 Injektion von Partikeln mit geringerer Dichte als Flüssigkeitsdichte

B.4.3.1 Injektion von leichten Partikeln ohne Kragen

Zu den leichten Partikeln gehören alle Partikel, deren reale Dichte geringer ist, als die von der Flüssigkeit, in die sie injiziert werden sollen.

Da der letzte Versuch ohne Kragen endete, wurde hier zuerst diese Konfiguration untersucht. In den Untersuchungen wird Silizium-Dioxid (SiO₂) als potenzielles Additiv für die Strangguss-Prozesse angenommen, welches eine Dichte von 2530 kg/m³ besitzt und im Wassermmodell durch Hohlglaskugeln vom Typ S32 dargestellt werden kann, mit einer Dichte von 320 kg/m³. Eine ausführliche Herleitung der zu verwendenden Modellpartikel auf Grundlage der Ähnlichkeitstheorie ist im Abschnitt A.2.4 „Auswahl der Modellpartikel“ niedergeschrieben.

Tabelle 24: Prozessparameter der S32-Partikelinjektion mit dem verbesserten Stopfen

Gasvolumenstrom (Begasung)	Partikelmassenstrom S32		Wasservolumenstrom
[l/min]	[kg/h]	[g/10s]	[m ³ /h]
12	5,0	13,9	3,125

Nach Tabelle 17, belüftet sich der minimale Partikelmassenstrom von Hohlglaskugeln S32 auf 5 kg/h und der Maximale auf 20 kg/h. Ein Ergebnis aus den Voruntersuchungen in Abschnitt B.3.5 war die lineare Abhängigkeit der benötigten Luft zur Begasung zum Eintrag des Massenstroms an Hohlglaskugel (Abb. B-23). Daher würde sich die benötigte Luft auf 5 l/min für den geringsten Massenstrom von 5 kg/h belaufen. Im Experiment wurde etwas über die doppelte Menge an Luft zur Begasung verwendet (12 l/min), um die Partikel mit einer höheren Sicherheit komplett einzutragen.

Eine weitere Erkenntnis aus den Vorexperimenten des Blasensäulen-Sets ist die Tatsache, dass die S32-Partikel mit der Luftblasen-induzierten Primärströmung bis unter den Lufteingang herab befördert werden. Damit sollten sie von der Strömung des Bypasses erfasst werden können und aus der Stopfenspitze hinausströmen. Nachdem alle Prozessparameter laut Tabelle 24 eingestellt waren, wurde der geringste Partikelstrom unter einer Begasung mit Sicherheitsfaktor 2,4 hinzugefügt. Nach einigen Sekunden kam es jedoch nicht zu einem Partikelaustrag aus der Stopfenspitze, sondern aus der seitlichen Bypass-Öffnung, wie in Abb. B-35 gut zu erkennen ist. Dies führte dazu, dass nach einiger Zeit der gesamte Verteiler mit den Hohlglaskugeln kontaminiert war und das Wasser trüb wurde. Ein Großteil der Partikel ist später zur Oberfläche hinaufgetrieben und hat sich dort zu einer großen „Schlacke-Schicht“ formiert. Aus der Stopfenspitze sind während der ersten Minuten des Versuches lediglich einige PVC-Partikel aus dem vorhergehenden Experiment herausgekommen, die noch an der Wandung des Stopfens geklebt haben. Ansonsten kamen keinerlei Hohlglaskugeln aus der Stopfenspitze heraus. Innerhalb des Stopfens kam es dann zu Verstopfungen, so dass der Versuch komplett abgebrochen werden musste.

Die Reinigung des Verteilers war sehr aufwendig und zeitintensiv. Erst nach mehreren Wochen konnten alle Verschmutzungen entfernt werden.

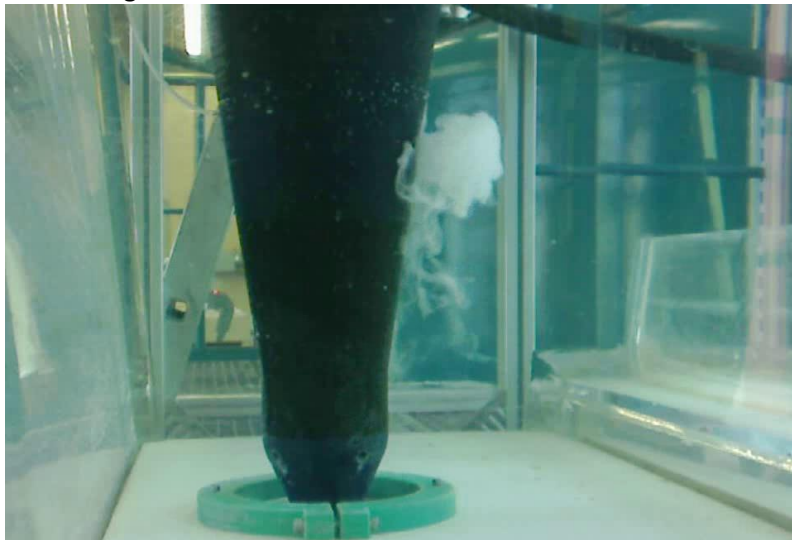
**Abb. B-35: Austritt von Hohlglaskugeln S32 aus dem Bypass beim Versuch der Injektion von 6 kg/h mit 12 l/min Luft**



Abb. B-36: Kontaminierter Verteiler mit Hohlglaskugeln S32

B.4.3.2 Injektion von leichten Partikeln mit Kragen

Wie am Ende des letzten Abschnittes bereits erklärt wurde, war die Reinigung des Verteilers nach der misslungenen Injektion von Hohlglaskugeln nicht nur sehr aufwendig und zeitintensiv, sondern hat auch bis zu einem bestimmten Grad Verschmutzungen zurückgelassen, da die Partikel auf der Oberfläche des Wassers geschwommen sind. Daher war das Wasser in den weiteren Experimenten etwas trüber, weswegen auf den aufgenommenen Bildern lediglich milchiges Wasser zu erkennen war, ohne qualitativer Aussagekraft und deswegen keine Abbildung aufgeführt wurde.

Ziel der nachfolgenden Experimente war es zu zeigen, dass die leichteren Partikel dennoch injiziert werden können, wenn die Bypass-Strömung intensiver ist und mehr Partikel aus der Primärströmung innerhalb des Stopfens heraus getragen werden können. Mit dem Kragen sollte sich ein größerer "saugender" Effekt an den Bohrungen der Stopfenspitze ausbilden, weil die Strömung dort kanalisiert wird, so dass höhere Geschwindigkeiten und niedrigere Druckwerte dort beobachtet werden. Weitere Untersuchungen zu diesem Effekt sind im Abschnitt B.6 ausführlich erklärt.

Die Prozessparameter gehen weiterhin aus Tabelle 24 hervor. Im Resultat ist zu erkennen, dass mit der Kragen-Konfiguration ein geringer Partikelstrom aus der Stopfenspitze heraus tritt. Nach einiger Zeit strömen aber auch hier die Partikel aus der Bypass-Öffnung hinaus und steigen zur Oberfläche auf.

B.4.3.3 Auswertung

Diese Untersuchungen zeigen den Optimierungsbedarf dieser neuartigen Injektionsmethode für Partikel, die eine geringere Dichte als die umgebende Flüssigkeit besitzen. Vorschläge hierfür werden im Abschnitt B.7 gegeben.

Unter Zuhilfenahme eines Kragens kann zwar eine geringe Menge der Partikel aus dem Inneren des Stopfens an die Stopfenspitze transportiert werden. Der Grund hierfür ist die Zunahme der Fluidgeschwindigkeit an der Spitze des Stopfens und damit die Erhöhung des Druckgradienten innerhalb des Stopfens.

Jedoch liegt die Menge an leichten Partikeln, die tatsächlich eingetragen wurden, weit unter der geforderten Menge, die sich aus dem minimalen Partikelmengenstrom für SiO_2 ergeben würde. Eine rein optische Schätzung liegt bei unter einem Zehntel der gewünschten Menge, welche $< 600 \text{ g/h}$ bei Hohlglaskugeln entspricht.

Weiterhin ist selbst mit Kragen das Austreten der Partikel aus dem Bypass zu erkennen. Dieses Phänomen tritt bei beiden Konstellation erst nach einiger Zeit auf und ist mit dem Eigengewicht der

Partikel innerhalb des Stopfens zu erklären. Die Durchmischung der Begasung ist nicht hoch genug, um die Partikel bis weit unter den Einlass der Begasung zu fördern bzw. die sekundäre Strömung des Bypasses ist nicht hoch genug, um genügend Partikel aus der blaseninduzierten Primärströmung heraus zu nehmen. Dadurch steigen innerhalb des Stopfens immer mehr Partikel wieder an die Wasseroberfläche und bilden dort eine Art „Schlacke-Schicht“. Auf diese Schicht fallen weitere Partikel, die aus der Förderschnecke dem Prozess zugeführt werden und mit ihrem Eigenwicht den Wasserpegel nach unten drücken. Damit sinkt die eine Wasserschicht nach unten, welche sehr stark mit Partikeln beladen ist, bis Partikel aus der Bypass-Öffnung hinausströmen.

Bei dem vorherigen PVC-Partikel-Experiment gab es einen weiteren Vorteil für die Strömung innerhalb des Stopfens. Die "schweren Partikel" haben insgesamt eine weitere Strömung ausgebildet, die ganz eindeutig nach unten gerichtet war und somit einen Sog in der Bypass-Öffnung hervorgerufen hat. Daher war ein Austreten von Partikeln durch die Bypass-Öffnung nicht zu beobachten, wie bei den Hohlglaskugeln.

Der Vorgang kann nur endgültig geklärt und optimiert werden, wenn die Prozesse innerhalb des Stopfens sichtbar sind.

B.5 Weitere Untersuchungen an einem transparenten Stopfen

B.5.1 Ziel und Aufbau

Die aufwändige Filtration der PVC-Partikel im Abschnitt B.4 zur Bestimmung der Massenströme an PVC-Partikel diente zur Klärung der Strömungsverhältnisse innerhalb des Stopfens, da dieser nicht einsehbar war. Im Falle der Filtration konnte geklärt werden, dass der gesamte Massenstrom an Partikeln aus der Förderschnecke in den Stopfen auch wieder aus dem Stopfen hinausgelangte und keine merklichen Rückstände im Stopfen verblieben sind.

Der Stopfen mit verbesserter Geometrie hatte leider nicht vollständig den erwünschten Effekt. Die Injektion von Partikeln mit einer geringeren Dichte als der Flüssigkeitsdichte war nicht zufriedenstellend. Des Weiteren wurde gewünscht eine Lösung zu finden, die mit der ursprünglichen Stopfen-Geometrie verwirklicht werden kann, um parallel zu diesen Untersuchungen in der Gießerei Tests am dort verwendeten Stopfen durchzuführen.

Zum besseren Verständnis der strömungstechnischen Mechanismen innerhalb des Stopfens wurde ein transparenter Stopfen gefertigt, welcher eine uneingeschränkte optische Zugänglichkeit gewährleistet.

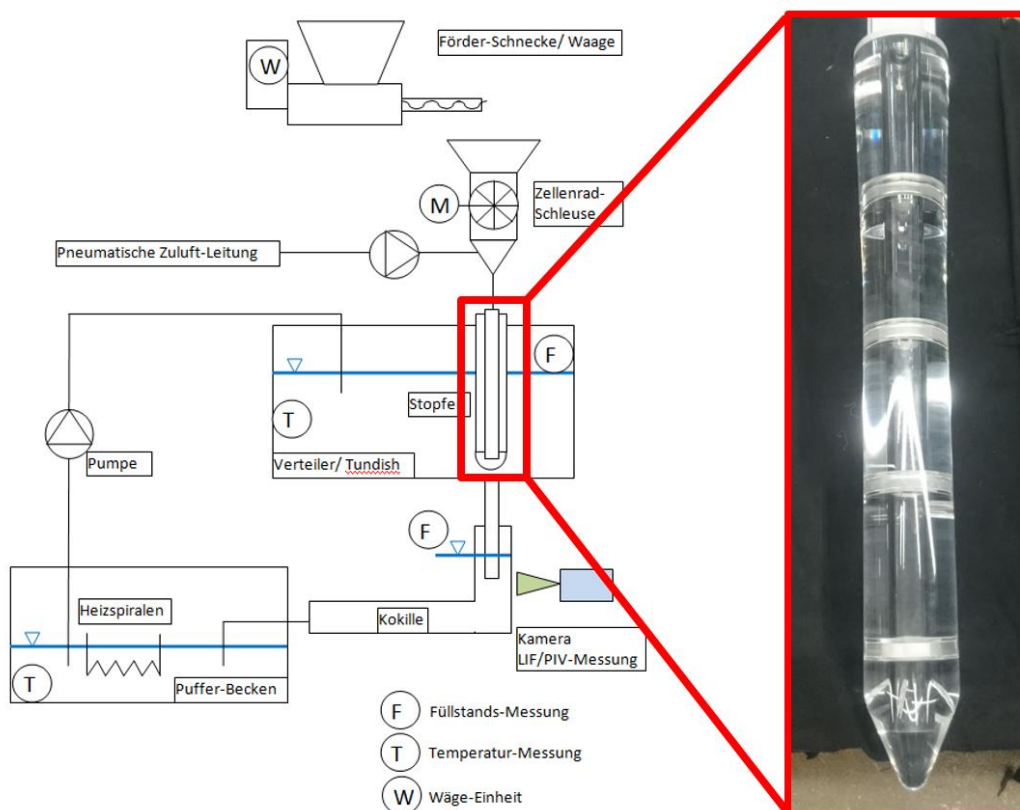


Abb. B-37: Verfahrensfließbild mit detaillierter Darstellung des transparenten Stopfens

Die Abmessungen des transparenten Stopfens im Wassermodell entsprechen dabei streng den Vorgaben des Stopfens aus der Stahlproduktion, um eine 1:1 Übertragung auf die Strömungsverhältnisse zu erzielen. Der transparente Stopfen wurde dabei, wie seine Vorgänger aus 5 Einzel-Segmenten gefertigt, wodurch eine kostengünstige Fertigung einzelner modifizierter Stopfen-Segmente ermöglicht wird.

Einer der wesentlichen Vorteile des transparenten Stopfens ist es, dass nun jeder Ort in dem System einzusehen ist und zu jederzeit eine Aussage getroffen werden kann, wie viel Pulver aus der Förderschnecke über den Stopfen in die Kokille gelangt ist, ohne sehr zeitaufwendige Filter- und Trocknungsprozesse der Partikel.

B.5.2 Durchführung der Untersuchungen

Zur Visualisierung der Strömung innerhalb des Stopfens dient ein Tracer-Farbstoff, welcher unmittelbar vor der Bypass-Öffnung im Stopfen hinzugegeben wird. Zuerst wurde der Farbstoff lediglich über eine lange Glas-Pipette hinzugegeben und später durch eine fest installierte Vorrichtung, welche eine konstante Dosierung mit gleichbleibender Position ermöglicht.

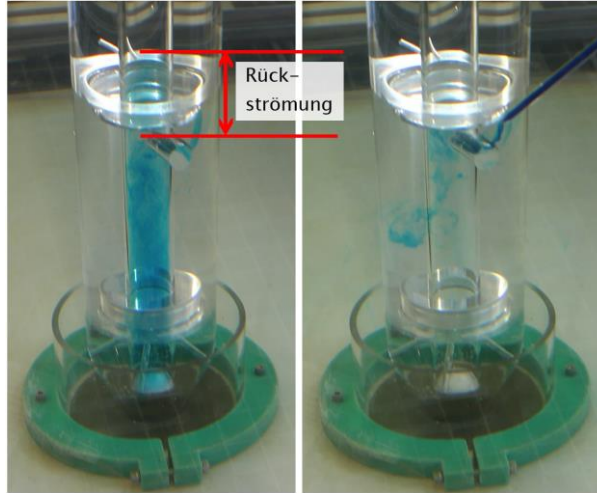


Abb. B-38: Tracer-Farbstoffzugabe durch den Bypass und Darstellung des Rückström-Bereiches

Eine der wesentlichen Erkenntnisse dieser Versuche ist die limitierte Rückströmung innerhalb des Stopfens. Daraus ergibt sich die Tatsache, dass der Stofftransport von der Oberfläche bis auf Höhe des Bypasses lediglich durch Sedimentation erfolgen wird, wenn keine zusätzliche Triebkraft verwendet wird. Die Durchströmung des unteren Bereiches des Stopfens hat keine hinreichende Sogwirkung auf den Bereich oberhalb des Bypasses.

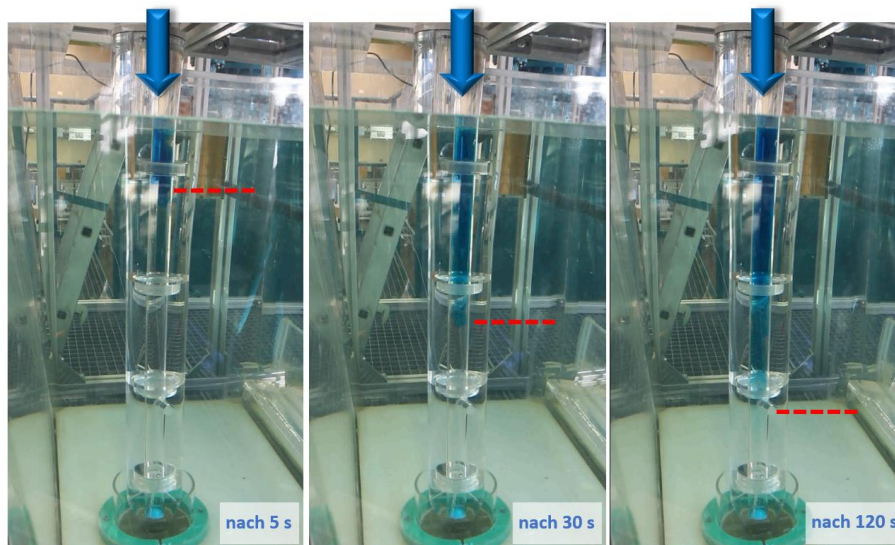


Abb. B-39: Tracer-Farbstoffzugabe über die Oberfläche nach 5, 30 und 120 s

In weiteren Untersuchungen zur Durchmischung innerhalb des Stopfens wurde der Farbstoff von der Oberfläche aus hinzugegeben, um genau den Weg zu beschreiben, den die Partikel durch Sedimentation zurücklegen würden. Dadurch kann sehr schön der Einfluss der Bypass-Strömung beobachtet werden, welcher zu einer starken Verdünnung des Farbstoffes führt. Des Weiteren wurde das Sinkverhalten des Farbstoffes dokumentiert, wobei an dieser Stelle expliziert darauf hingewiesen werden muss, dass die Sinkgeschwindigkeit maßgeblich von der Dichte der Flüssigkeit abhängig ist (und bei der Sinkgeschwindigkeit von Partikeln zusätzlich noch der Partikel-Durchmesser). Eine analytische Lösung hierfür wird für die Partikel in den theoretischen Grundlagen aus Abschnitt A.2.6 beschrieben.

Nachdem die Strömungsverhältnisse durch die Experimente mit dem Tracer-Farbstoff geklärt waren, wurde eine Versuchsreihe mit Partikeln durchgeführt, wobei die Partikel lediglich auf die Wasseroberfläche innerhalb des Stopfens fallen gelassen wurden.

Schnell ist zu erkennen, dass die Partikel eine schlechte Benetzungseigenschaft gegenüber Wasser aufzeigen und dass sie auf der Wasseroberfläche liegen bleiben, auch wenn die Partikel eine größere Dichte als das Fluid besitzen.

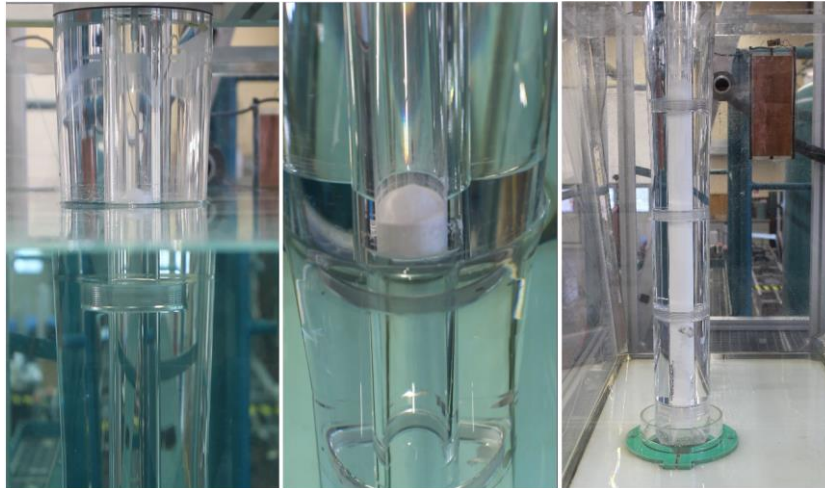


Abb. B-40: Zugabe von Partikeln auf die Oberfläche und Anhaftung der Partikel nach Entleerung des Tundish an den Seitenwänden

Um den Partikeleintrag über die freie Oberfläche innerhalb des Stopfens dennoch zu ermöglichen wurde eine oberflächenaktive Lösung hinzugegeben, um die Oberflächenspannung herabzusetzen. Hierbei wurde in die Deckelplatte des Stopfens eine weitere Öffnung neben dem Einlass für die Partikel gebohrt und über ein Infusionssystem kontinuierlich Seifenlösung hinzugegeben.

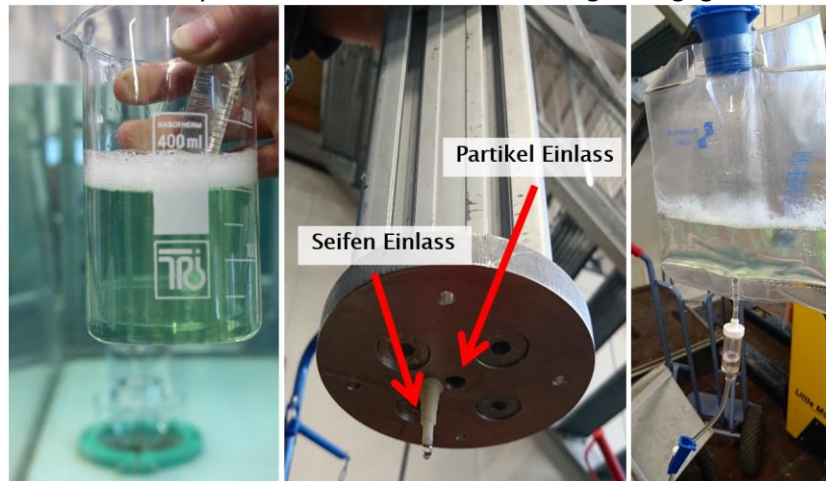


Abb. B-41: Kontinuierliche Zugabe von Seifenlösung durch die Deckelplatte des Stopfens

Durch die dosierte Zugabe von ca. 140 Tropfen Seifenlösung pro Minute war es möglich, 370g PVC/Stunde in den Stopfen hinzuzugeben, ohne dass es zu Verstopfungs-Effekten kam (Diese Menge entspricht einem Anteil von 0,0133 Mass-% Blei/Std bei 90t Stahl/Std über 4 Tauchrohre). Lediglich die durch die Tropfen erzeugten Blasen auf der Oberfläche wurden nach einem Zeitraum von 5 Minuten zu einem Problem, weil sich in der Summe eine Schaumdecke gebildet hatte, auf der die Partikel liegen geblieben sind und damit zur Verstopfung im Inneren des Stopfens führten.

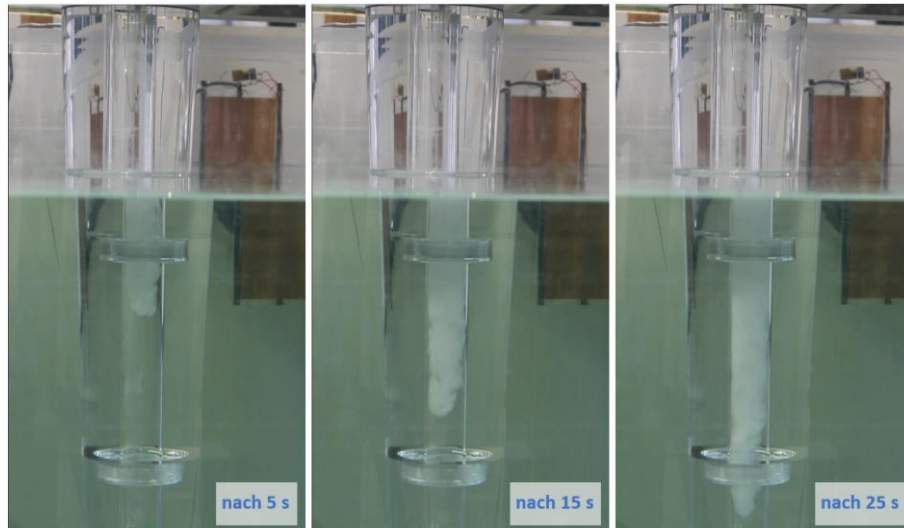


Abb. B-42: PVC Partikel Zugabe mit zusätzlicher Dosierung einer Seifenlösung

Die Herabsetzung der Oberflächenspannung hat keinen nennenswerten Einfluss auf die Sinkgeschwindigkeit, lediglich der Masseneintrag an Partikeln über die Phasengrenze von Luft-Wasser wird beeinflusst.

B.5.3 Erste Zusammenfassung der Untersuchungen am transparenten Stopfen

Die, in der Planungsphase spekulierten, starken Brechungseffekte des transparenten Stopfens sind nicht eingetreten und trotz der enormen Wanddicke konnte durch aufwändiges polieren eine nahezu glasklare Einsicht ohne extrem starke Brechungseffekte gewährleistet werden.

Die Erkenntnisse über den Verbleib der Partikel innerhalb des Stopfens durch einfache optische Überprüfung ersparen aufwendige Filterungen des gesamten Fluidstromes. Des Weiteren konnten erstmals messbare Werte zur Bestimmung des Volumenstromes durch die Bypass-Öffnung an der Seite des Stopfens herausgestellt werden. Für diese Bestimmung soll die Geschwindigkeit des Tracer-Farbstoffes dienen, der zur Visualisierung der Strömung benutzt wurde unter der Annahme, dass der Farbstoff mit derselben Geschwindigkeit strömt wie das Fluid und keinen wesentlichen Einfluss auf die Strömung hat.

Die Zugabe des Tracer-Farbstoffes ermöglicht es, wie im nächsten Abschnitt beschrieben, den Einfluss der geometrischen Änderung der Bohrungen in der Stopfenspitze auf die Geschwindigkeit des Fluides im Inneren des Stopfens zu messen. Des Weiteren kann die Höhe des Kragens um die Stopfenspitze herum untersucht werden, da auch in diesem Fall ein Einfluss auf die Strömung innerhalb des Stopfens zu erwarten ist und die neue optische Zugänglichkeit eine Überprüfung dieses Einflusses mit erschwinglichem Aufwand möglich macht.

Ein weiteres Optimierungspotenzial, das sich bei den ersten Untersuchungen mit dem transparenten Stopfen gezeigt hat, ist das Sackloch am Boden der Bohrung innerhalb des Stopfens.

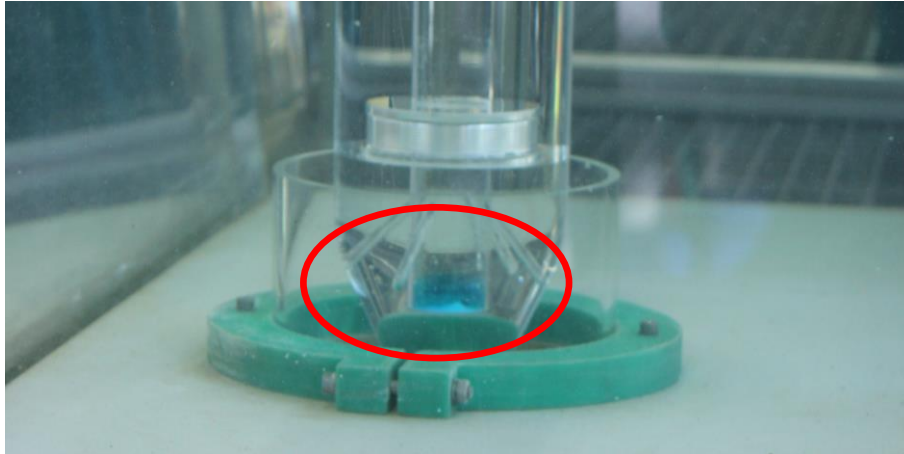


Abb. B-43: Sackloch am Boden der Bohrung innerhalb des Stopfens, hier mit Tracer-Farbstoff gefüllt

Nach der Zugabe des blauen Tracer-Farbstoffes ist zu erkennen, dass sich Rückstände im Bereich des unteren Abschnitts der Stopfenspitze befinden. Diese Rückstände gelangen an die Spitze allein durch Sedimentation und verweilen dort auf unbestimmte Zeit, weil keinerlei Strömung vorherrscht. Dieses Sackloch kann daher auch „Strömungs-Totbereich“ bezeichnet werden. Denselben Effekt der Ablagerung wurde mit PVC-Partikeln beobachtet, die sich in dem Sackloch angereichert haben und nach einem längeren Zeitraum zu einem festen, schwer zu lösenden Gebilde verklumpten.



Abb. B-44: Ablagerungen nach einem Injektionsversuch mit Blei am realen Prozess

Der Querschnitt eines Stopfens nach einem Injektionsversuch mit Blei beim Projektpartner Swiss Steel zeigt ebenfalls Rückstände von Stahl mit erhöhter Bleikonzentration an genau der vorhergesagten Stelle innerhalb des Stopfens. Dieser Hohlraum ist fertigungstechnisch vorgegeben, könnte jedoch sehr wahrscheinlich bei einem Re-Design des Feuerfestmaterial-Herstellers überarbeitet werden, um derartige Toträume zu vermeiden.

B.6 Geometrische Effekte an der Stopfenspitze

B.6.1 Bohrlöcher an der Spitze und Kragenhöhe

B.6.1.1 Ziel und Konfigurationen

In den vorherigen Abschnitten wurde geprüft, dass durch die Fertigung eines transparenten Stopfens eine hoch qualitative optische Zugänglichkeit zu der Strömung im Inneren des Stopfens gewährleistet werden kann. Unter Zuhilfenahme eines Tracer-Farbstoffes kann die Ausprägung der Strömung im Inneren des Stopfens, beginnend vom Bypass bis zu den Bohrungen in der Stopfenspitze, beobachtet werden. Die neuen Chancen zur Beobachtung ermöglichen auch die Messung der Geschwindigkeit innerhalb des Stopfens. Eine Messung der Strömungsgeschwindigkeit bietet weiterhin die Möglichkeit den Volumenstrom durch den Bypass ins Innere des Stopfens zu berechnen; jedoch nur, wenn die Ausprägung des Geschwindigkeitsprofils über den gesamten Querschnitt bekannt ist. Frühere Versuche, den Volumenstrom im Inneren des Stopfens mittels Druckmessungen zu bestimmen, waren auf Grund der zu geringen Drücke und den in Relation zu sehenden Aufwand, der hierfür betrieben werden hätte müssen, erfolglos.

Angepasst an die Geometrie des realen Strangguss-Prozesses wurde auch im Wassermodell eine 1:1 Übertragung des Stopfens vorgenommen. Damit kann sowohl die Umströmung als auch die Durchströmung des Stopfens mit Wasser auf die des flüssigen Stahls bezogen werden (s. Abschnitt A.2). Für die neue Parameterstudie zur Untersuchung der geometrischen Effekte zur Optimierung der Partikelinjektion an der Stopfenspitze wurden drei Bauteile variiert:

1. die Höhe des Kragens, der die Stopfenspitze umgibt, welcher einst als Mischzone bei der Partikelinjektion mit Transportgas diente.
2. der Durchmesser der Bohrungen an der Stopfenspitze, welche einen Neigungswinkel von 45° aufweisen und viermal rotationssymmetrisch gefertigt wurden.
3. der Bypass: Aufweitung des Bypass-Durchmessers von 20 mm auf 25 mm; Erniedrigung der Bypass-Höhe von 30 cm auf 17 cm.

Das Ziel dieser Parameteruntersuchung soll die Identifikation einer Vorzugsvariante sein, bei der im Inneren des Stopfens die höchste Geschwindigkeit ermittelt werden kann und damit der höchste Volumenstrom an Fluid durch den Bypass strömt.



Abb. B-45: Vier Varianten der Kragenhöhe (6, 9, 12 und 15 cm) und drei Variationen an Stopfenspitzen mit unterschiedlichen Bohrungsdurchmessern (5, 8 und 12 mm)

Unter Berücksichtigung der Durchströmung ohne jeglichen Kragen ergeben sich insgesamt 5 Variationen der Kragenhöhe, die kombiniert werden sollen mit 3 unterschiedlichen Bohrungen in der Stopfenspitze: damit ergeben sich insgesamt 15 unterschiedliche Untersuchungen. In einem Nachfolgeprojekt wurde eine weitere Spitze mit einem Bohrungsdurchmesser von 15 mm hinzugefügt.

Eine weitere Konfiguration ist die Veränderung des Bypass-Durchmessers von 20 mm auf 25 mm. Hierbei soll untersucht werden, ob wegen der Aufweitung der Stopfenspitzen-Bohrungen auf 15 mm nun der Bypass zum neuen Bottleneck für die Durchströmung innerhalb des Stopfens geworden ist.

Um den Strömungswiderstand innerhalb des Stopfens zu verringern wurde die durchströmte Strecke verkürzt indem die Bypass-Öffnung tiefer gesetzt wurde. Im konkreten Fall wird die Bypass-Höhe von 30 cm (gemessen ab der Stopfenspitze) auf 17 cm reduziert.

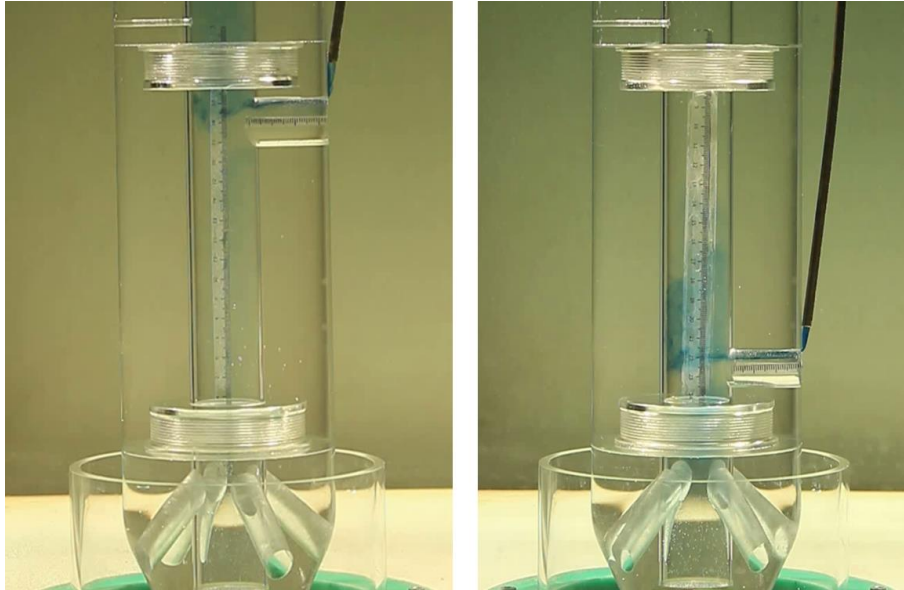


Abb. B-46: Bypass mit 25 mm Durchmesser in 30 cm Höhe (links) und in 17 cm Höhe (rechts)

Mit dieser tieferen Bypass-Öffnung soll die Vorzugsvariante aus den vorherigen Kombinationen erneut untersucht werden. Der Umbau erfolgt lediglich durch das Umdrehen des Stopfensegmentes, in dem sich der Bypass befindet.

B.6.1.2 Versuchsaufbau und Durchführung

Der transparente Stopfen ist im Tundish des Wassermodells angebracht und verschließt das, in der Bodenöffnung befindliche, Tauchrohr. Durch Regulierung der Stopfenposition in der Höhe wird der Abstand zwischen Bodenöffnung und Stopfen verändert, welches zur Einstellung des gewünschten Fluid-Volumenstroms aus dem Tauchrohr dient. Um die Stopfenspitze herum befindet sich der Kragen, welcher als Mischzone für die Partikel mit dem Fluid dient, aber auch gleichzeitig eine Kanalisierung der Strömung um die Stopfenspitze herum bewirken sollte. Letzteres ist bei der transportgaslosen Injektion immer noch wichtig, weil dadurch die Geschwindigkeit des Fluides an der Spitze erhöht wird und infolge dessen wiederum die Sogwirkung in den Bohrungen der Stopfenspitze zunimmt. Ein weiterer positiver Effekt des Kragens wurde beobachtet als dieser bei einer Versuchsreihe weggelassen wurde: einige der injizierten Partikel sind in den Tundish abgetrieben (Abschnitt B.4.2.2). Diese unerwünschte Kontamination mit Partikeln wurde in der vorliegenden Testreihe selbst mit der kleinsten Kragenhöhe von 6 cm nie beobachtet.

Neben den Bauteilen zur Nachbildung der realen Stranggussanlage sind im Wassermodell weitere Anbauten zur Regelung und Steuerung der Versuche angebracht, wie in Abb. B-47 veranschaulicht. Zu diesen Anbauten gehören ein Füllstandsmesser zur Bestimmung eines konstanten Badspiegels und ein Thermometer zur Bestimmung der exakten Temperatur (Einstellung der gewünschten kinematischen Viskosität).

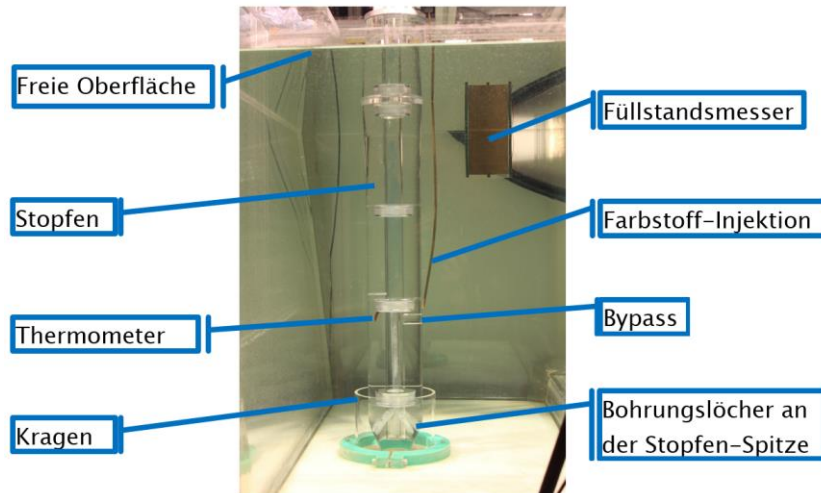


Abb. B-47: Versuchsaufbau zur Untersuchung der geometrischen Effekte an der Stopfenspitze

Zusätzlich ist an der Seite des Stopfens ein dünnes Rohr von oben nach unten angebracht, welches kurz über der Bypass-Öffnung endet und durch das der Tracer-Farbstoff injiziert wird. Die Zugabe des Farbstoffes erfolgt durch eine medizinische Infusionsvorrichtung, ähnlich wie bei der Zugabe einer Seifenlösung im vorherigen Abschnitt. Bei der Zugabe des Farbstoffes wurde ein Vorratsbehälter aus Glas mit einem Volumen von einem Liter gewählt. Ein drehbares Rad am Schlauch der Infusionsvorrichtung lässt die Menge an Farbstoff exakt und über einen längeren Zeitraum dosieren. Jedoch ist in den Auswertungen zu sehen, dass der Farbkontrast nachlässt, je länger der Versuch gefahren wird, da das gesamte Wasser im Kreis läuft und das gesamte Wasser einfärbt.



Abb. B-48: Dosiervorrichtung für den Tracer-Farbstoff und Position der Kamera zur Ermittlung der Geschwindigkeit

Für eine bessere Vergleichbarkeit der Versuche untereinander wurde ein neuer Schnell-Wechselverschluss für die Kamera an einem Bosch-Profil befestigt (Abb. B-48). Es gewährleistet ein und dieselbe Positionierung der Kamera (selber Blickwinkel), um Parallaxe-Fehler zu verhindern.

Im Inneren des Stopfens wurde zusätzlich eine hauchdünne Messskale eingeklebt, um die Entfernung zu bestimmen, die der Farbstoff in einer bestimmten Zeit zurücklegt. Durch das direkte Aufkleben auf die Wandung wurde garantiert, dass die Strömung nicht beeinflusst wird (Abb. B-49:). Lediglich längere Messversuche sollten vermieden werden, da der Klebstoff des doppelseitigen Klebebands sich im wässrigen Milieu nach einiger Zeit ablöst.

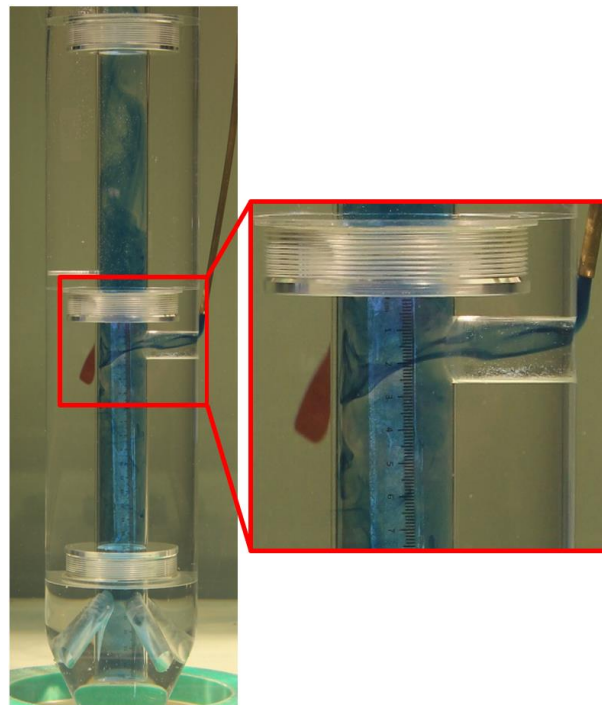


Abb. B-49: Zugabe eines Farbstoffes an der Bypass-Öffnung und Messskala im Inneren des Stopfens

Bei der angehängten Übersicht (Tabelle 42 und Tabelle 43) der Variationen (Var) an Bohrungsdurchmessern an der Stopfenspitze (SP) und Kragenhöhen (KH) wurde die Ausbreitungsgeschwindigkeit des Tracerfarbstoffes ermittelt.

Als Indiz für die Ausprägung der Fließgeschwindigkeit durch die Bypass-Öffnung auf den Bildern kann zusätzlich der Anstellwinkel des Tracerfarbstoffes dienen, da dieser fast senkrecht in die Bypass-Öffnung einströmt, wenn die Sogwirkung im Inneren des Stopfens sehr groß ist.

B.6.1.3 Auswertung und Zusammenfassung

Bei der vorliegenden Messreihe wurde die Geschwindigkeit der Ausbreitung eines Tracerfarbstoffes grob ermittelt. Dieser Wert der Geschwindigkeit sollte über den Fluid-Volumenstrom durch das Innere des Stopfens Aufschluss geben. Die bestimmende Größe des Volumenstroms ist der Druckunterschied zwischen den Bohrungen an der Stopfenspitze und der Bypass-Öffnung. Dieser Druckgradient resultiert aus den unterschiedlichen Fluidgeschwindigkeiten vor den jeweiligen Öffnungen. Er entsteht durch den sogenannten Venturi-Effekt der in Abb. B-50 schematisch dargestellt ist. An den Öffnungen der Bohrungen in der Stopfenspitze herrscht eine höhere Geschwindigkeit als an der Öffnung des Bypasses, wodurch eine Sog-Wirkung erzielt wird.

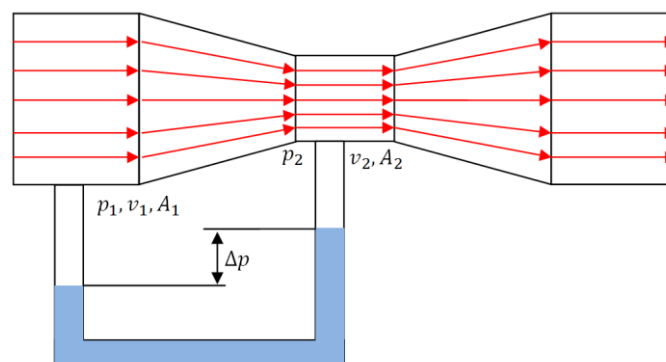


Abb. B-50: Prinzip des Venturi-Effekts

Bei einigen Konfigurationen mit hohen Geschwindigkeiten konnte der Farbstoff lediglich an den Rändern gut nachverfolgt werden, da in der Mitte der Strömung die Durchmischung zu stark und damit

nach kürzester Zeit kein Kontrast mehr erkennbar war. Daher wurde bei allen Versuchen der Tracerfarbstoff in der Nähe der Wand beobachtet.

Eine weitere Schwierigkeit bei der Auswertung und Interpretation der Geschwindigkeitsprofile ergibt sich aus dem Wirbel, der im Inneren des Stopfens bei manchen Konfigurationen entstanden ist. Diese teilweise stark ausgeprägte Drall-Bewegung des Fluides lässt es nicht zu, den Volumenstrom mit gängigen analytischen Mitteln zu berechnen. Zum Beispiel kann bei hyperbolisch ausgeprägten Geschwindigkeitsprofilen der Volumenstrom unter Zuhilfenahme des sogenannten Potenzgesetzes berechnet werden. Hierbei wird einem bestimmten Strömungsregime eine Potenzfunktion zugeordnet, welche das Geschwindigkeitsprofil über den Rohrquerschnitt wiedergibt. Wenn dieses Geschwindigkeitsprofil über den Querschnitt integriert wird, kann damit der Volumenstrom ermittelt werden.

Im Verlauf der Untersuchungen wurde festgestellt, dass die Erhöhung des Kragens einen positiven Einfluss zeigt und die Geschwindigkeit im Inneren des Stopfens erhöht. Dieser Trend stagniert jedoch, nach Erreichen einer Kragenhöhe von 9 cm, auf einer geringeren Geschwindigkeit als zuvor (siehe Tabelle 25). Für den Einfluss der Bohrungsdurchmesser ist festzuhalten, dass je größer der Durchmesser, desto größer ist die gemessene Geschwindigkeit des Farbstoffes im Inneren des Stopfens.

Tabelle 25: Übersicht der gemessenen Geschwindigkeiten vom Tracerfarbstoff innerhalb des Stopfens mit unterschiedlichen Durchmessern in der Stopfenspitze und des Bypasses (BP)

Geschwindigkeit [cm/min]		Kragenhöhe [cm]				
		0	6	9	12	15
Bohrungs- Durchmesser an der Stopfenspitze [mm]	5	43	75	85	80	75
	8	63	200	200	150	150
	12	85	(240)	(460)	(270)	(240)
	15	130	(480)	(380)	(330)	(280)
	15 (BP 25)	150	(460)	(480)	(400)	(400)

Für alle Werte der Tabelle 25, welche in runden Klammern „()“ geschrieben sind, ist der Einfluss der Drallbewegung sehr stark; damit ist die direkte, optische Bestimmung der Geschwindigkeit recht ungenau. Somit soll verdeutlicht werden, dass diese Werte mit einer großen Messunsicherheit verbunden sind.

Die Erweiterung des Bypass-Durchmessers auf 25 mm ergibt eine Steigerung der Geschwindigkeit innerhalb des Stopfens, jedoch kann auch hier keine eindeutige Aussage getroffen werden, da die Strömung immer noch stark drallbehaftet ist.

Die Ergebnisse der Untersuchungen mit dem tiefer platzierten Bypass zeigen, dass es tendenziell zu einer Kurzschluss-Strömung vom Bypass durch die gegenübergelegenen Bohrungen an der Stopfenspitze kommt. Hier wird der eigentliche Effekt der Durchmischung in diesem Bereich kaum noch erreicht und weiterhin nur noch 2 von 4 Bohrungen durchströmt. Ab einer Kragenhöhe von 15 cm wird die Durchströmung des Inneren dadurch gestört, dass das Fluid von der Umströmung des Stopfens mitgerissen wird und nicht mehr vollständig durch den Bypass fließt. Über die Geschwindigkeit der Strömung durch das Innere konnten keine Angaben gemacht werden, weil die Strecke zu kurz war und die Strömung meist tangential verlaufen ist.

Es konnte definitiv ein Einfluss sowohl des Bohrungsdurchmessers als auch der Kragenhöhe festgestellt werden. Die **Vorzugsvariante aus den Untersuchungen ist eine Stopfenspitze mit 12 mm Bohrungen bei einer Kragenhöhe von 9 cm.**

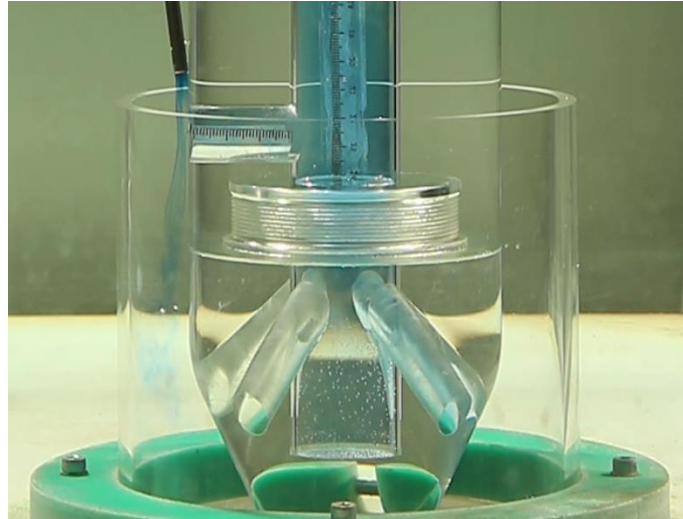


Abb. B-51: Kurzschlussströmung am tiefer positionierten Bypass bei einer Kragenhöhe von 15 cm

Die Ursache für die Abnahme der Geschwindigkeit beim Überschreiten einer Kragenhöhe von 9 cm kann an einem Bild (Abb. B-52) aus früheren Versuchen gut veranschaulicht werden. Auf der Abb. B-52 ist eine Ansammlung von Luftblasen zu erkennen als Resultat einer einschnürenden Strömung an der Oberkante des Kragens. In den damaligen Versuchen wurde ein Transportgas zur Partikelinjektion verwendet. Diese Luft ist aus den Bohrungen an der Stopfenspitze ausgetreten und zwischen Kragen und Stopfenspitze nach oben gestiegen. Auf Höhe der Kragenoberkante kam es durch die Einschnürung der Strömung zu einer lokalen Erhöhung der Geschwindigkeit und die aufsteigenden Luftblasen wurden immer wieder nach unten gedrückt. Mit Bezug auf die aktuellen Untersuchungen verdeutlicht die Einschnürung der Strömung an der Kragenoberkante eine Geschwindigkeitsspitze. Wenn sich die Bohrungen in der Stopfenspitze auf derselben Höhe befinden wie die stärkste Ausprägung der Geschwindigkeitsspitze, dann resultiert genau dort ein stärkerer Unterdruck und damit auch eine hohe Geschwindigkeit innerhalb des Stopfens.

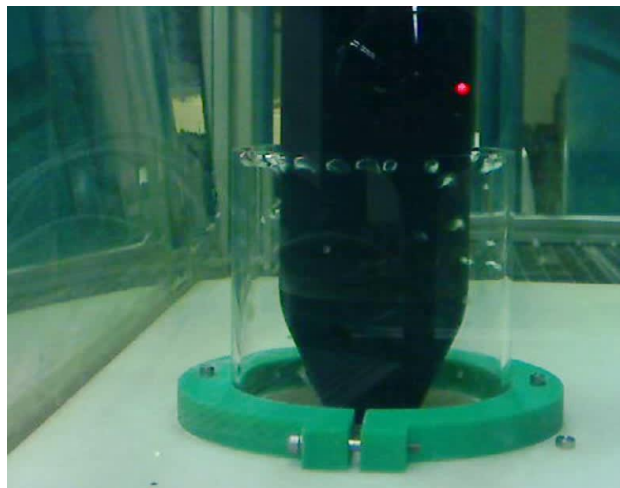


Abb. B-52: Ansammlung von Luftblasen nach der Injektion von Transportgas durch die Bohrungen der Stopfenspitze

Für das bessere Verständnis dieses Strömungsphänomens empfiehlt es sich eine Strömungssimulation des gesamten Versuchszustandes durchzuführen, um eine visuelle Vorstellung dieser Geschwindigkeitsspitze in der Nähe der Stopfenwand zu erhalten. Hiermit könnte die ideale Höhe und Form des Kragens ermittelt werden.

Wie auf Abb. B-49 gut zu erkennen ist, bilden sich sekundäre Wirbel im Inneren des Stopfens aus, dessen Ausprägung jedoch schwach erscheint. Selbst bei der besten Konfiguration an Bohrungslöcher und Kragenhöhe hat der Farbstoff, nach 5-minütiger Zugabe, immer noch nicht die Wasseroberfläche innerhalb des Stopfens erreicht. Damit ist ein Transport von leichteren Partikeln von der Wasseroberfläche bis zur Bypass-Öffnung beinahe ausgeschlossen.

B.6.2 Verringerung des Kragendurchmessers

In Anlehnung an die Modifikationen der Stopfenspitze soll durch die Verringerung des Kragendurchmessers eine gezielte Kontrolle der Durchströmung des Stopfens erreicht werden.



Abb. B-53: Variation des Kragendurchmesser 150, 140, 130 und 120 mm mit einer gemeinsamen Höhe von 90 mm

Mit der Änderung des Kragendurchmessers kann die Spaltbreite zwischen Stopfenspitze und Kragen, welcher am Anfang bei 20 mm lag nun weiter variiert werden. Alternativ werden Spaltbreiten von 15, 10 und 5 mm getestet (entsprechen einen Krageninnendurchmesser von 140, 130 und 120 mm).

Auf die exakte Wiedergabe der Wandstärke des Kragens, wie sie im Stahlwerk sein könnte, wird im Wassermodell verzichtet, da eine bessere Durchsichtigkeit vorliegt, je dünner die Wandung ist. Alle Untersuchungen werden an einer gemeinsam mit der ausgewählten Vorzugsvariante an Bypass und Stopfenspitze in Abschnitt B.6 durchgeführt.

Leider war die Messmethode zur Bestimmung der Durchströmung des Stopfens noch problematischer als bei der vorherigen Auswertung. Die starke Verwirbelung innerhalb des Stopfens macht das Tracern des blauen Farbstoffes viel zu ungenau, als das die Ergebnisse einem exakten Wert zuordnet werden können. Mit dem einströmenden Farbstoff in den Bypass (Abb. B-49) kann jedoch an Hand der Farbstrahlneigung und Durchmischung des Farbstoffes eine generelle Aussage getroffen werden, welche Strömung stärker ausgeprägt ist. Eine geradezu horizontale Einströmung und geringe Intensität der Farbe deutet auf eine schnelle Einströmung hin. Eine intensive blaue Farbe und die Ausbreitung des Farbstoffes auch in der Mitte des Bypasses deutet auf eine langsame Strömung hin. Daher zeigt Tabelle 26 leider nur eine Farbcodierung die aussagt: **je kleiner der Krageninnendurchmesser, desto höher die Durchströmung**. Und nur einen Wert für den Kragen mit einem Durchmesser von 150 mm bei dem mit Hilfe der Messkala eine Geschwindigkeit berechnet werden konnte. Der Trend ist, desto dunkler das Grün, desto größer ist der Volumenstrom.

Tabelle 26: Geschwindigkeit der Durchströmung im Stopfen mit unterschiedlichen Kragendurchmessern

Krageninnendurchmesser KD [mm]	150	140	130	120
Geschwindigkeit der Durchströmung im Stopfen	(480)	?	?	?

Abhilfe schafft bei dieser Problematik ein komplett anderes Messprinzip, welches erst durch den transparenten Stopfen möglich geworden ist. Die Rede ist von einer „optischen Druckmessung“. Sie beruht auf der Tatsache, dass an der Stopfenspitze ein geringer Druck herrscht als im restlichen Innenraum des Stopfens. Dieser Unterdruck pflanzt sich entlang des Innenraumes nach oben fort und wird normalerweise auf Höhe des Bypasses wieder ausgeglichen. Es ist die treibende Kraft für die eigentliche Durchströmung des Stopfens, und vergleichbar mit dem Prinzip der Venturi-Düse (Abb. B-50). Ist der Bypass jedoch mit einem Stöpsel verschlossen, wie in Abb. B-54 dargestellt ist, dann führt der Unterdruck an der Stopfenspitze zu einer Absenkung des inneren Badspiegels im Vergleich zum Badspiegel im Tundish.

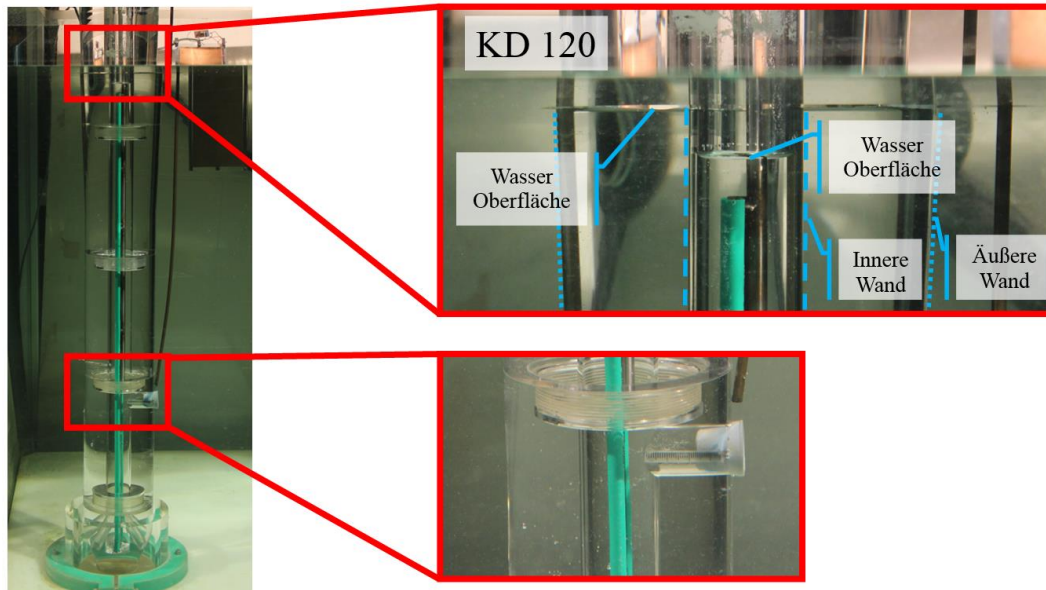
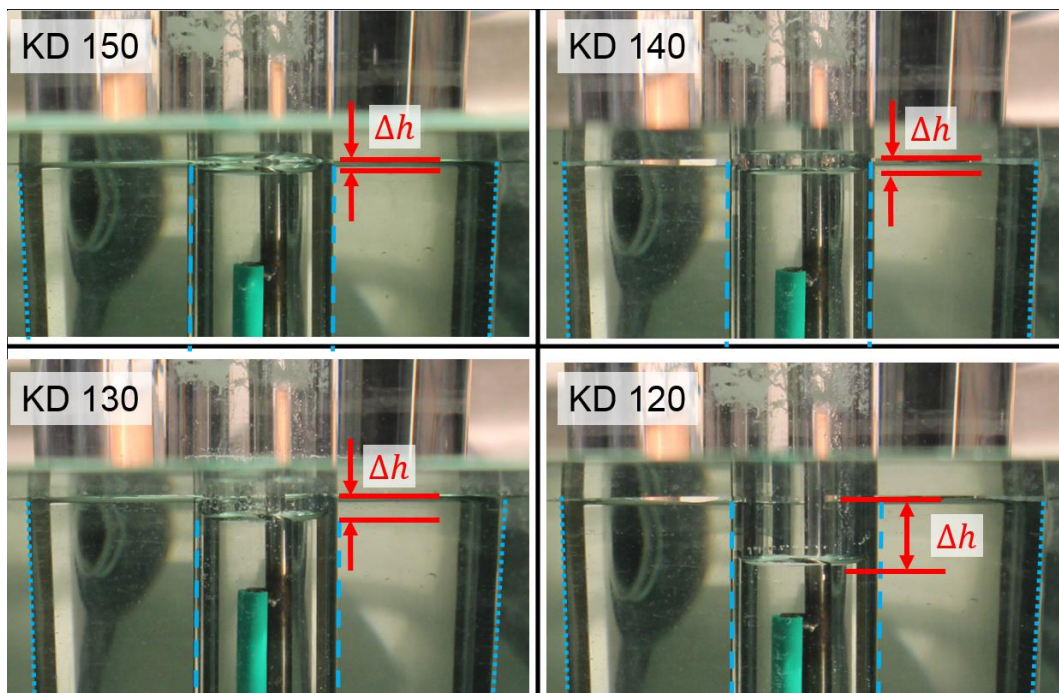


Abb. B-54: Darstellung des Messaufbaus zur "optischen Druckmessung"

Diese Höhendifferenz der beiden Badspiegel ist gleichzusetzen mit einer Wassersäule, welche wiederum eine Aussage über den Druck an der Stopfenspitze liefert.



Damit ergeben sich unterschiedliche Höhendifferenzen Δh , die einem jeden Kragen zugeordnet werden können und in Tabelle 27 zusammengefasst sind. Auch hier ist eine Farbskala hinterlegt, um die Sogwirkung auszudrücken und je dunkler die Farbe desto höher der Sog. Ohne den genauen Wert für den Druck an der Stopfenspitze ausgerechnet zu haben, ist der exponentielle Einfluss des Kragendurchmessers auf den Durchfluss zu erkennen.

Tabelle 27: Höhendifferenzen Δh durch Sogwirkung an der Stopfenspitze mit verschlossenen Bypass

Kragennendurchmesser KD [mm]	150	140	130	120
Höhendifferenzen Δh [mm]	1,5	2,5	5	15

B.7 Injektion durch eine Luftlanze mit Leitblech

B.7.1 Ziel

Die ersten Untersuchungen mit dem transparenten Stopfen haben gezeigt, dass Partikel direkt in das Innere des Stopfens gegeben werden können und diese Partikel durch die Stopfenspitze wieder aus dem Inneren in den Flüssigkeitsstrom zur Kokille austreten. Jedoch erfolgte der Transport der Partikel von der Oberfläche an die Spitze primär durch Sedimentation. Damit treiben Partikel, die eine geringere Dichte als die Flüssigkeit besitzen, an der Oberfläche. Viele Partikel blieben aufgrund der Oberflächenspannung ganz und gar auf der Oberfläche des Wassers liegen und konnten lediglich mit einer zusätzlichen Begasung im Inneren in die Flüssigkeit eingetragen werden.

Daher soll in diesen Untersuchungen probiert werden, die Partikel bereits unterhalb der Oberfläche, mit Hilfe eines Transportes durch eine Luftleitung, einzutragen. Wie in Abschnitt B.1, jedoch mit dem Unterschied, dass die Luftblasen des Transportgases nicht aus der Stopfenspitze austreten, sondern innerhalb des Stopfens bleiben und die Möglichkeit haben die Partikel an die Flüssigkeit abzugeben. Diese Luftleitung kann einerseits direkt in das Feuerfestmaterial des Stopfens eingearbeitet sein und verläuft dann in der Wand des Stopfens (Abb. B-55) oder sie kann in Form einer Lanze verwirklicht werden (Abb. B-57), wie es in den folgenden Untersuchungen auch praktiziert wird. Diese Lanze kann für den Einsatz in der Gießerei auch aus Feuerfestmaterial gefertigt werden.

Zusätzlich soll die Kammer im Inneren des Stopfens mit einer Trennwand in zwei Bereiche geteilt werden. Dadurch soll auf der Seite, auf der die Luftblasen eingetragen werden, eine gerichtete Strömung nach oben entstehen, welche wiederum das umliegende Fluid mit nach oben befördert, grob ähnlich dem Wirkprinzip eines hydraulischen Widders oder Stoßhebers [45]. Oben angekommen wird das Fluid umgelenkt und strömt auf der anderen Seite der Trennwand wieder nach unten zur Stopfenspitze.

Damit erzeugt der Auftrieb der einen Seite gleichzeitig einen Abtrieb auf der gegenüberliegenden Seite. Das Prinzip dieser Zirkulation wird z.B. in der Wirbelschichttechnik mit einem Wurster-Einsatz [46] oder in der Reaktionstechnik mit einem Schlaufenreaktor [47] realisiert und unterstützt die Durchmischung.

Um die Zirkulation um die Trennwand am unteren Ende des Stopfens zu unterbrechen wäre es sinnvoll die Bypass-Öffnung unterhalb der Luftzufuhr zu positionieren, damit wird vom Sog des aufsteigenden Gas-Flüssigkeits-Gemisches frische Flüssigkeit in den Stopfen eingesaugt und nach oben mitgerissen.

Wenn die Partikel wie in den ersten Untersuchungen des transparenten Stopfens (Abb. B-40), direkt auf die Oberfläche der Flüssigkeit im Inneren des Stopfens gerietet werden sollen, kann die Luftleitung auch lediglich Luft, ohne Partikel, einblasen. Die gasblasen-induzierte, starke Bewegung der Fluidoberfläche im Inneren des Stopfens sorgt dann für eine bessere Vermischung der Partikel, die auf die Oberfläche fallen. Dieses Partikel/Fluid-Gemisch wird dann mit dem frischen Wasser, dass durch den Bypass aufsteigt vermischt und sinkt auf der anderen Seite der Trennwand nach unten in Richtung der Stopfenspitze gefördert und tritt dort in den restlichen Fluidstrom hinein.

Sowohl beide Variationen der Partikelzugabe in den Stopfen, entweder über die Luftleitung oder auf die Oberfläche, sollen mit der Trennwand zur Ausrichtung der Strömung zur Spitze in den nächsten Abschnitten untersucht werden, als auch beide Variante der Luftzufuhr, durch die Stopfenwand oder durch eine Luftlanze.

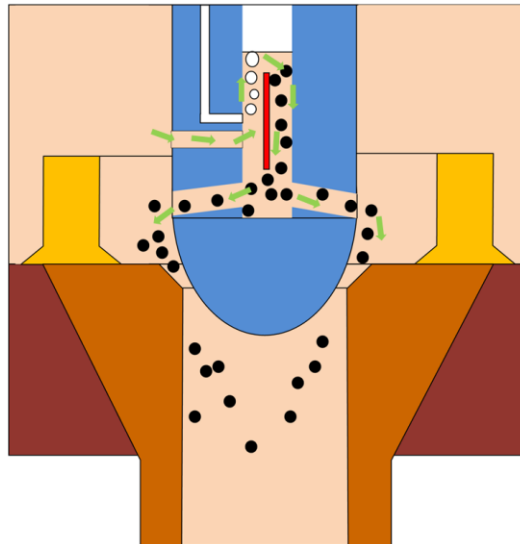


Abb. B-55: Skizze einer strömungsoptimierten Gestaltung des Stopfeninnenraums mit Trennwand zur Partikelinjektion

B.7.2 Aufbau und Durchführung

Zuerst erfolgt der Umbau der gravimetrischen Dosierung in eine neue Transportgas-unterstützte Partikelzufuhr bis unter die Wasserspiegelhöhe von 60 cm. Dabei wird auch eine Druckbeaufschlagung der Injektionsrohrleitung vorgesehen, um diese von Flüssigkeiten frei zu halten. In späteren Werksversuchen soll der Innendurchmesser der Luftlanze bei 5mm und der Außendurchmesser bei 7mm liegen.

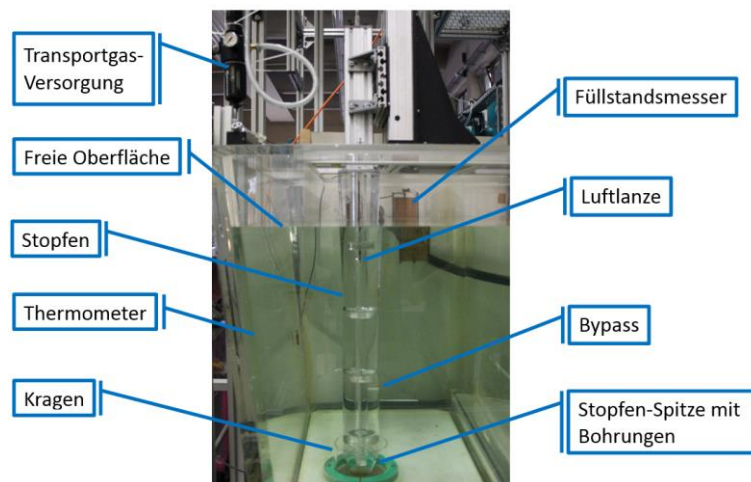


Abb. B-56: Aufbau des Versuchstandes zur Partikelinjektion mit einer Luftlanze

Gleichzeitig wurde ein variables Leitblech gefertigt, das zur Beeinflussung der Strömung innerhalb des Stopfens eingesetzt wurde (Abb. B-58). Da die Position des Leitbleches bei den Untersuchungen variiert werden soll, wurde darauf geachtet, dass das Leitblech von außen zu verstellen geht, da die wiederholte Demontage des Stopfens von seiner Halterung zu aufwendig ist. Zu untersuchen sind folgende Einflussgrößen: 1) Ausrichtung des Leitbleches zur Bypass-Öffnung; 2) Länge (Länge über alles) des Leitbleches; 3) Höhe des Leitbleches und die damit einhergehende Position des Leitbleches innerhalb des Stopfens. Die gesamte Vorrichtung soll stufenlos verstellbar sein und eine variable Einstellung der Leitblechlänge und -höhe ermöglichen. Die Visualisierung der Strömung erfolgt mit der etablierten Injektionsvorrichtung für den Tracerfarbstoff auf Höhe der Bypass-Öffnung, um reproduzierbare Randbedingungen zu schaffen.

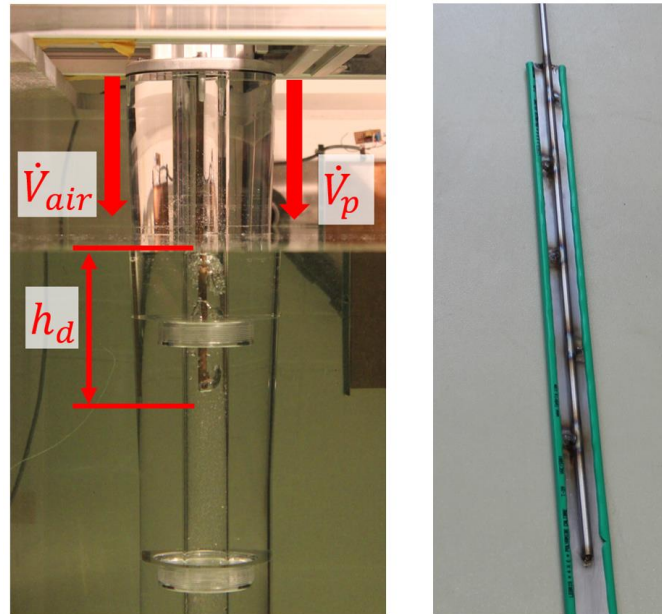


Abb. B-57: Transparenter Stopfen mit Luftlanze um die Länge h_d im Wasser eingetaucht (links) und Luftlanze mit angeschweißtem Leitblech

Nach den Versuchen mit lediglich der Luftlanze wurden Untersuchungen mit alleinig dem Leitblech durchgeführt, um dessen Einfluss auf die Strömung zu beurteilen, wenn durch die Wandung des Stopfens eine Begasung erfolgt.

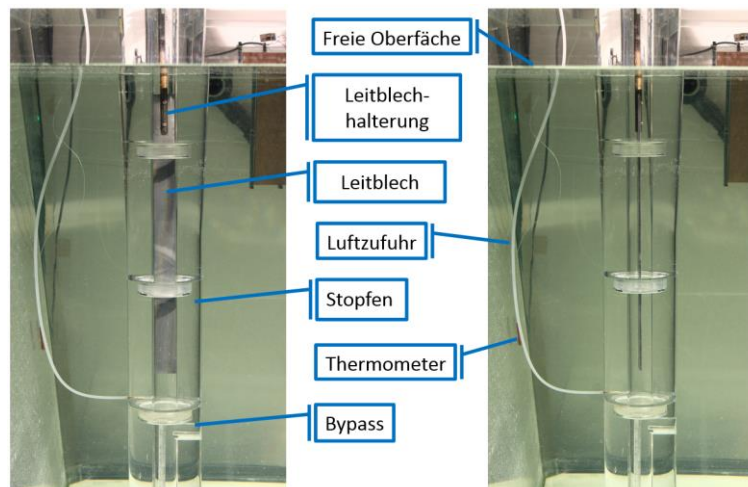


Abb. B-58: Aufbau zur Untersuchung der Strömungsbeeinflussung mit lediglich dem Leitblech und Begasung durch die Wandung

Hierbei erfolgte auch die Variation der Begasung (mit Leitblech) innerhalb des Stopfens in ihrer Position, einmal auf der gleichen Seite wie der Bypass und einmal auf der gegenüberliegenden Seite. Dabei soll gleichzeitig die optimale Menge an Luft bestimmt werden, die für das System innerhalb des Stopfens, mit seinen vielen neuen Einbauten (Leitblech/Pulverlanze) optimal ist.

Nach der Entscheidung welche Länge das Leitblech haben und in welcher Höhe es eingebaut werden soll, wurde zusammen mit der Information über die Höhe der Luftlanze im Stopfen, das Leitblech an die Luftlanze geschweißt (Abb. B-59).

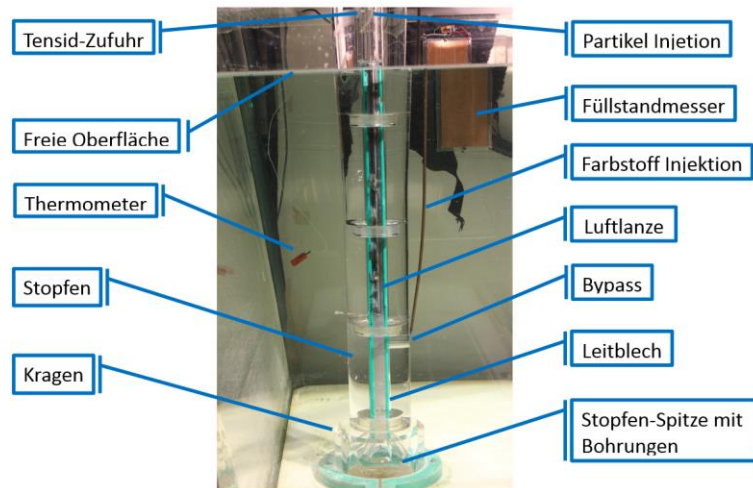


Abb. B-59: Aufbau mit kombinierter Luftlanze und Leitblech

Leider kam es bei der Injektion der Partikel durch die Luftlanze nach einigen Minuten immer zu Verstopfungen, weswegen bei der Kombination von Luftlanze und Leitblech die Zugabe der Partikel letztendlich über ein separates Rohr im Deckel des Stopfens erfolgte. Diese Form der Zugabe erfolgt rein gravimetrisch und benötigt keinen Überdruck unterhalb der Zellenradschleuse. Jedoch bedarf die Verklumpung der Partikel auf der Wasseroberfläche einer besonderen Behandlung mit einem Oberflächenaktiven Tensid (*TEGO Wet 500*; EVONIK Tego Chemie GmbH) dessen Zufuhr auch durch den Deckel des Stopfens erfolgte (Abb. B-60).

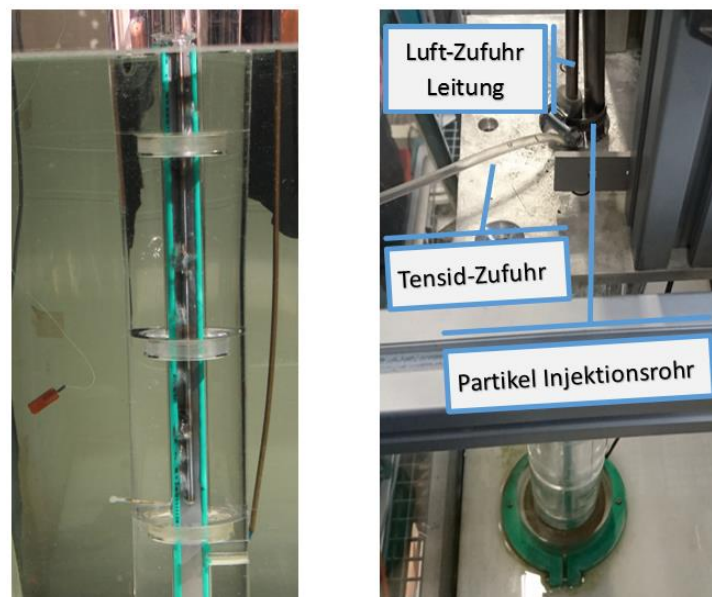


Abb. B-60: Gaszufuhr durch die Luftlanze mit Leitblech (links) mit separater Zufuhr von Partikeln und Tensid durch den Deckel des Stopfens (rechts)

Die separate Zufuhr der Partikel erfolgte sowohl bei den Untersuchungen der Strömungsbeeinflussung durch das Leitblech an sich und auch bei der Kombination von Leitblech und Luftlanze.

B.7.3 Auswertung der Partikelinjektion durch die Luftlanze

Angefangen bei der Partikelinjektion durch die Luftlanze ohne Leitblech wurden zwei weitere Konfigurationen dokumentiert. Eine kurze Luftlanze, die $h_d = 10$ cm in das Wasser eingetaucht war und eine längere Luftlanze, die bis kurz über den Bypass ragte und damit $h_d = 50$ cm eingetaucht war. Hier werden lediglich Bilder gezeigt, die durch ihren zeitlichen Versatz so gut wie möglich die Entwicklung zeigen sollen.

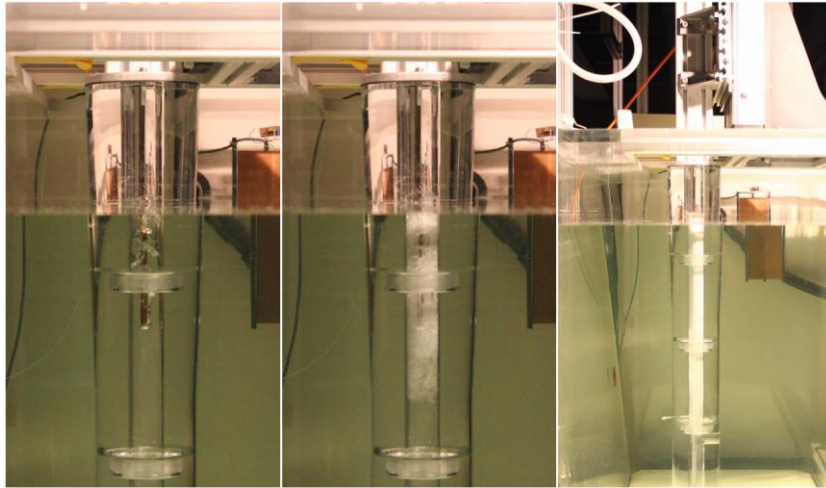


Abb. B-61: Entwicklung des Partikeleintrags mit der Luftlanze

Beim Start des Experimentes wurde zuerst die Luftzufuhr unterhalb der Zellenradschleuse eingeschaltet, damit die Luftlanze im Inneren immer frei von Wasser bleibt. Dann wurden Partikel aus der Förderschnecke über die Zellenradschleuse in die Luftlanze gefördert. Diese Partikel wurden aus der Luftlanze in das Wasser eingetragen und haben sich im Bereich oberhalb der Lanzenöffnung sehr gut durchmischt. Der weitere Transport der Partikel bis zur Stopfenspitze erfolgte dann nur noch durch Sedimentation.

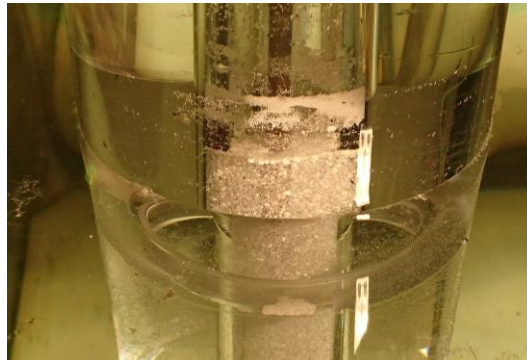


Abb. B-62: Agglomerate aus Luft und PVC-Partikeln benetzt mit Wasser

Nach ca. 1 Minute Partikeleintrag haben die Partikel die Höhe des Bypasses erreicht wie in Abb. B-61 (rechts) zu sehen ist. Leider war die Benetzung der PVC-Partikel mit Wasser immer sehr schlecht und es haben sich Agglomerate aus Luft und Partikel gebildet, die durch einen Film aus Wasser zusammengehalten wurden.

Tabelle 28: Betriebsparameter für die Partikelinjektion durch die Luftlanze

Betriebsparameter	Wert
Gas-Volumenstrom [m^3 Luft/h]	3,5
PVC Partikel-Massenstrom [kg PVC/h]	0,6
Zeit bis zum Verstopfen der Luftlanze [min]	2
Höhe des Bypasses gemessen von der Spitze [mm]	300
Durchmesser des Bypasses [mm]	25

Leider haben die Partikel an jeder Stelle, die mit Wasser befeuchtet war, angefangen zu agglomerieren und selbst mit der Begasung der Luftlanze von Anfang an, kam es zu einer Befeuchtung des inneren Randes der Luftlanze und damit nach 2 Minuten in Betrieb zu einer Verstopfung der Lanze, die auch durch Erhöhung des Gas-Volumenstroms nicht behoben werden konnte, da diese Luft durch die Spalte der Zellenradschleuse ausgetreten ist. Auch die 50cm eingetauchte Lanze ist nach 2 Minuten mit Partikeln verstopft gewesen.

B.7.4 Einfluss des Leitbleches auf die Strömung und separate Partikelzufuhr

Die zweite Untersuchung galt der erzwungenen Strömung innerhalb des Stopfens durch eine seitliche Begasung und die Trennung des Strömungsraumes mit einem Leitblech wie es in Abb. B-58 zu sehen ist. Die seitliche Begasung hat den wesentlichen Unterschied, dass der Gasstrom direkt in den Stopfen hinzugeführt wird und nicht über den Trichter unterhalb der Zellenradschleuse. Dadurch existiert so gut wie kein Leakage-Strom und der benötigte Gas-Volumenstrom sinkt von 53 Liter Luft/min auf 6,7 Liter Luft/min. Hierbei ist 6,7 Liter Luft/min der maximale Gas-Volumenstrom bevor das Wasser innerhalb des Stopfens oben aus dem Deckel austreten würde, wie in Abb. B-63 zu sehen ist.

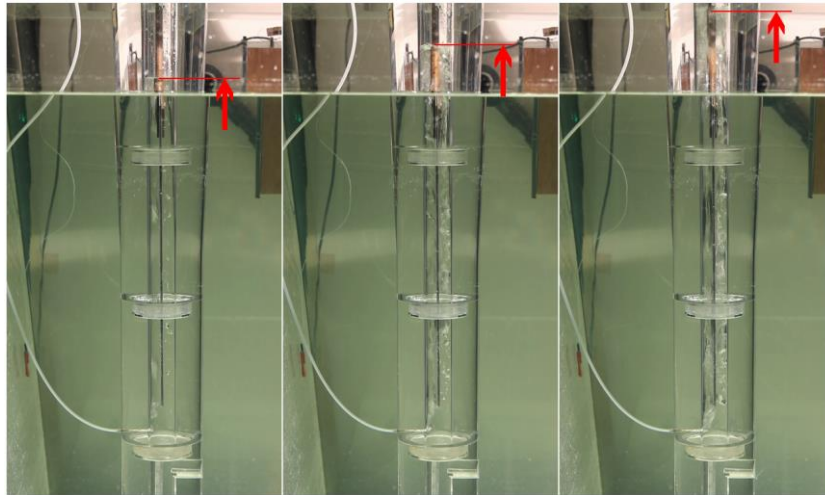


Abb. B-63: Anstieg der Wassersäule innerhalb des Stopfens bei Gas-Volumenströmen von 0,1 m³/h (links), 0,2 m³/h (Mitte) und 0,4 m³/h (rechts)

Des Weiteren ist zu beobachten, dass der verstärkte Auftrieb auf der Seite der Injektion auch eine erhöhte Geschwindigkeit der Strömung auf der gegenüberliegenden Seite zur Folge hat und immer mehr und immer größere Gasblasen mit nach unten gerissen werden. Da das Ende des Leitbleches oberhalb der Gaszufuhr sitzt ist es in diesem Fall noch nicht problematisch, dass Luftblasen wieder nach unten gezogen werden, da sie in den Aufwärtsstrom wieder mit eingeführt werden. Wenn die Trennung des Innenraumes jedoch mit einer längeren Lanze geschieht, besteht die Gefahr, dass diese Luftblasen unten aus der Stopfenspitze ausgetragen werden.

Tabelle 29: Betriebsparameter für die Strömungsbeeinflussung durch das Leitblech mit separater Partikelzugabe zur Bestimmung des maximalen Gas-Volumenstroms

Betriebsparameter	Wert
Gas-Volumenstrom [m ³ Luft/h]	0,1...0,4
PVC Partikel-Massenstrom [kg PVC/h]	0,6
Äquivalenter Massenstrom an Blei [kg Blei/h]	4,5
Höhe des Bypasses gemessen von der Spitze [mm]	300
Durchmesser des Bypasses [mm]	25
Länge des Leitbleches [mm]	400

Unerwartet war, dass die Luftblasen bei einem hohen Gas-Volumenstrom von 0,4 m³/h nicht in die Mitte des Rohres gewandert sind und auf der gegenüberliegenden Seite des Leitbleches aufgestiegen sind. Die Gasblasen sind weiterhin auf der vorderen Seite des Leitbleches aufgestiegen, weil sich durch die ersten Gasblasen eine Zirkulation der Strömung ausgebildet hat, welche die neuen Gasblasen aus der Öffnung direkt an die Wand drücken. Diese Möglichkeit besteht lediglich bei Leitblechen deren unteres Ende noch oberhalb der Gaszufuhr angebracht ist.

Nachdem der maximal zulässige Gas-Volumenstrom ermittelt wurde, wurde untersucht, welchen Einfluss die Ausrichtung der Gaszufuhr zum Bypass besitzt. Entweder befindet sich die Gaszufuhr auf

derselben Seite wie der Bypass oder auf der gegenüberliegenden Seite. Hierfür wurde ein Leitblech mit einer Länge von 700 mm verwendet, welches bis in das Sackloch am Boden des Stopfens reicht.

Tabelle 30: Betriebsparameter für die Strömungsbeeinflussung durch das Leitblech mit separater Partikelzugabe zur Bestimmung des Einfluss der Ausrichtung von Gaszufuhr und Bypass zueinander

Betriebsparameter	Wert
Gas-Volumenstrom [m ³ Luft/h]	0,2
Wasserpegel [mm]	750
Wasserdurchfluss [m ³ Wasser/h]	0 und 3,125
Höhe des Stopfens [mm]	3,7
PVC Partikel-Massenstrom [kg PVC/h]	---
Höhe des Bypasses gemessen von der Spitze [mm]	300
Durchmesser des Bypasses [mm]	25
Länge des Leitbleches [mm]	500 und 700
Ausrichtung des Gaszufuhr zum Bypass	gleiche Seite, gegenüberliegend

In Abb. B-64 (links) ist das Aufsteigen der Gasblasen zu sehen und die Injektion eines blauen Farbstoffen Bypass auf der gegenüberliegenden Seite, getrennt durch das Leitblech.

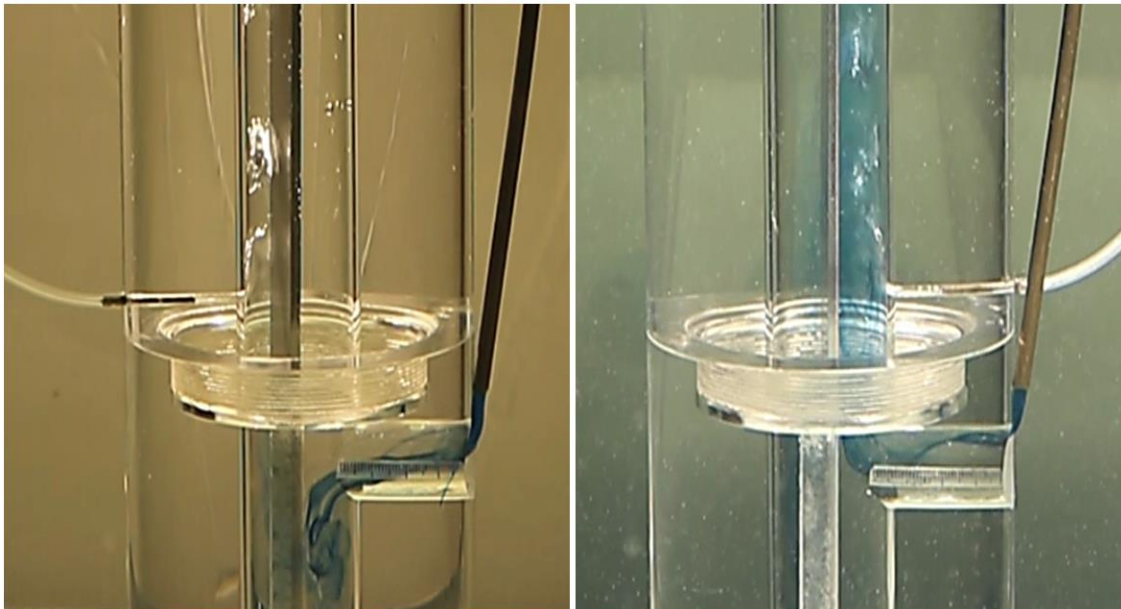


Abb. B-64: Begasung im Inneren des Stopfens mit Bypass auf der gegenüberliegenden Seite und 700 mm Leitblech als Trennung. Strömung der aufsteigenden Gasblasen zieht den blauen Tracer-Farbstoffes durch den Bypass und sofort nach unten (links). Begasung und Bypass auf der gleichen Seite und Sog der aufsteigenden Luft zieht blauen Tracer-Farbstoff in den Bypass und sofort nach oben.

Nach dem sich diese zirkulierende Strömung etabliert hat, wurde der blaue Tracer-Farbstoff hinzugegeben und es ist gut sichtbar auf Abb. B-64 (links), dass die Strömung nach dem Passieren des Bypasses gleich nach unten gelegt wird. Der Farbstoff ist nach einigen Zentimetern auf die gegenüberliegende Seite des Bypasses gelangt. Das ist nur möglich, weil die Leitbleche 30 mm breit sind und der Durchmesser im Inneren des Stopfens 34 mm beträgt. Dadurch entsteht ein Spalt von 2 mm auf jeder Seite. Die Tatsache, dass der Farbstoff auf die andere Seite des Leitbleches gelangt ist, ist ein Indiz dafür, dass die aufsteigenden Gasblasen einen Sog unter sich erzeugen der bis zur Stopfenspitze fortgesetzt wird. Da das Leitblech bis auf den Boden reicht wird durch die beiden Bohrungen auf der linken Seite der Stopfenspitze Wasser hineinlassen. Aus den beiden Bohrungen auf der rechten Seite tritt lediglich der Farbstoff aus.

Beindet sich jedoch die Begasung auf derselben Seite wie der Bypass entsteht ein komplett anderes Strömungsbild, wie es in Abb. B-64 (rechts) zu sehen ist. Hier ist zu erkennen, dass die Strömung aus

dem Bypass von Anfang an nach oben steigt. Damit würde im Stahlwerk immer frischer flüssiger Stahl aus dem Tundish zuerst an den Badspiegel innerhalb des Stopfens gelangen und könnte damit eventuelle Einfrierungen verhindern. Nachdem der Farbstoff auf der rechten Seite an der Oberfläche angekommen ist, wird er auf der linken Seite wieder nach unten gedrückt. Die Sogwirkung der aussteigenden Luftblasen ist nicht so stark wie bei der vorherigen Begasung (gegenüber) und reicht nicht zu der Stopfenspitze. Die Sogwirkung wird durch die Öffnung des unmittelbar darunterliegenden Bypasses ausgeglichen. Wieder kommt es durch den Spalt zwischen Leitblech und Stopfen-Innenwand zu einer Kurzschlussströmung. Dieses Mal strömt jedoch der Farbstoff, der bereits an der Oberfläche war und wieder nach unten fließt auf die Höhe des Bypasses auf dessen Seite gezogen, so dass der Farbstoff aus allen 4 Bohrungsöffnungen gelangt.

Der Spalt zwischen Leitblech und Stopfen-Innenwand führt zwar zu einer gewissen Kurzschlussströmung, jedoch könnte dieser Spalt bei einem Pfannenwechsel von Vorteil sein, wenn der Badspiegel sinkt und die Auftriebswirkung der Gasblasen nicht ausreichend ist um die Flüssigkeit, die durch den Stopfen angesaugt wurde auf die andere Seite des Leitbleches zu befördern. Hier wäre der Spalt hilfreich, weil auch die Flüssigkeit von der Seite mit dem höheren Pegel auf die andere Seite strömen würde. Untersuchungen bei geschlossenen Stopfen haben gezeigt, dass die treibende Kraft der aufsteigenden Blasen schon ausreicht, um den Farbstoff aus der Stopfenspitze heraus zu fördern. Damit ist bewiesen, dass mit dieser Methode ohne die Sogwirkung des schneller strömenden Fluides an der Spitze des Stopfens gezielt Farbstoff/Pulver eingetragen werden kann.

Bei allen Untersuchungen lag jedes Leitblech (400-700 mm) auf dem Boden, um es stabiler zu halten, jedoch hat sich auch gezeigt, dass ein zu großer Freiraum über dem Leitblech keine gerichtete Strömung von der Fluid-Oberfläche nach unten zur Folge hat. Damit ist der Abtrag von Partikeln, die auf die Oberfläche fallen, ungünstiger als in den Fällen wo das Leitblech bis an die Oberfläche reicht.

Tabelle 31: Beschleunigung der Strömung unterhalb des Bypasses und Markierung der Vorzugsvarianten

Länge des Leitbleches [mm]	400	500	600	700
Beschleunigung der Strömung unterhalb des Bypasses				

Die Tabelle 31 fasst noch einmal die Vorzugsvarianten zusammen. Um die Partikel zielgerichtet von der Oberfläche an die Stopfenspitze zu transportieren (ohne längere Verweilzeiten durch Rezirkulationen zu erhalten) **sollten die Leitblechlängen 600 mm oder 700 mm betragen**. Um einen möglichst hohen Massenstrom an frischem Fluid durch den Bypass zu erhalten, sollte **die Begasung auf derselben Seite wie der Bypass** angebracht sein.

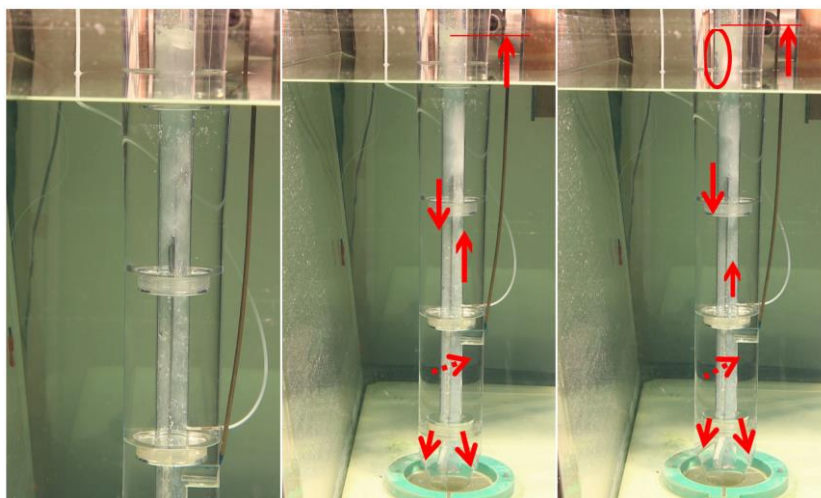


Abb. B-65: Begasung bei geöffneten Stopfen an der gleichen Seite vom Bypass mit 500 mm Leitblech und separate Zugabe von Partikel auf die Oberfläche innerhalb des Stopfens

Leider haben die abschließenden Untersuchungen mit einer separaten Partikelzufuhr auf die Oberfläche innerhalb des Stopfens gezeigt, dass das eigentliche Problem bei der Benetzung der Partikel liegt und auf der Oberfläche große Agglomerate aus PVC Pulver, Luft und Wasser gebildet werden. Wie

in Abb. B-65 zu sehen ist, führen diese schwer wasserlöslichen Ablagerungen zu einer kontinuierlichen Zunahme einer Partikelschicht (von Abb. B-65 (Mitte) zu Abb. B-65 (rechts), die auch nur noch an den Rändern von den aussteigenden Gasblasen passiert werden können (Abb. B-65, rechts).

B.7.5 Kombination von Luftlanze und Leitblech mit separater Partikelzufuhr

Bei der Kombination aus Luftlanze und Leitblech wurde lediglich eine Variante gefertigt, welche durch ihr 700 mm Leitblech bis auf den Boden reicht und damit stabiler steht. Die Ränder des Leitbleches wurden mit einer zusätzlichen Dichtung an den Rändern versehen, um den Spalt zwischen Leitblech und Wandung auf 0,5 mm zu reduzieren. Der Ausgang für die Begasung mit der Luftlanze ist 5 cm oberhalb der Bypass-Öffnung. Alle weiteren Details sind in Tabelle 32 zusammengefasst.

Tabelle 32: Betriebsparameter für die Kombination an Luftlanze und Leitblech mit separater Partikelzugabe und Ausrichtung der Gaszufuhr auf derselben Seite wie der Bypass

Betriebsparameter	Wert
Gas-Volumenstrom [m ³ Luft/h]	0,1
Wasserpegel [mm]	750
Wasserdurchfluss [m ³ Wasser/h]	3,125
Höhe des Stopfens [mm]	3,7
PVC Partikel-Massenstrom [kg PVC/h]	0,6 und 1,2
Äquivalenter Massenstrom an Blei [kg Blei/h]	4,5 und 9
Höhe des Bypasses gemessen von der Spitze [mm]	300
Durchmesser des Bypasses [mm]	25
Länge des Leitbleches [mm]	700
Ausrichtung des Gaszufuhr zum Bypass	gleiche Seite
Oberflächenaktive Substanz	TEGO Wet 500; EVONIK Tego Chemie GmbH

Wie zu erwarten war, wird durch die aufsteigenden Gasblasen im Stopfen ein Sog erzeugt, der frisches Fluid durch den Bypass einströmen lässt und an die Oberfläche befördert. Dort angekommen bindet sich das Fluid an die aufschwimmenden Partikel und transportiert diese auf der linken Seite des Leitbleches an die Stopfenspitze, wo sie aus zwei der vier Öffnungen in das vorbei strömende Fluid in das Tauchrohr übergeben werden. Die zusätzliche Dichtung führt dazu, dass keine Partikel unterhalb des Bypasses auf die andere Seite des Leitbleches gelangen.

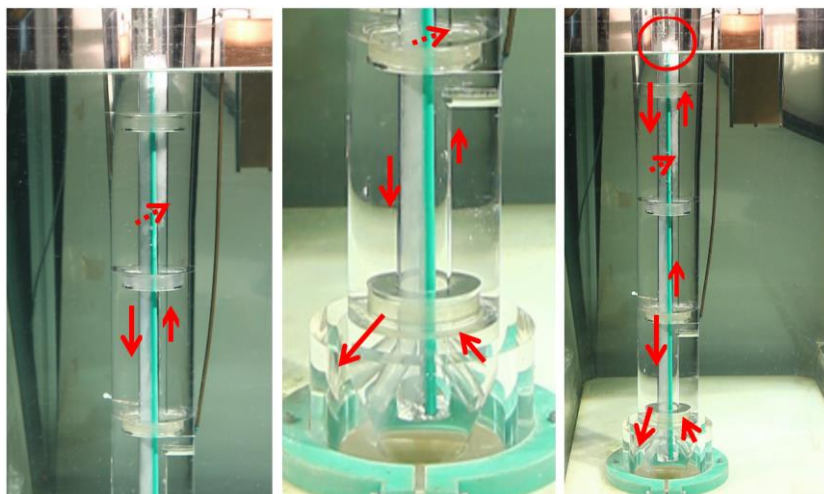


Abb. B-66: Injektion von 1,2 kg PVC/h mit der Kombination aus Luftlanze und 700 mm Leitblech

Wenn das Leitblech den gesamten Strömungsraum innerhalb des Stopfens abtrennt, wie es mit dem 700 mm Leitblech (mit zusätzlicher grüner Dichtung) der Fall ist, könnte eventuell der Bypass eingespart werden, da durch die gute Abtrennung der Kammer auch durch zwei Bohrungen an der

Spitze frisches Fluid an die Oberfläche innerhalb des Stopfens gefördert wird. Der erwartete Volumenstrom an Fluid wird jedoch ohne Bypass viel geringer ausfallen, da an der Spitze ein geringerer Druck herrscht, wegen der höheren Geschwindigkeiten des umströmenden Fluides.

Das Beeindruckende bei den Untersuchungen war jedoch die hohe gleichmäßige Verteilung der Partikel innerhalb der Kokille (Abb. B-67, links). Auch wenn die Partikel aus nur der Hälfte der Bohrungen an der Stopfenspitze ausgetreten sind, waren die Partikel am Ausgang des Tauchrohres über den gesamten Querschnitt gleichmäßig verteilt. Nach weiteren 15 Sekunden waren die Partikel zum größten Teil auch in der Kokille gleichmäßig verteilt (Abb. B-67, Mitte). Nach insgesamt 90 Sekunden kann auf dem Bild (Abb. B-67, rechts) gar kein Unterschied mehr erkannt werden.

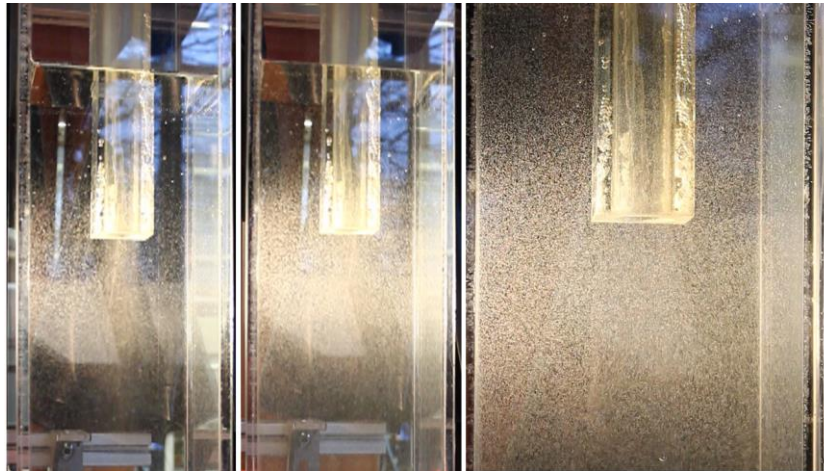


Abb. B-67: Blick in die Kokille bei Beginn der Partikelinjektion (links), nach 15 Sekunden (Mitte) und nach 90 Sekunden (rechts)

Leider kommt es bei dieser Geometrie des Stopfens, mit einem Innendurchmesser von 34 mm bei zu hohen Partikelmassenströmen ($>2,4$ kg PVC/ h) zu Verstopfungen oberhalb der Wasseroberfläche. Grund hierfür ist, dass die Partikel nicht schnell genug von der Oberfläche abgetragen und mit der Strömung nach unten geführt werden. Dadurch sammeln sich immer mehr Partikel an der Oberfläche und bilden eine dicke Schicht aus, die dann leider nicht mehr von den aufsteigenden Luftblasen und der bewegten Oberfläche erfasst werden kann. Diese Schicht bildet leider schon nach 0,5 Minuten eine stabile Brücke, einige Zentimeter über der Oberfläche und verhindert das Nachfallen weiterer Partikel.

Lösungsvorschläge um die Brückenbildung zu verhindern werden im nächsten Abschnitt genannt.

Jedoch war es ohne Probleme möglich die gewünschte mindestmenge an PVC-Partikeln von 0,6 kg/h (siehe Tabelle 10) und sogar noch die doppelte Menge von 1,2 kg/h für einen Zeitraum von 5 Minuten durch den Stopfen in die Kokille einzutragen (siehe Tabelle 33).

Tabelle 33: Funktionierende Injektionsdauer durch die Stopfenspitze in das Tauchrohr

PVC Partikel-Massenstrom [kg PVC/h]	0,6	1,2	2,4
Injektionsdauer durch die Stopfenspitze in das Tauchrohr	5 Minuten	5 Minuten	0,5 Minute

B.8 Zusammenfassung und Ausblick der Partikelinjektion (Teil B)

Eine der größten Errungenschaften dieser Arbeit ist die Entwicklung eines neuartigen Injektionsverfahrens mit dem die Möglichkeit besteht, sogar Partikel mit einer geringeren Dichte als Stahl direkt in den Ausfluss am Tundish in die Kokille hinzuzugeben. Dies erfolgt ohne Kontakt zur Atmosphäre, welches auf der einen Seite Oxidation in der Legierung verhindert und auf der anderen Seite Ausdunstungen z.B. von Blei (Toxizität) minimiert.

Angefangen mit der Herausforderung, Partikel an der Spitze des Stopfens einzutragen und diese beim Verlassen des Tauchrohrs gleichmäßig verteilt zu haben, konnten viele Untersuchungen durchgeführt werden; zusätzliche Methoden wiederum mussten neu entwickelt werden.

Der Stopfen war zentrales Objekt der Untersuchungen und weitere Experimente außerhalb des Tundish wurden durchgeführt, um die benötigte Oberfläche zu bestimmen, die notwendig ist, um den vorgegebenen Massenstrom an Pulver über die Phasengrenze aus der Luft in das Wasser zu transportieren (Abschnitt B.3). Diese Voruntersuchungen führten zu einem Re-Design des Stopfens mit identischer Spitze aber einem weitaus größeren Durchmesser auf Höhe des Badspiegels. Innerhalb des neu designten Stopfens gab es eine innenliegende Begasung, deren aufsteigenden Luftblasen zu mehr Turbulenz an die Oberfläche geführt und somit den Phasenübergang begünstigt hat. Leider erfolgte der Abtransport der Partikel von der Oberfläche innerhalb des Stopfens zur Stopfenspitze nicht schnell genug und es kam zu Verstopfungen.

Ein transparenter Stopfen wurde dann angefertigt. Verschiedene Konfigurationen der Öffnungen an der Stopfenspitze wurden getestet. Auch hier ergaben sich neue Erkenntnisse für das Strömungsverhalten vom Stopfen-Bypass an die Spitze und es zeigte sich, dass der Volumenstrom durch den Bypass mit einem entsprechenden Kragen um die Stopfenspitze und möglichst großen Bohrungen um ein Vielfaches verbessert werden kann. Leider fehlen genaue quantitative Messwerte. Messungen mit einem Farbstoff und dessen Bewegung durch den Stopfen waren nur teilweise möglich. Die verbesserte Konfiguration führte zu einer Verwirbelung des Farbstoffes und machte das Messverfahren der Ausbreitung ungenau.

Nachdem die Strömung vom Bypass durch den Stopfen zur Spitze verbessert wurde, musste der Stopfen noch oberhalb des Bypasses optimiert werden. Hierzu wurde ein Leitblech in das Innere des Stopfens eingeführt, welches das Innere in zwei Kammern aufteilt. Dieses Leitblech sollte das Fluid zwingen, vom Bypass erst zur innengelegenen Oberfläche zu strömen, dort die Partikel mitzunehmen und dann auf der anderen Seite wieder in Richtung der Stopfenspitze hinab zu strömen. Diese Idee konnte nur durch eine zusätzliche Begasung innerhalb des Stopfens mit einer Gaslanze realisiert werden. Die aufsteigenden Luftblasen schieben Wasser vor sich her auf dem Weg nach oben und gleichzeitig erzeugen sie einen Sog, der frisches Wasser aus Höhe des Bypasses nach oben in die rechte Kammer des Stopfens befördert. Dieser Frisch-Wasserstrom wird mit Partikeln beladen und fließt auf der anderen Seite des Leitbleches wieder hinab Richtung Stopfenspitze.

Mit diesem neuen Verfahren konnten Mindestanforderungen an Massenströme an Partikel, mit einer höheren Dichte als die Flüssigkeit, erfolgreich in den Auslauf des Tauchrohres gefördert werden. Dabei wurden obendrein keine Luftblasen durch die Stopfenspitze eingetragen, wie es bei den aller ersten Versuchen mit Transport noch der Fall war. Damit wurden auch keine Gaseinschlüsse in der Kokille detektiert und die Qualitätskriterien an den Gießprozess werden eingehalten.

Leider führte die schlechte Benetzbarkeit der PVC-Partikel bei höheren Massenströmen zu Verstopfungen im Inneren des Stopfens. Weitere Optimierungen des Versuchsaufbaus wären nötig. Zum Beispiel die Optimierung der Geometrie des Tundishs unmittelbar um den Stopfen herum oder im Inneren des Stopfens.

Hier werden Lösungsvorschläge, um mehr Partikel in kürzer Zeit von der Oberfläche abzuführen, bereits in Abschnitt B.3 besprochen, welche alle samt einen **größeren Innendurchmesser des Stopfens** erfordern, um die Phasengrenzschicht zu vergrößern. Gleichzeitig würde ein größerer Durchmesser das Ausfließen von Schüttgütern fördern und die Bildung einer Partikelbrücke verhindern. In

Abhängigkeit des inneren Reibungswinkels der Partikel könnte ein entsprechend großer Stopfeninnendurchmesser eine Brückenbildung verhindern, wenn der Haufen keinen Kontakt zur Innenwand bekommt.

An dieser Stelle sei erwähnt, dass in diesem Wassermmodell keine Aggregatzustandsänderung von Blei betrachtet werden und der geringe Schmelzpunkt von Blei (ca. 330 °C) eventuell die Lösung des Brückenbildungsproblems sein könnte ohne den Innendurchmesser zu erhöhen, weil sich das Blei in der Gießerei an dieser Stelle möglicherweise verflüssigt.

Da die Partikel mit einer geringeren Dichte als der Flüssigkeit eine wesentlich bessere Benetzung mit Wasser aufweisen, konnten die Partikel von Typ S32 (entspricht im Wassermmodell SiO_2 -Partikel im Prozess) bereits erfolgreich mit lediglich dem Kragen durch die Stopfenspitze eingetragen werden (Abschnitt B.4.3.2). Bei der Projektabschlussbesprechung wurde bei einer Live-Demonstration gezeigt, dass Partikel vom Typ K46 (entspricht im Wassermmodell SiC -Partikel im industriellen Prozess) prinzipiell auch durch den Stopfen injiziert werden können (Abb. B-68). Diese Partikel sind gut benetzbar mit Wasser.

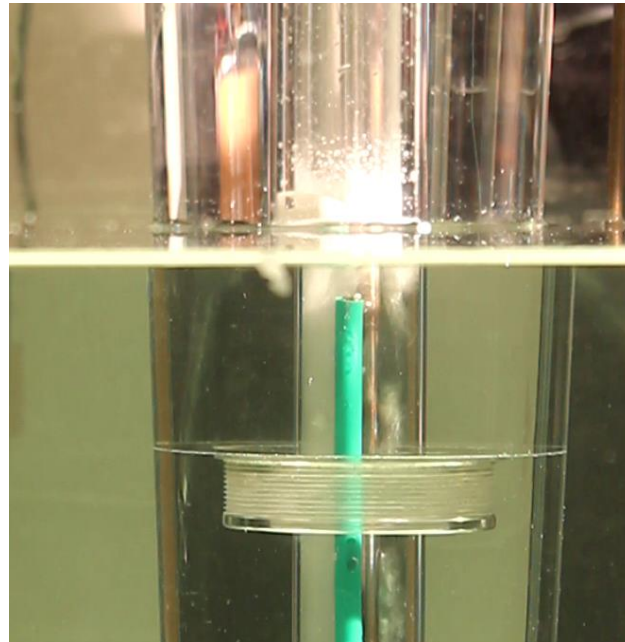


Abb. B-68: Zugabe von K46-Hohlglaskugeln in das Innere des Stopfens. Aufsteigende Luftblasen auf der rechten Seite des Leitbleches, welche die Partikel mit Wasser vermischen. Auf der linken Seite des Stopfens am Leitblech werden die Partikel nach unten gefördert.

Darauf aufbauend könnten weitere Untersuchungen mit zusätzlicher Gaslanze im Inneren des Stopfens erfolgen, um eine maximale Zugabemenge der leichteren Partikel zu bestimmen. Es kam jedoch nicht zu einer Projektverlängerung, um die Injektion von Partikeln mit einer geringeren Dichte als Wasser zu quantifizieren.

Um eine quantitative Aussage über die Durchströmung des Stopfens zu erhalten, wurde in einer nachgeschalteten Untersuchung mit Hilfe von LDA-Messungen ein Geschwindigkeitsprofil um die Bypass-Öffnung erstellt (Abb. B-69), mit dessen Hilfe der Volumenstrom berechnet werden kann.

Die Verengung des Kragendurchmessers von 150 mm auf 120 mm hatte zu einem 10-mal stärkeren Unterdruck geführt und damit einen enormen Einfluss auf die Strömung innerhalb des Stopfens. Da der Stopfen an dieser Stelle einen Durchmesser von 110 mm hat, könnte der Durchmesser theoretisch noch geringer gefasst werden, bis der Spalt zwischen Kragen und Stopfen gegen Null geht und alle Flüssigkeit „gezwungen“ ist durch das Stopfeninnere zu fließen. Ein Optimum müsste dann noch gefunden werden, wo das Einfrieren der Stahlschmelze vermieden wird.

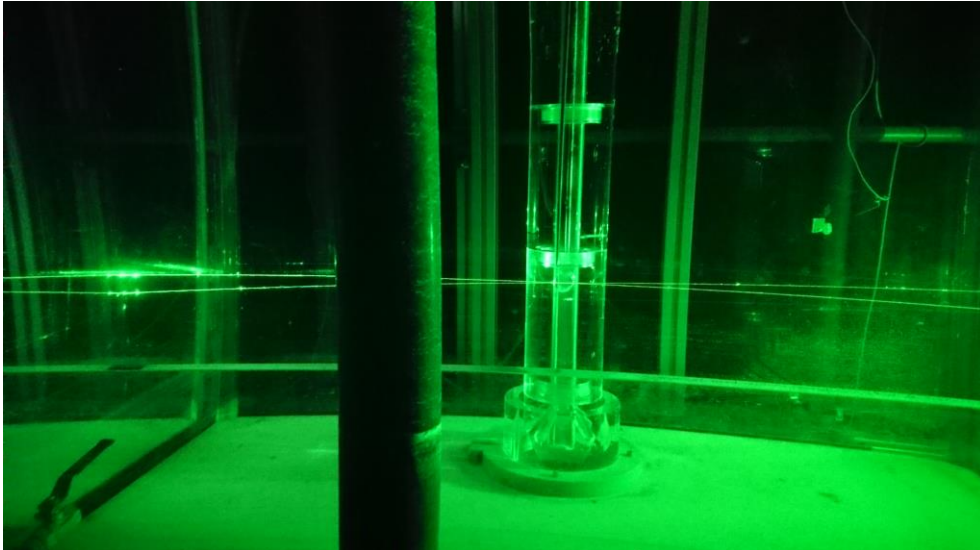


Abb. B-69: Sich kreuzenden Laserstrahlen einer LDA-Messung unmittelbar vor der Bypass-Öffnung

In diesem Zusammenhang sollte auch die optimale Positionierung der Bohrungen an der Stopfenspitze untersucht werden. Je schneller das Fluid an den Öffnungen vorbei strömt, desto höher ist der Venturi-Effekt (Unterdruck). Auch sind die Position und Anzahl der Begasungsöffnungen und Bypass-Löcher nicht endgültig und könnten Bestandteil einer weiteren Untersuchung werden.

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass der Transport des blauen Farbstoffes durch das Innere des Stopfens auch funktioniert, wenn der Stopfen geschlossen ist. Daraus ergibt sich die Möglichkeit mit einem separaten Zugaberohr die Partikel hinzuzugeben, nach einem Prinzip wie es in Abb. B-70 (links) dargestellt ist. Dabei könnte der Stopfen belassen werden, wie er momentan ist.

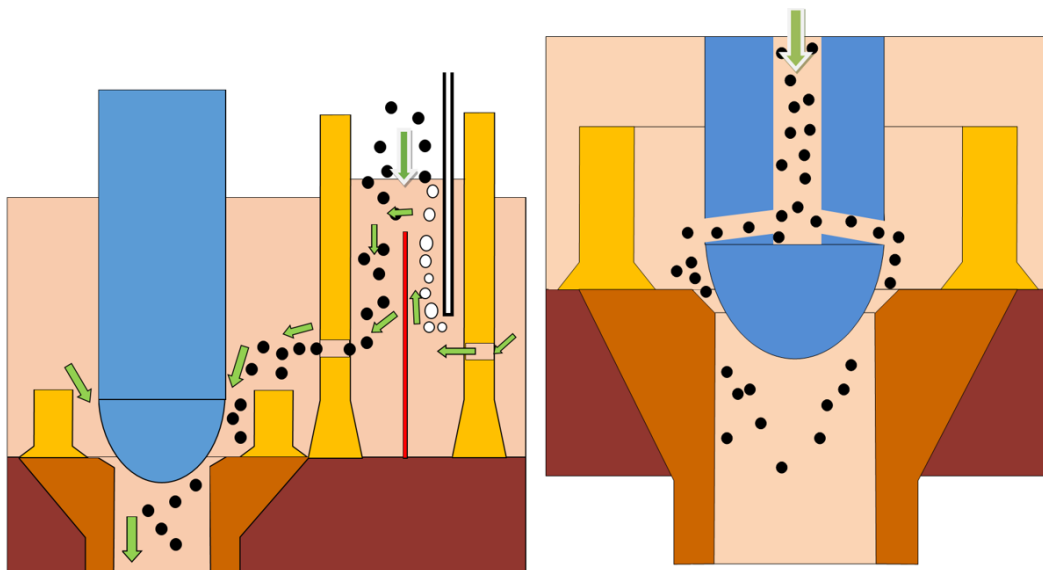


Abb. B-70: Injektion der Partikel durch ein separates Rohr in unmittelbarer Nähe zum Stopfen (links) und Skizze einer denkbaren Partikel/Fluid-Injektion über das Innere des Stopfens (rechts)

Eine weitere Variante könnte komplett ohne Begasung auskommen, indem das Additiv direkt in das Innere des Stopfens eingeführt wird (Abb. B-70, rechts). Dies kann zum Beispiel durch einen höher gelegten zweiten Tundish erfolgen, der nur das Additiv für die entsprechenden Legierungen enthält.

Hierbei kann die Zugabe des Additivs flüssig umgesetzt werden oder in Form von Festkörpern (z.B. Partikel oder Draht), die bis zur Stopfenspitze getragen werden oder vorher ausschmelzen. In jedem Fall sollte deren Eigenwicht zu einem Austrag aus der Stopfenspitze führen, da die Säule an Additiv immer höher werden sollte und damit das im Stopfen befindliche Produkt-Fluid verdrängen würde.

Teil C Verbesserte hydrodynamische Einströmung einer Bandgießanlage

C.1 Zielstellung und Grundlagen

C.1.1 Einleitung und Gesamtziel

Bei den vorliegenden Untersuchungen soll ein Endprodukt mit Hilfe einer Bandgießanlage hergestellt werden, dessen Abmaße der Knüppel-Dimensionen [5] entspricht. Im heutigen Stranggussverfahren für Stähle liegen diese annähernd quadratischen Querschnitte bei über 100 cm Seitenlänge und einer entsprechenden Höhe von 60-70 % der Seitenlänge.

Um die strömungstechnischen Abläufe bei der Herstellung von Stahl besser zu verstehen und Aussagen über deren Veränderung für verschiedene bauliche Gegebenheiten zu treffen, wurde auf Grundlage der Ähnlichkeitstheorie (Kapitel A.2.1) ein Wassermodell aufgebaut. Dieses Wassermodell beginnt mit dem Schattenrohr der Pfanne und endet mit dem Ausfließen aus der Bandgießanlage (Abb. A-2).

Hierbei wird erneut die Tatsache herangezogen, dass flüssiger Stahl bei 1550°C die gleiche kinematische Viskosität aufweist, die Wasser bei ca. 25°C hat. Unter Einhaltung von 3 dimensionslose Kennzahlen (Reynolds-Zahl, Euler-Zahl, Archimedes-Zahl) können dann die gleichen dynamischen Strömungsbedingungen nachempfunden werden. Nur die für eine freie Oberfläche wichtige Weber-Zahl wird auf Grund der stark unterschiedlichen Oberflächenspannungen nicht eingehalten.

Anhand der technischen Konstruktionszeichnungen, die in Kooperation mit dem Auftraggeber und weiteren Zulieferern entworfen und ausgearbeitet wurden, konnte ein Versuchsstand aufgebaut werden, der die geplanten Anforderungen mit all seinen geometrischen Besonderheiten besitzt. Für die Fertigung wurde Acrylglas verwendet, welches eine optische Zugänglichkeit ermöglicht.

Durch optische Messungen (Particle Imaging Velocimetry: PIV) können die vorherrschenden Geschwindigkeiten im Wasser visualisiert und quantitativ charakterisiert werden. Diese experimentellen Messungen dienen im weiteren Verlauf der Untersuchungen zum Abgleich von numerischen Modellen, die für eine anschließende Optimierung der Strömungsbedingungen am Computer verwendet werden sollen.

Nachdem die Strömungsbedingungen innerhalb des Stahlverteilers (*Tundish*) ausreichend analysiert sind, werden in einem zweiten Schritt die Einströmbedingungen mit verschieden geformten Tauchrohren in der Bandgießanlage untersucht. Hierbei wird unter anderem versucht, den geringen Strömungsquerschnitt des Tauchrohrs an den größeren Strömungsquerschnitt der Bandgießanlage anzugleichen. Diese Querschnittserweiterung am Ende des Tauchrohres dient zur Minimierung der Fließgeschwindigkeit des Wassers (bzw. des Stahls).

Die bewegten Seitenwände und Transportbänder der Bandgießanlage werden bei den experimentellen Untersuchungen am Wassermodell nicht nachempfunden, da ansonsten optische Messungen unmöglich wären.

Der Durchsatz an flüssigen Stahl soll dem gesamten Durchsatz aus vier Tauchrohren entsprechen und ist damit eine neuartige Randbedingung bei der Herstellung. Dieser hohe Durchfluss zeigt bereits im Wassermodell, dass konstruktive Änderungen am Stopfen vorzunehmen sind, um Herausforderungen einer entstehenden Vibration entgegen zu wirken.

Ein wichtiger Faktor für die Qualität eines gegossenen Stahls ist die Einströmbedingung des flüssigen Stahls aus dem Tauchrohr in die Kokille. Im realen Fall ist die Kokille eine Bandgießanlage, deren 4 Wände durch 2 Transportbänder und 2 Blockreihen vorgegeben werden.

Im Laufe der Untersuchungen haben viele Variationen der Gestalt des Tauchrohrs und des Verhältnisses der beiden Strömungsquerschnitte von Tauchrohr und Bandgießanlage stattgefunden, um möglichst optimale und ruhige Einströmbedingungen zu finden.

Im Folgenden werden 8 Variationen detailliert untersucht:

- Tauchrohr mit rechteckigem Querschnitt
- Rundes Tauchrohr
- Rundes Tauchrohr mit Trompete (Schlitz oben)
- Rundes Tauchrohr mit Trompete (Schlitz unten)
- Rundes Tauchrohr mit Trompete (Doppel-Schlitz oben)
- Rundes Tauchrohr mit Trompete (Doppel-Schlitz unten)
- Rundes Tauchrohr mit Trompete (ohne Schlitz)
- Rundes Tauchrohr mit abgeschrägter Spitze auf 12° (horizontal)

Zusammen mit den experimentellen Untersuchungen wurden numerische Untersuchungen durchgeführt, um diese in einem ersten Schritt zu validieren und danach den Versuchsstand in den Simulationen zu verlängern. Die Ergebnisse der Validierung sind im Journal of Chemical Technology and Metallurgy veröffentlicht wurden [48].

C.1.2 Motivation

Für die Stahlherstellung mit einer Bandgießanlage gibt es für den Zeitpunkt der Untersuchungen noch keine kommerzielle Anlage, welche solche große Knüppel-Abmaße herstellen kann. Erfolgreiche Anlagen sind lediglich bei der Herstellung von Kupfer bekannt [10].

Kontinuierliche Prozesse sind in der Regel kostengünstiger. Beim sogenannten CSP-Verfahren (Compact Strip Production) werden besonders lange Endprodukte hergestellt bei gleichzeitig extrem niedrigen Investitions- und Betriebskosten, sowie extrem niedrigen Umwelteinfluss unter Berücksichtigung von Produkteigenschaften auf dem Niveau einer höheren Produktionskette [11].

Im Vergleich zu den Experimenten am Wassermodell können in den numerischen Simulationen auf eine einfache Art und Weise die Länge der Gürtel oder die Gestalt der Gießanlage geändert werden und das in Dimensionen, die im Wassermodell aus Platzgründen nur schwer realisierbar wären. Ein weiterer Grund für die numerischen Untersuchungen ist die Erweiterung des Wassermodells mit bewegten Wänden. Diese sind im Experiment nur schwer darstellbar, z.B. mit einer Form von bewegtem Teppich, der auf der Innenseite der Plexiglaswandungen über ein Rollensystem betrieben wird. Jedoch schränkt diese zusätzliche Baugruppe die optische Zugänglichkeit zum Versuchsstand stark ein.

Hier besteht die Chance, die numerischen Modelle mit den Ergebnissen der PIV weiter zu validieren und für diese und zukünftige Untersuchungen zu verwenden.

C.2 Experimentelle Untersuchungen der Bandgießanlage

C.2.1 Variationen des Tauchrohres

C.2.1.1 Tauchrohr mit rechteckigen Querschnitt

Durch den rechteckigen Querschnitt des Tauchrohres wird der größtmögliche Strömungsquerschnitt erreicht, bevor das Fluid in die Bandgießanlage hineinfließt. Mit dem Augenmerk auf der Minimierung der Strömungsgeschwindigkeit des Fluides am Austritt, ist diese konstruktive Variante theoretisch die beste Lösung.

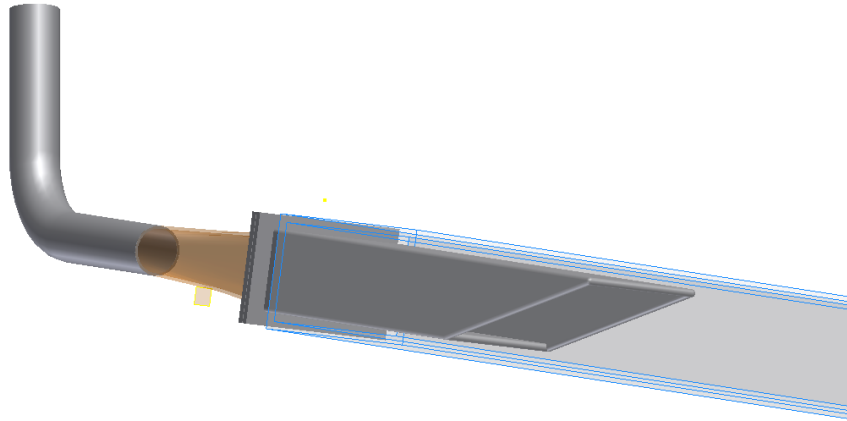


Abb. C-1: CAD-Zeichnung des Tauchrohrs mit rechteckigem Querschnitt

Mit einem Diffusor (in Abb. C-1 orange hervorgehoben) wird gewährleistet, dass der Strömungsübergang vom runden Teil des Tauchrohrs auf den Eckigen so ruhig wie möglich vollzogen wird. Jedoch ist der Anfahrprozess dieser Variante sehr kompliziert, da nach dem Einstellen des benötigten Volumenstroms immer noch eine Filmströmung vorherrscht, wie auf Abb. C-2 zu erkennen ist.

Im Wassermodell wurde daher der in der Realität geöffnete Bereich zwischen *Hazelett Caster* und Tauchrohr mit Silikon abgedichtet und mit zwei Schläuchen zur Atmosphäre hin offen gehalten (Abb. C-3).



Abb. C-2: Filmströmung beim Tauchrohr mit rechteckigem Querschnitt

Wenn der Gießspiegel in der Bandgießanlage erreicht ist und das Tauchrohr um 10 cm eingetaucht ist, befindet sich immer noch Luft in der Spitze des Tauchrohrs, welche dort eingekapselt ist und nur mit erheblichem Aufwand entfernt werden kann. Wie weit der Lufteinschluss im Tauchrohr war, konnte durch ein transparentes Teilstück (Abb. C-4), unmittelbar vor dem Diffusor geprüft werden. Dabei war zu erkennen, dass der runde Abschnitt des Tauchrohrs eine vollausgebildete Rohrströmung aufwies und der Abbruch zur Filmströmung erst im Diffusor stattfindet, wenn der Strömungsquerschnitt sich erweitert.

Durch ein Ventil am unteren Ende der Bandgießanlage, kann der Gießspiegel innerhalb der Anlage auf ein konstantes Niveau eingestellt werden. Beim Anfahrprozess wurde nun dieses Ventil komplett geschlossen, so dass das Wasser innerhalb der gesamten Anlage angestiegen ist. Durch die Abdichtung der Öffnung aus Abb. C-3 ist kein Wasser ausgetreten und lediglich in den Schläuchen angestiegen. Dieser Anstieg des Wassers in den Schläuchen ist gleichzeitig eine Veranschaulichung des Druckanstieges innerhalb des Tauchrohres. Gleichzeitig tendiert auch die Fließgeschwindigkeit des herabströmenden Wassers gegen Null. Das angestaute Wasser ermöglicht nun, dass die eingekapselte Luft im Tauchrohr nach oben steigt, bis sie aus der Öffnung im Verteiler an die Oberfläche gelangt.

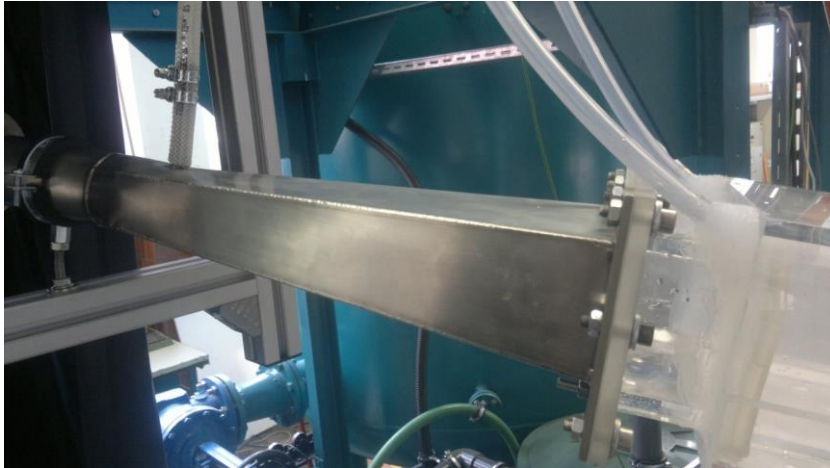


Abb. C-3: Abgedichteter Bereich zwischen Kokille und Tauchrohr

Nach dem kontrollierten Öffnen des Ventils am unteren Ende der Bandgießanlage, sinkt dann der Gießspiegel wieder auf ein Niveau bei dem das Tauchrohr 10 cm eingetaucht ist. Jedoch bleibt die vollausgebildete Strömung im Tauchrohr erhalten (Hysterese). Letztendlich wird hiermit, wie erwartet, die geringste Strömungsgeschwindigkeit des Fluides bei den sechs Variationen des Tauchrohrs erreicht.

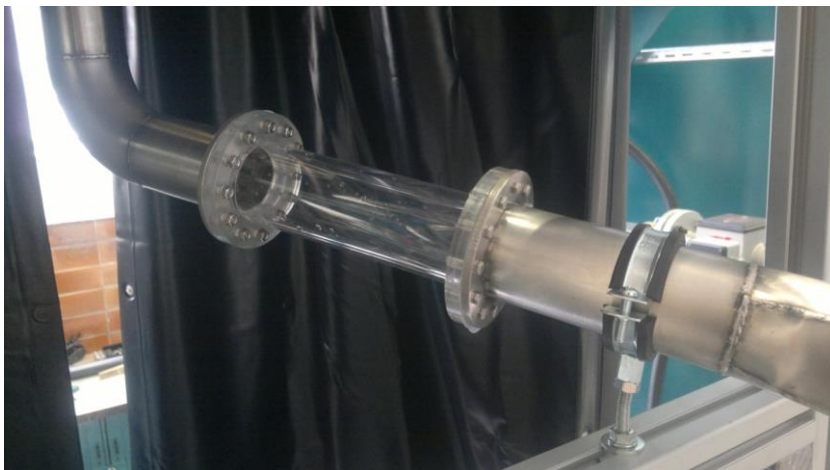


Abb. C-4: Transparentes Teilstück im Tauchrohr

Da bei der Bandgießanlage, mit den bewegten Transportbändern und den seitlichen Dammblockketten eine Abdichtung wie im Falle des Wassermodells nicht möglich ist, wurde ein sogenannter Anfahrstopfen konstruiert, der beim Befüllvorgang in der Spitze des Tauchrohres steckt und für ein Anstauen des Fluides sorgt (Abb. C-5).

Dadurch würden, wie bei den Untersuchungen am Wassermodell, die Lufteinschlüsse bis in den Verteiler gedrückt und dort an die Oberfläche steigen.

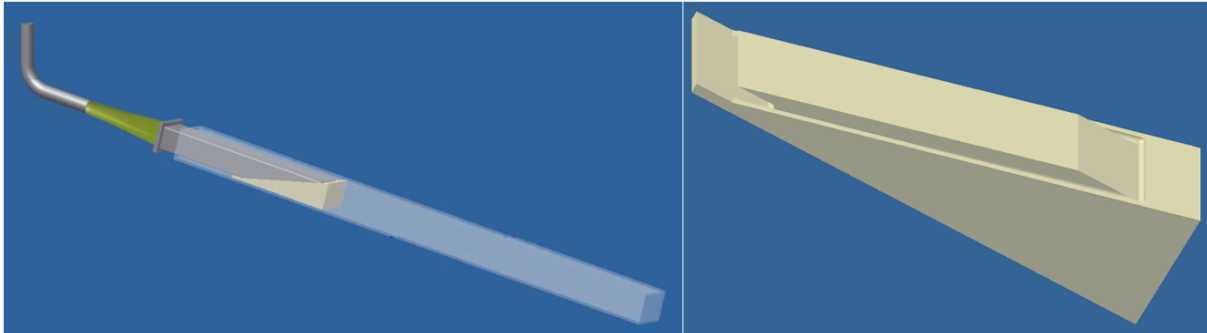


Abb. C-5: Mit Anfahrstopfen verschlossenes Tauchrohr (links) und Anfahrstopfen im Detail (rechts)

Es wurde hiermit für das Tauchrohr mit rechteckigem Querschnitt eine Möglichkeit aufgezeigt, den Anfahrprozess mit einer Bandgießanlage durchzuführen, deren Wände sich bewegen und die eine Öffnung zur Atmosphäre gerichtet sind.

Jedoch ist dieser Anfahrprozess wohl zu aufwändig, um diese Variante für die Praxis weiterhin zu verfolgen. Es folgen daher weitere Untersuchungen mit geringeren Querschnittserweiterungen und besseren Aussichten für einen praxisorientierten Anfahrvorgang.

C.2.1.2 Tauchrohr mit rundem Querschnitt

Nach dem Vorbild eines bereits in der praktischen Herstellung von Stahl verwendeten Tauchrohres, dessen Konstruktion sehr einfach gehalten ist und einem Rohr ähnelt, wurde ein rundes Tauchrohr auf seine Strömungseigenschaften hin untersucht.

Die wesentlichen Änderungen sind die schräge Anordnung anstelle einer Vertikalen und die Erweiterung des Rohrdurchmessers von 32 mm auf 56 mm.

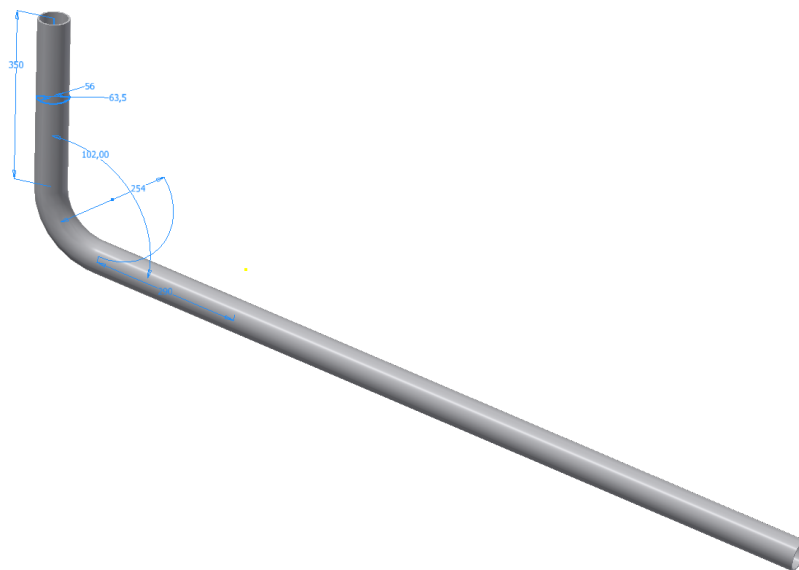


Abb. C-6: CAD-Zeichnung des runden Tauchrohres)

Konstruktiv hat das runde Tauchrohr den Vorteil, dass es sehr einfach gehalten ist und eine Fertigung aus hochtemperaturfestem Material eine große Wandstärke zulässt.

Die Einführung in die Bandgießanlage lässt größere Toleranzen zu als die beim Tauchrohr mit rechteckigem Querschnitt. Der lange Hebelarm des Tauchrohres ist jedoch sehr groß und sollte je nach Wandstärke und Beschaffenheit des Materials durch eine zusätzliche Halterung unterstützt werden.

Der Anfahrvorgang funktioniert weitestgehend störungsfrei, jedoch unterliegt das Tauchrohr einigen Schwankungen, solange sich eine Filmströmung innerhalb des Rohres befindet. Hier ist es umso wichtiger, dass das Rohr zusätzliche Befestigung hat, um die vorübergehenden dynamischen Beanspruchungen stand zu halten.

Anhand der experimentellen Untersuchung kann ein Geschwindigkeitsprofil der Strömung mittels optischer PIV-Messungen ermittelt werden (siehe später Abb. C-12). Das Geschwindigkeitsprofil des runden Tauchrohrs ist sehr symmetrisch und weist eine maximale Geschwindigkeit von ca. 1,7 m/s auf.

Die Hauptströmungsrichtung ist zentriert innerhalb der Bandgießanlage und richtet sich nicht direkt auf eines der Transportbänder oder die *Dam Blocks*. Daher ist diese Zuführungsmethode eine der schonendsten für den *Hazelett Caster*, wenn es um den Verschleiß der Baugruppen innerhalb der Bandgießanlage geht.

Aus den späteren Untersuchungen des Hysterese-Effekts aus Abschnitt C.2.9.3 ist festzuhalten, dass der derzeitige Querschnitt des Tauchrohres gerade noch akzeptabel ist, um innerhalb des erwünschten Massenstroms an Stahl eine vollausgebildete Rohrströmung zu erhalten. Sollte ein noch größerer Strömungsquerschnitt gewählt werden, müsste kurzzeitig der Stopfen weiter geöffnet werden, um eine stabile, vollausgebildete Rohrströmung zu erlangen. Nach dem Anfahren könnte aber, auf Grunde der Hysterese, ein geringerer Durchsatz gefahren werden.

Eine zusätzliche Sicherheit ergibt sich, wenn das Tauchrohr während des Gießvorganges immer eingetaucht bleibt, damit keine Luft in das Tauchrohr gelangen kann, wenn niedrigere Massenströme gefahren werden, die ein Abreißen der vollausgebildeten Rohrströmung, hin zu einer Filmströmung, zur Folge hätten.

In Anlehnung an den rechteckigen Tauchrohr, soll auch beim runden Tauchrohr ein möglichst kleines Verhältnis von Fließgeschwindigkeit aus dem Tauchrohr und Gießgeschwindigkeit in der Bandgießanlage erreicht werden. Daher wird wieder ein Diffuser gefertigt, der auf das runde Tauchrohr gesetzt werden kann und in den folgenden Abschnitten näher erklärt wird.

C.2.1.3 Rundes Tauchrohr mit Trompete

Ausgehend von der Idee, die Strömungsgeschwindigkeit des Fluides beim Einströmen in die Bandgießanlage so gering wie möglich zu halten, wurde ein Tauchrohr entworfen, welches eine Aufweitung am Endstück besitzt, die sogenannte „Trompete“.

Ihre Länge beträgt 10 cm. Für die Querschnittserweiterung wurde ein Winkel von 12° gewählt. Aus der Literatur ([49],[50]) ist bekannt, dass eine Überschreitung dieses Winkels zu Ablöse-Erscheinungen der Strömung von der Rohrwand zur Folge hätte. Gleichzeitig entspricht dieser externe Winkel von 6° dem Neigungswinkel der gesamten Bandgießanlage. Damit steht die obere Kante der Trompeten-Innenseite parallel zur Oberfläche des Gießspiegels.

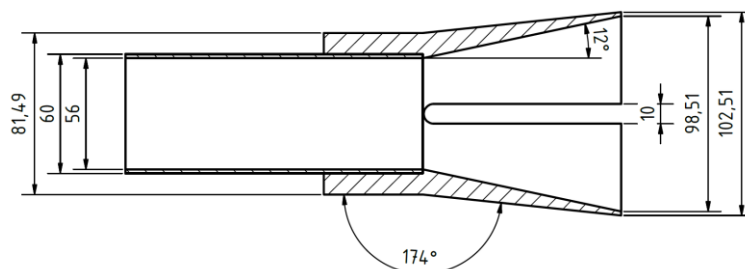


Abb. C-7: Diffusor Endstück am runden Tauchrohr („Trompete“) und Schlitz

Aus den Erfahrungen, die beim Anfahrprozess mit dem rechteckigen Tauchrohr gesammelt wurden, wurde im Vorfeld eine Möglichkeit vorgesehen, die eingekapselte Luft aus der Spitze der Trompete nach oben gelingen zu lassen, in dem an der Oberkante der Trompete ein Schlitz hineingefräst wurde.

Dieser Schlitz verläuft bis zum Beginn des runden Tauchrohrs, da im weiteren Verlauf des Rohres mit einer vollausgebildeten Rohrströmung zu rechnen ist (siehe Abschnitt C.2.9.3).

Diese beiden konstruktiven Maßnahmen (12° Verjüngung und Schlitz) haben beim Anfahrprozess gezeigt, dass jegliche Lufteinschlüsse in der Spitze der Trompete an die Oberfläche des Gießspiegels

innerhalb der Bandgießanlage gelangen konnten. Damit ist diese Konfiguration beim Anfahren unproblematisch.

Für das Tauchrohr mit Trompete gibt es insgesamt 5 verschiedene Variationen des Schlitzes. Zuerst komplett ohne Schlitz, dann einen Schlitz der einmal nach oben ausgerichtet ist und einmal nach unten. Und zum Schluss eine Trompete mit zwei Schlitz, die gegenüber voneinander angeordnet sind (Doppelschlitz) und einmal horizontal und einmal vertikal ausgerichtet sind.

C.2.1.4 Rundes Tauchrohr mit 12° Gärung

Mit dem Anschneiden des Tauchrohres auf einen Winkel von 12° wird erreicht, dass die untere Kante des Tauchrohres parallel zum Gießspiegel liegt. Das Ziel hierbei war, einen besonders ruhigen Gießspiegel zu bekommen. Der Vergleich aller Tauchrohr-Varianten hat allerdings letztendlich gezeigt, dass die Oberflächenbewegung des Gießspiegels weniger von der Form des Tauchrohres abhängt, sondern viel mehr von der Eintauchtiefe.

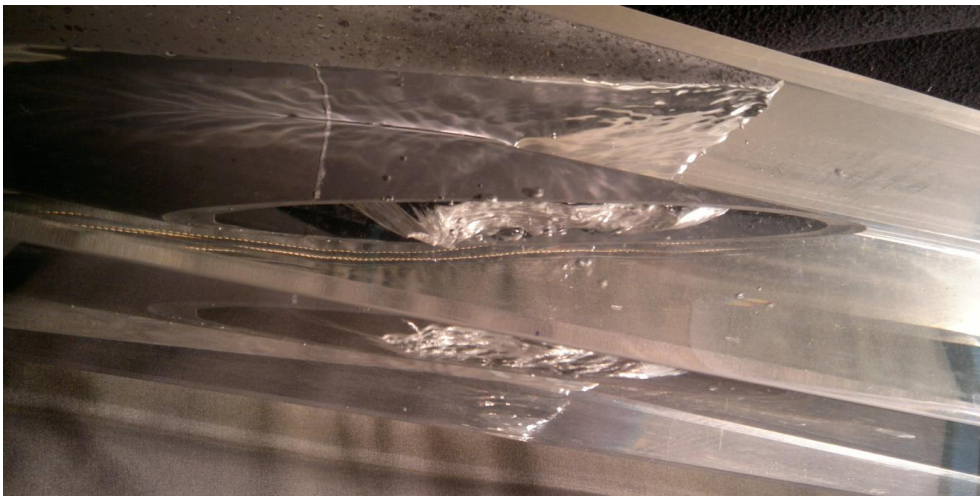


Abb. C-8: Eingetauchtes Tauchrohr mit 12° Gärung. Starker Lufteinschluss nach dem Anfahrprozess

Die große elliptische Schnittfläche des Tauchrohres hat zwei Probleme beim Anfahrprozess mit sich gebracht. Zum einen reißt die vollausbildete Rohrströmung ab, wie in Abb. C-9 sehr gut zu erkennen ist.



Abb. C-9: Abriss der vollausbildeten Rohrströmung beim Tauchrohr mit 12° Gärung

Zum anderen wird eine große Luftmenge eingekapselt, die erst nach langem Betrieb im stationären Zustand an die Oberfläche des Gießspiegels gelangt ist, nachdem die Luft aus der Spitze des Rohres vollständig hinaus gedrückt wurde. Die Hauptrichtung der Strömung ist in der Mitte der Bandgießanlage (siehe später Abb. C-31).

C.2.2 PIV-Messungen am Wassermodell der Bandgießanlage

C.2.2.1 Aufbau und Kalibrierung von der Seite am Beispiel des runden Tauchrohres

Nachdem alle 8 Tauchrohr-Geometrien gefertigt wurden und die Geometrie mit dem rechteckigen Querschnitt leider auf Grund des komplizierten Anfahrprozesses nicht weiter betrachtet werden sollte, blieben 7 Tauchrohr-Geometrien übrig, dessen strömungsmechanische Eigenschaften auf die Einströmung quantitativ untersucht werden sollen.

Hierfür sollen die ausgebildeten Geschwindigkeitsprofile am Auslass der Tauchrohre mit der optischen Messmethode der Particle Imaging Velocimetry (PIV) dargestellt werden. Zuerst wird die Kamera auf der zukünftigen Messebene mit Hilfe eines Punkte-Musters kalibriert. Hierfür wurde ein Aufsatz gefertigt, der auf das Tauchrohr aufgesteckt werden kann und dessen Kalibrierscheibe direkt auf der späteren Messebene liegt (Abb. C-10). Für die Berücksichtigung des Lichtbrechungsindex muss die Kalibrierung in dem gleichen Medium erfolgen, in dem später die Geschwindigkeit bestimmt werden soll. Alle Einstellungen zur Kalibrier-Schablone (Target) finden sich später in Tabelle 36 wieder.

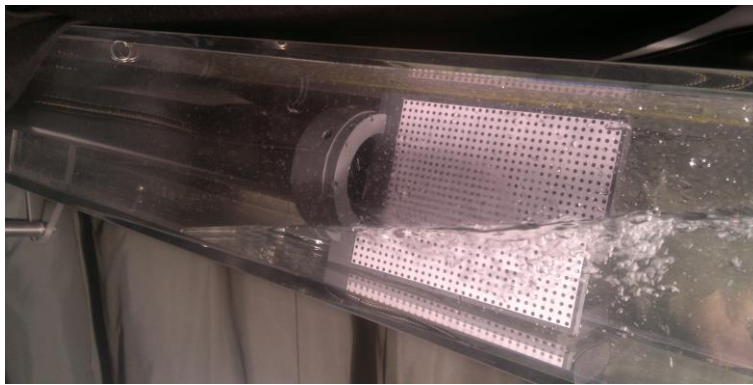


Abb. C-10: Kalibrier-Aufsatz zur Ausrichtung der Kamera auf der Messebene

Die Messungen der Geschwindigkeit im nachgebildeten *Hazelett Caster* erfolgen zuerst durch Aufnahme von Rohbildern (Abb. C-11) unmittelbar nach dem Auslass des runden Tauchrohres. Die Kamera erfasst die Bewegung von einzelnen Tracer-Partikeln, die sich im Wasser befinden. Mit einem gepulsten Laser werden jeweils zwei Bilder, unmittelbar hintereinander in der Mitte des *Hazelett Caster* aufgenommen (vertikale Ebene). Die verwendeten Einstellungen für die PIV-Messungen sind in Tabelle 35 aufgelistet.

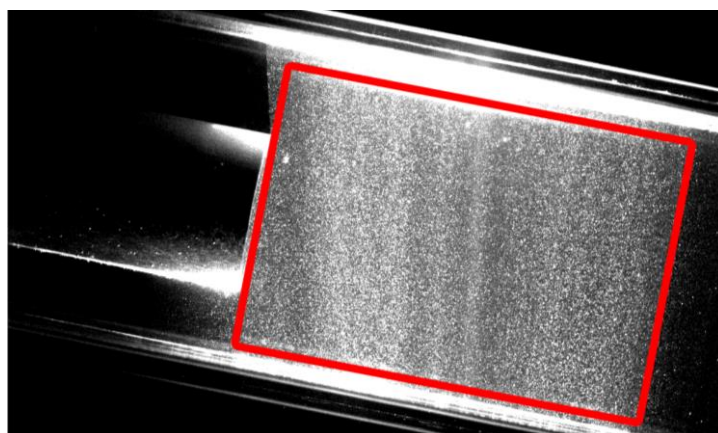


Abb. C-11: Rohbild der Laserlicht-Schnittebene mit Partikeln in der Flüssigkeit (Mie-Streuung) und Markierung des Bereiches der PIV-Messung (rot)

Um den Störeinfluss von Reflexionen (z.B. an der Spitze des runden Tauchrohres) bei der späteren Auswertung zu verhindern, wird an den Stellen, wo es zu Überlichtungen kommt, eine Maske über die

Rohbilder gelegt. Lediglich der Bereich im Inneren der roten Umrandung wird für die weitere Auswertung herangezogen, wie Abb. C-11 zeigt.

Über die Zeitdauer von 10 Sekunden werden 150 Doppelbilder aufgenommen. Die ermittelten Geschwindigkeitsfelder aus jedem Doppelbild werden danach zeitlich gemittelt, um eventuelle Ausreißer auf einem einzelnen Doppelbild zu korrigiert. Diese Ausreißer können z.B. durch Lichtreflexionen der Wände verursacht werden oder durch eine falsche Interpretation der beobachteten Partikel auf dem jeweiligen Doppelbild.

Ein Bild zur Veranschaulichung des Ortes an dem die Messungen durchgeführt wurden, wird in Abb. C-12 gezeigt.

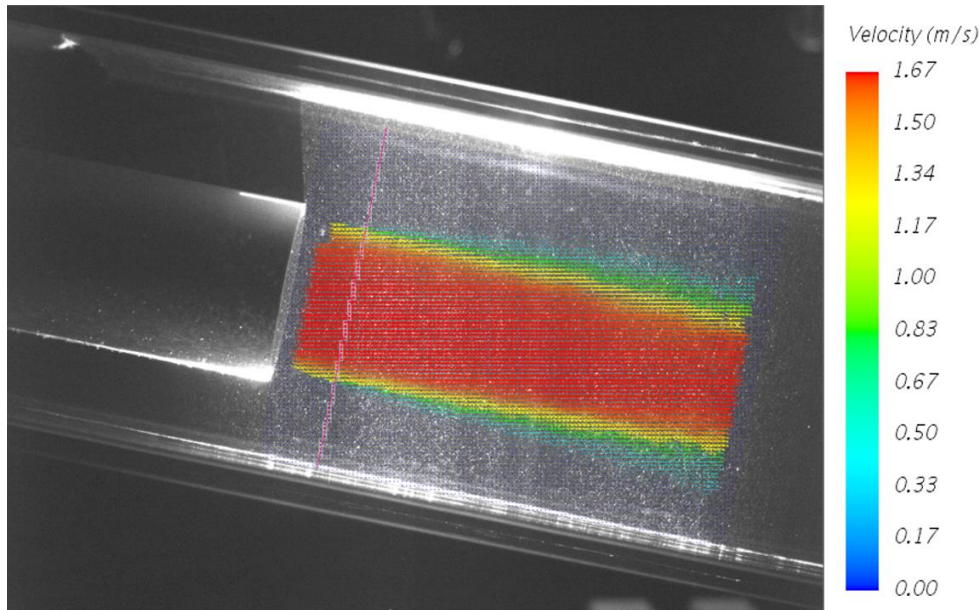


Abb. C-12: Gemitteltes Geschwindigkeitsprofil über 150 Doppelbilder und Darstellung der Probenlinie für spätere Vergleiche (Magenta) im Wassermodell bei einem Volumenstrom von $12,7 \text{ m}^3/\text{h}$.

Wie im Bild in Abb. C-12 weiter zu erkennen ist, wird für eine Analyse des Geschwindigkeitsprofils eine Linie (Magenta) erstellt, auf der nachfolgend die einzelnen Geschwindigkeiten über die Höhe des Messbereiches analysiert und in einem Diagramm dargestellt werden können (Abb. C-13).

Weiterhin wurden zwei weitere Messreihen mit zwei geringeren Volumenströmen durchgeführt (siehe Tabelle 34).

Bei einem Volumenstrom von $12,7 \text{ m}^3$ Wasser/Stunde (Referenz-Dichte 997 kg/m^3 und Massenstrom $3,5 \text{ kg/s}$) wird eine mittlere Geschwindigkeit von $1,43 \text{ m/s}$ erwartet. Das Geschwindigkeitsprofil der PIV-Aufnahme, unmittelbar nach dem Auslass des runden Tauchrohres, kann in Abb. C-12 als Vektor-Bild und in Abb. C-13 als Liniendarstellung gesehen werden. Die maximale Geschwindigkeit beträgt dabei $v = 1,71 \text{ m/s}$.

Tabelle 34: Übersicht der untersuchten Volumenströme und deren charakteristischen Geschwindigkeiten

Volumenstrom	Massenstrom	Mittlere Geschwindigkeit	Maximale Geschwindigkeit
$\text{m}^3 \text{ Wasser/h}$	kg/s	m/s	m/s
12,7	3,5	1,43	1,71
8,47	2,35	0,96	1,19
4,24	1,17	0,48	0,63

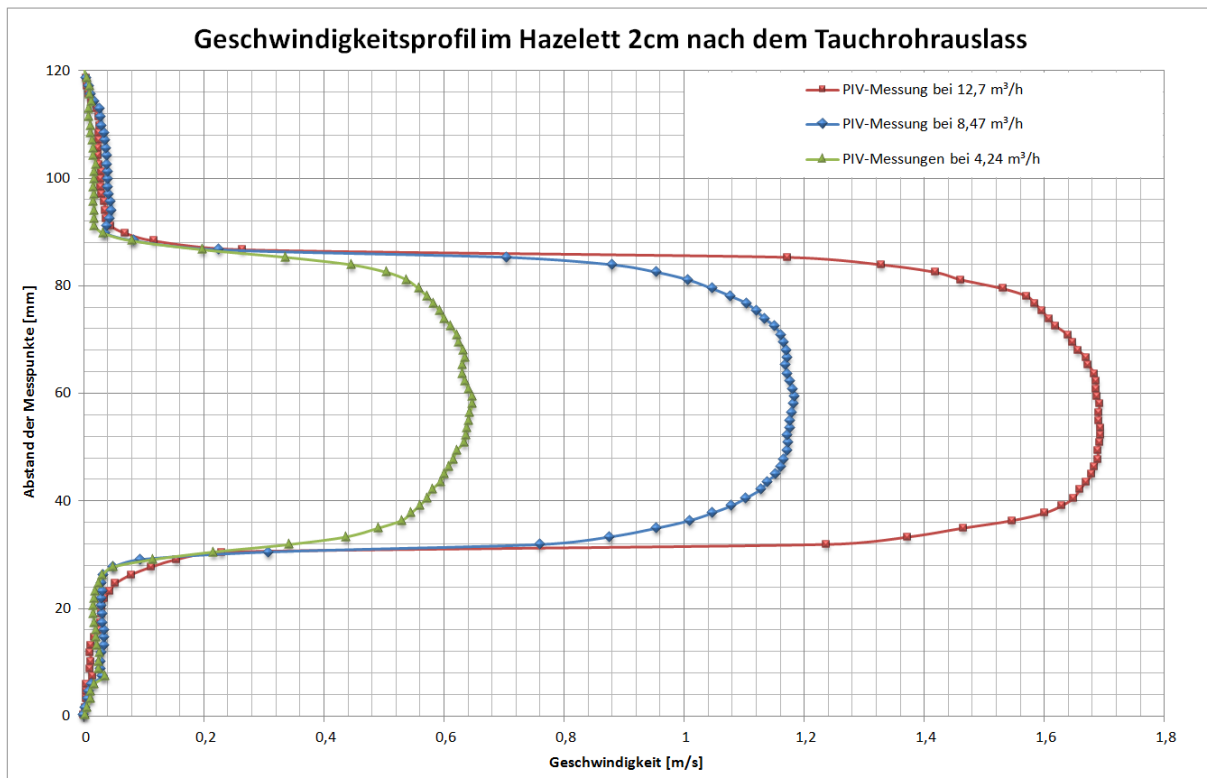


Abb. C-13: Geschwindigkeitsprofil über den Caster Querschnitt 2 cm nach dem runden Tauchrohr für alle Volumenströme

Tabelle 35: Einstellungen bei den PIV-Messungen für die Average Correlation

Volumenstrom	Zeit zwischen den Pulsen (s)	Trigger-rate	Frame-Modus	Anzahl der Bilderpaare	Interrogation area	Overlap
12,7 m ³ /h	0,00035	15	Doubleframe	150	32x32 pixel	50x50%
8,47 m ³ /h	0,0006	15	Doubleframe	150	32x32 pixel	50x50%
4,24 m ³ /h	0,001	15	Doubleframe	150	32x32 pixel	50x50%

Tabelle 36: Einstellungen der Kalibrier-Schablone und für das Image process setup

Einstellgröße	Wert
Dots	200x200 mm
Dot spacing X	5 mm
Dot spacing Y	5 mm
Ref. marker diameter	2.7 mm
Axis marker diameter	1.3 mm
Main marker diameter	2 mm
Dark marker, bright background	
Border	0
Dot area tolerance	1.5
Zero	0.5
Dot position tolerance	0.005
Minimum dot area	21
Minimum dot count	25

C.2.2.2 Aufbau und Kalibrierung von Oben

Die Vorgehensweise ist sehr ähnlich zu der im vorherigen Abschnitt C.2.2.1 „Aufbau und Kalibrierung“. Zuerst wurde eine Kalibrierebene zur Ausrichtung der Kamera am Tauchrohr montiert, wie in Abb. C-14 zu sehen ist.

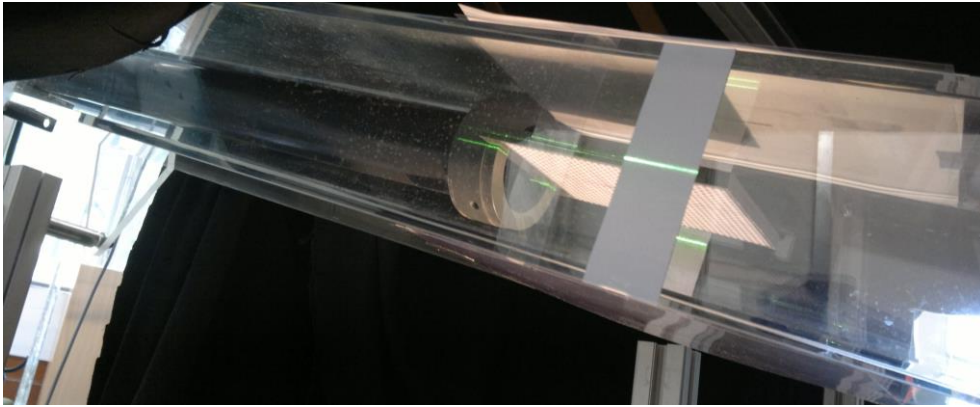


Abb. C-14: Montage der Kalibrierebene zur Ausrichtung und Justierung der Kamera

Bei der Messung des Geschwindigkeitsfeldes hat sich ein ähnliches Profil gezeigt, wie bei den Messungen zuvor, daher ist im Folgenden lediglich eine Darstellung des Vektorfeldes kurz nach dem Auslass des Tauchrohres gezeigt. Es wurden wieder 150 Doppelbilder über den Zeitraum von 10 Sekunden aufgenommen, welche dann im Post-processing gemittelt wurden. Eine 3-dimensionale Darstellung, zum Vergleich des gesamten aufgenommenen Bereiches aus Abb. C-15, erfolgt im weiteren Verlauf dieser Arbeit im Abschnitt C.3.4.

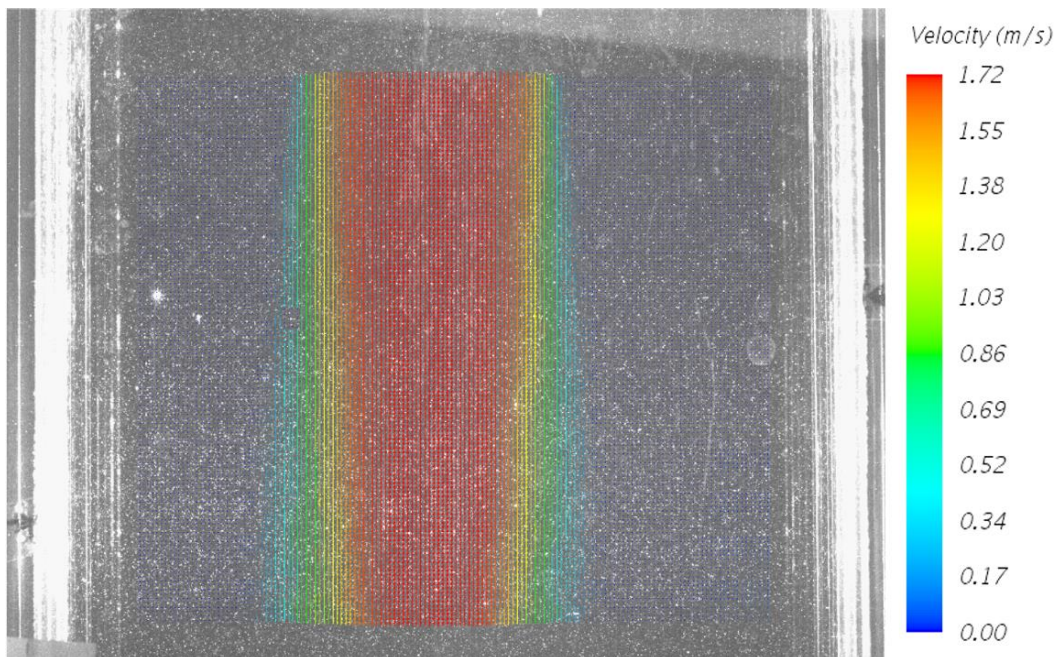


Abb. C-15: Darstellung des Geschwindigkeitsfeldes in Vektoren 2 cm nach dem Auslass des runden Tauchrohres in der Draufsicht bei einem Volumenstrom von $12,7 \text{ m}^3/\text{h}$

C.2.2.3 Validierung des Geschwindigkeitsprofils

Die Geschwindigkeitsprofile aus diesen experimentellen Untersuchungen und den späteren numerischen Strömungssimulationen können annähernd mit analytischen Berechnungen verglichen werden, da die Messungen in beiden Fällen unmittelbar hinter dem Auslass des runden Tauchrohres gemessen wurden und für ein Geschwindigkeitsprofil einer Rohrströmung mehrere Berechnungsansätze vorhanden sind.

Der analytische Vergleich der Geschwindigkeitsprofile erfolgt mit dem Potenzgesetz [51] aus Formel (C.1) und nach Hagen-Poiseuille [52] in Formel (C.6).

Hierbei wird zwischen turbulenten und laminaren Rohrströmungen unterschieden und deren charakteristischen Verlauf können in Abb. C-16 betrachtet werden.

Im ersten Fall wird ein Geschwindigkeitsprofil für eine turbulente Strömung **nach dem Potenzgesetz** (Exponent $1/n$) dargestellt.

$$G = \frac{v}{v_{max}} = \left(1 - \frac{r}{R}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (C.1)$$

Der Wert für den Exponenten n ist in einer Tabelle, in Abhängigkeit von der Reynolds-Zahl Re auf Basis von Referenzmessungen festlegt und beträgt bei der vorherrschenden Strömung für einen Volumenstrom $\dot{V} = 12,7 \text{ m}^3/\text{h}$ ($Re = 98\,000$) den Wert $n=7$, woraus sich Formel (C.2) ergibt.

$$v = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot \left(1 - \frac{r}{R}\right)^{\frac{1}{7}} \cdot v_{max} \quad (C.2)$$

Um jedoch die maximale Geschwindigkeit zu bestimmen, kann der Verlauf der Kurve aus Abb. C-16 für die turbulente Geschwindigkeit zur Hilfe genommen werden.

$$dA = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot dr \quad (C.3)$$

Nach der Formel (C.1) lässt sich die maximale Geschwindigkeit der Rohrströmung berechnen, da die Fläche unter der Kurve in dem Volumenstrom gleichzusetzen ist und dieser ist wiederum bekannt. Hierbei kann die rotierende Projektion der Kurve multipliziert mit dem Strömungsquerschnitt gleichgesetzt werden mit dem Volumen, dass das Rohr durchströmt, sprich dem Volumenstrom:

$$\dot{V} = \int v dA \quad (C.4)$$

Die Fläche unter der Kurve ergibt sich durch Integration:

$$\int_0^R v \cdot 2 \cdot \pi \cdot r \cdot dr = \frac{49}{60} R^2 \cdot \pi \cdot v_{max} = \dot{V} \quad (C.5)$$

Der Volumenstrom $\dot{V} = 12,7 \text{ m}^3/\text{h}$ entspricht $\dot{V} = 0,0035 \text{ m}^3/\text{s}$ und ergibt eine maximale Geschwindigkeit von $v_{max} = 1,74 \text{ m/s}$.

Das Geschwindigkeitsprofil **nach Hagen-Poiseuille** errechnet sich für laminare Strömungen wie folgt:

$$v(r) = 2 \cdot \left(1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2\right) \cdot \bar{v} \quad (C.6)$$

Eine weitere Besonderheit an dem laminaren Strömungsprofil ist, dass die flächengemittelte Geschwindigkeit die Hälfte der maximalen Geschwindigkeit beträgt (Formel (C.7)).

$$v = 2 \cdot \bar{v} \quad (C.7)$$

Hier ist \bar{v} die mittlere Geschwindigkeit, welche sich auf dem Strömungsquerschnitt des Rohres mit einem Durchmesser von $D=56 \text{ mm}$ und dem Volumenstrom $\dot{V} = 12,7 \text{ m}^3/\text{h}$ ergibt und beträgt $\bar{v} = 1,43 \text{ m/s}$.

Aus Formel (C.6) lässt sich die maximale Geschwindigkeit der Rohrströmung berechnen, sie beträgt $v_{max} = 2,85 \text{ m/s}$.

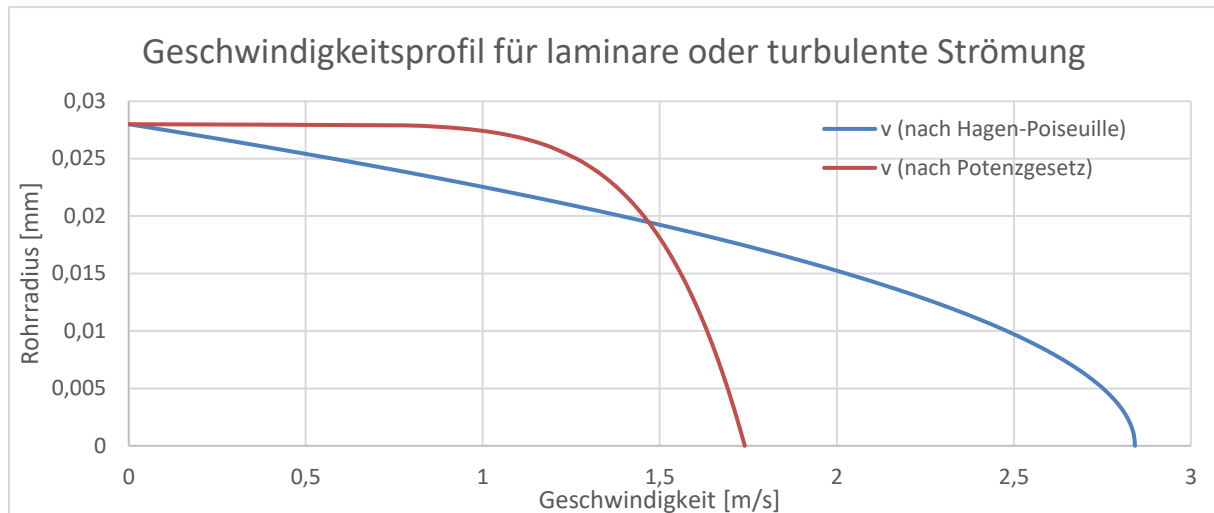


Abb. C-16: Darstellung des analytischen Geschwindigkeitsprofils für eine laminare und turbulente Rohrströmung bei einem Volumenstrom von $\dot{V}=12,7 \text{ m}^3/\text{h}$

Bei der Betrachtung beider Geschwindigkeitsprofile ist der Unterschied in Form und maximaler Geschwindigkeit sehr eindeutig. Beide Berechnungen beruhen jedoch auf der gleichen Geometrie eines Rohres mit einem Durchmesser von 56 mm und einem Massenstrom von 90 t Stahl/h bei einer Dichte für Stahl von 7200 kg/m^3 .

Jedoch kann die Berechnung nach Hagen-Poiseuille außer Acht gelassen werden, da die vorliegenden Untersuchungen ganz eindeutig an turbulenten Strömungen vorgenommen werden. Dafür gilt die Hagen-Poiseuille-Beziehung nicht, und wird lediglich zum Vergleich und Veranschaulichung der Unterschiede herangezogen.

C.2.3 Rundes Tauchrohr mit Trompete ohne Entlüftungsschlitz

Die dritte Konfiguration des runden Tauchrohrs behält die klassische Trompete, aber ohne Entlüftungsschlitz.

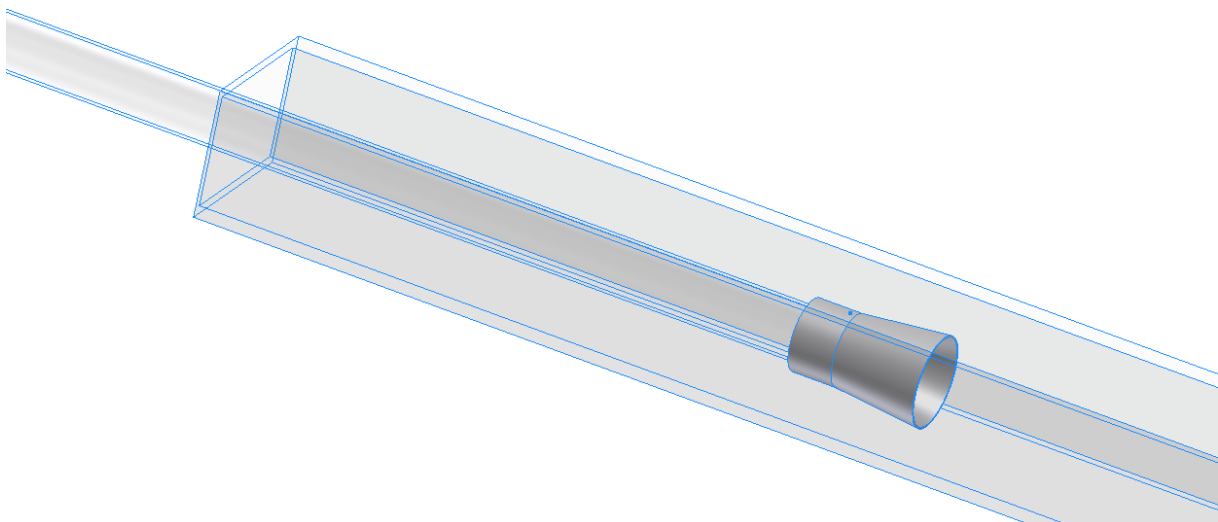


Abb. C-17: CAD-Zeichnung des runden Tauchrohrs mit Trompete ohne Schlitz

Wie bei der Konfiguration mit Entlüftungsschlitz nach unten, hat sich auch hier gezeigt, dass beim Anfahrprozess die in der Trompete eingekapselte Luft nach einigen Sekunden mit der Strömung an die Oberfläche des Gießspiegels getrieben wurde. In Abb. C-18 sind noch zwei kleine Lufteinschlüsse zu erkennen, als das Tauchrohr gerade eingetaucht wurde. Diesbezüglich ist aber in Abb. C-19 zu

erkennen, dass sich während des kontinuierlichen Betriebes keine Luftblasen an der oberen Kante der Trompete befinden.

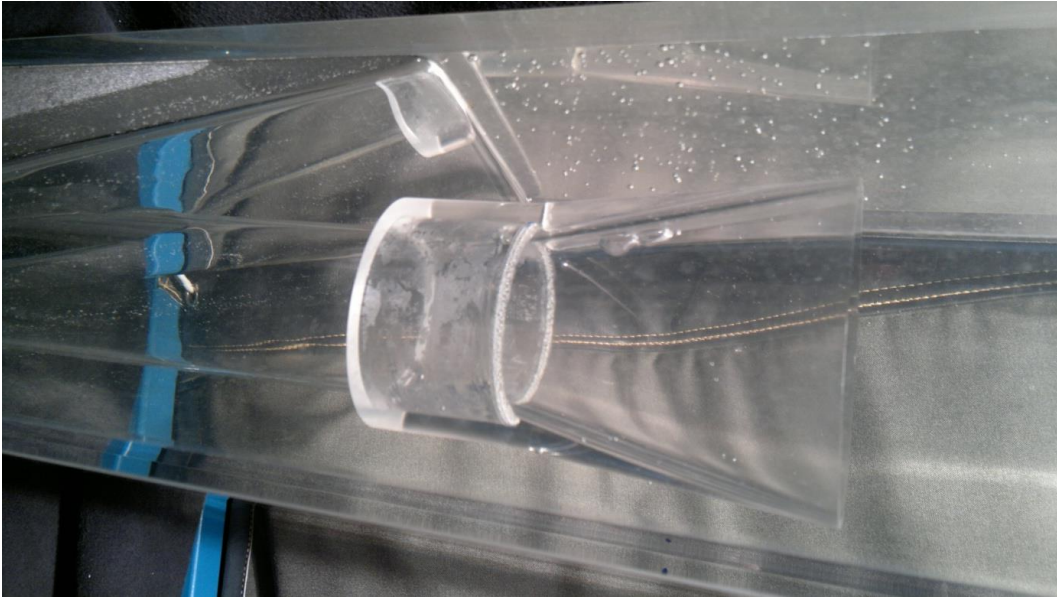


Abb. C-18: Eingetauchtes Tauchrohr mit Trompete ohne Schlitz. Ein geringer Lufteinschluss wird beim Anfahren beobachtet.

Die Hauptströmung ist in der Mitte der Bandgießanlage gerichtet und hat ein symmetrisches Geschwindigkeitsprofil mit einer maximalen Geschwindigkeit von ca. 1,4 m/s.

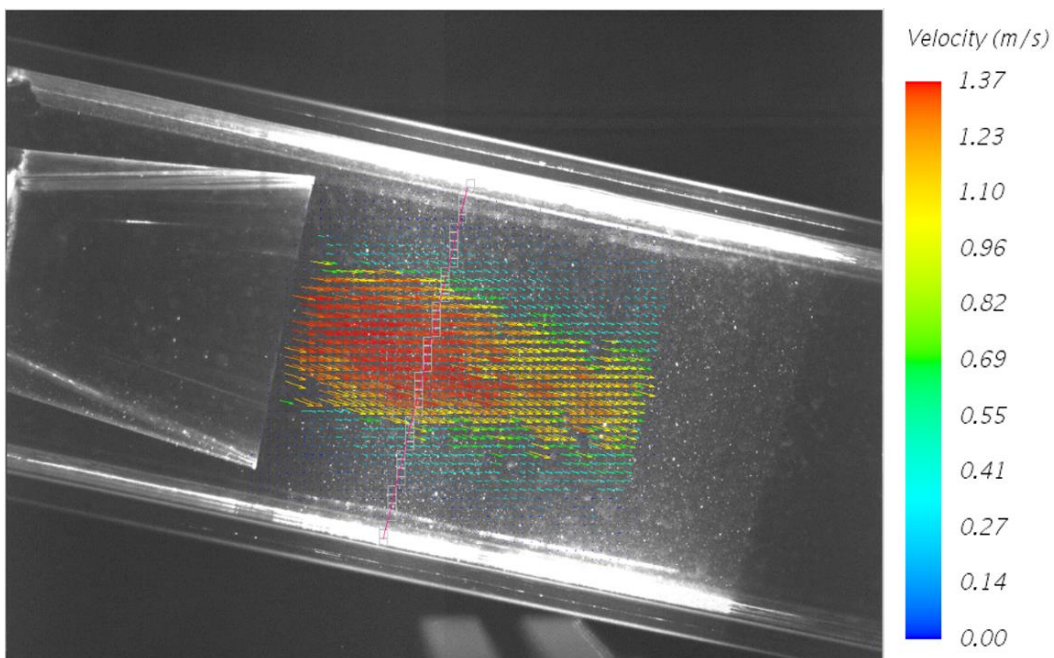


Abb. C-19: Vektordarstellung des Geschwindigkeitsprofils beim Tauchrohr mit Trompete ohne Schlitz

Diese Konfiguration zeichnet sich durch ihren unkomplizierten Anfahrprozess aus und ihre fast 20% geringere Maximalgeschwindigkeit im Vergleich zum runden Tauchrohr ohne Trompete.

C.2.4 Rundes Tauchrohr mit Trompete und Entlüftungsschlitz oben

Die erste Konfiguration des runden Tauchrohrs mit Trompete und Entlüftungsschlitz war die (normale) Anordnung mit dem Schlitz nach oben.

Wie erwartet, hatte diese Anordnung einen unkomplizierten Anfahrprozess der Anlage mit sich gebracht. Weiterhin hat der Schlitz eine gewaltige Reduzierung der Strömung im oberen Bereich der

Trompete zur Folge, da durch diesen Schlitz weitere Flüssigkeit aus der Umgebung gezogen wurde, ähnlich einem Bypass.

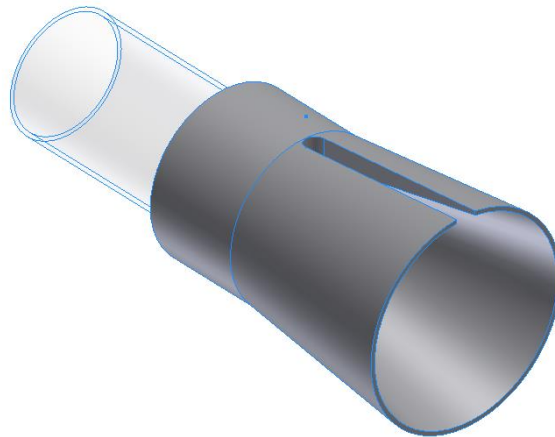


Abb. C-20: CAD-Zeichnung des runden Tauchrohres mit Trompete, Schlitz oben

Dadurch ist die dominierende Strömung auf das untere Transportband gerichtet, was allerdings in der Wirklichkeit zu einer zusätzlichen Belastung des Transportbandmaterials führen könnte.

Das ungleichmäßig verteilte Strömungsprofil dieser Tauchrohrvariante führt zu einem großen Rezirkulationsgebiet im oberen Bereich des Strömungsraumes, wie in der Vektordarstellung der Geschwindigkeit in Abb. C-21 gut zu erkennen ist. Die maximal auftretende Geschwindigkeit liegt bei ca. 1,4 m/s.

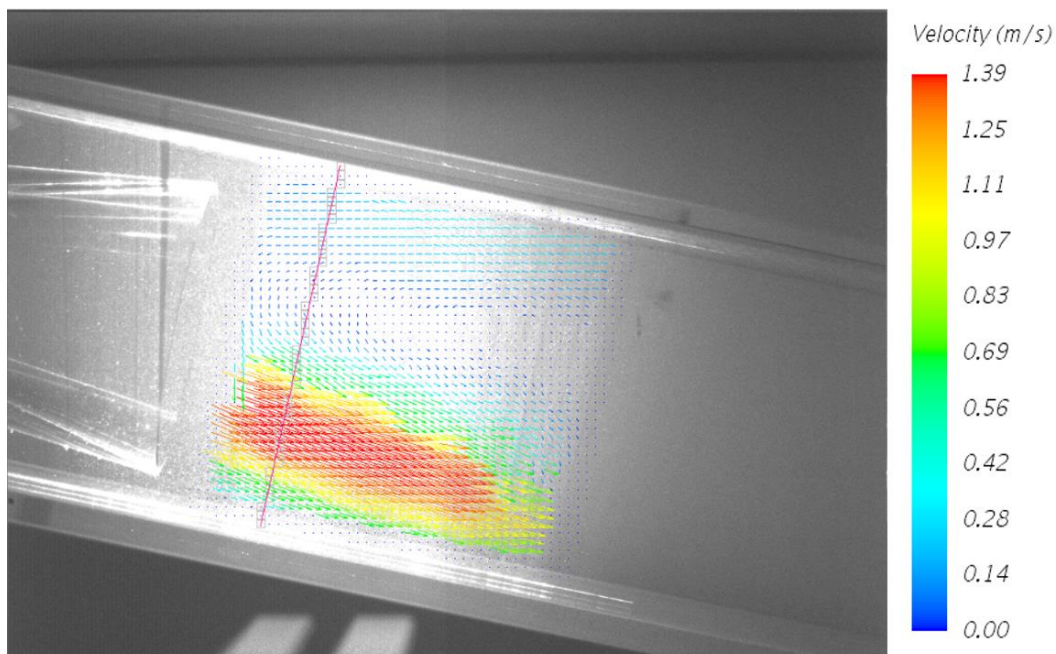


Abb. C-21: Vektordarstellung des Geschwindigkeitsprofils beim Tauchrohr mit Trompete, Schlitz oben

C.2.5 Rundes Tauchrohr mit Trompete und Entlüftungsschlitz unten

Die zweite Konfiguration des runden Tauchrohres mit Trompete und Entlüftungsschlitz, war die Anordnung des Schlitzes nach unten. Hierbei sollte sich zeigen, ob die Notwendigkeit eines Schlitzes überhaupt besteht, um die eingekapselte Luft in der Spitze der Trompete beim Anfahrprozess hinaus zu bekommen. Es hat sich in der Tat gezeigt, dass nach kurzer Zeit jegliche Luftblasen von der Strömung aus der Trompetenspitze hinaus gedrückt wurden. Daher erscheint der Schlitz prinzipiell überflüssig.

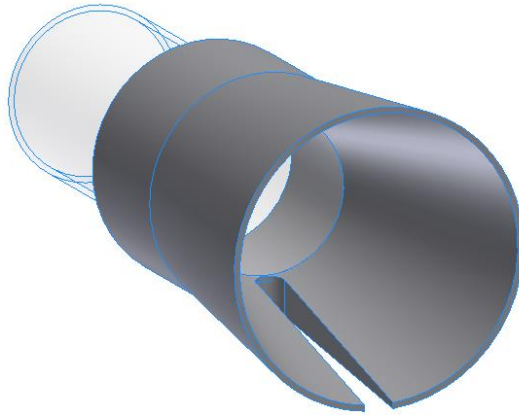


Abb. C-22: CAD-Zeichnung des runden Tauchrohres mit Trompete, Schlitz unten

Auf der Abb. C-23 ist das Vektorfeld der Geschwindigkeit aus den PIV-Messungen zu erkennen und zeigt eine deutliche Ausrichtung des Geschwindigkeitsprofils auf der gegenüberliegenden Seite des Entlüftungsschlitzes (also hier nach oben). Die Hauptströmung ist damit direkt auf das obere Transportband gerichtet und könnte zu zusätzlichen sowohl thermischen als auch mechanischen Belastungen des Transportbandmaterials der Bandgießanlage führen. Die maximal auftretende Geschwindigkeit liegt erneut bei ca. 1,4 m/s.

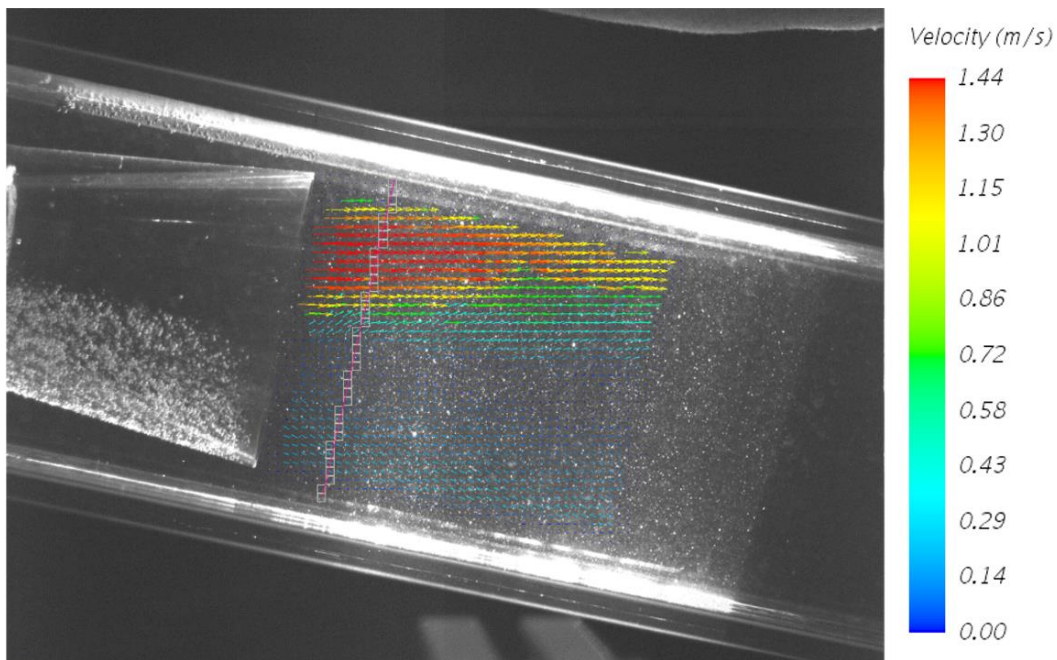


Abb. C-23: Vektordarstellung des Geschwindigkeitsprofils beim Tauchrohr mit Trompete, Schlitz unten

Des Weiteren ist bei dieser Konfiguration zu erkennen, dass relativ viele Luftblasen während des Anfahrprozesses an die gegenüberliegende Wand (oben) gedrückt und beim Aufsteigen durch eine entgegengerichtete Strömung gehindert werden.

Dieser Effekt ist in Abb. C-24 gut zu erkennen. Es befinden sich Luftblasen an der oberen Wand, die auch nach einem längeren kontinuierlichen Betrieb nicht aufsteigen konnten. Beim Herstellungsprozess von Stahl liegt hier die Gefahr, dass diese Luftblasen in die ausgehärtete Wandschicht des Stahls eingeschlossen werden könnten, was die Qualität stark beeinträchtigen würde.

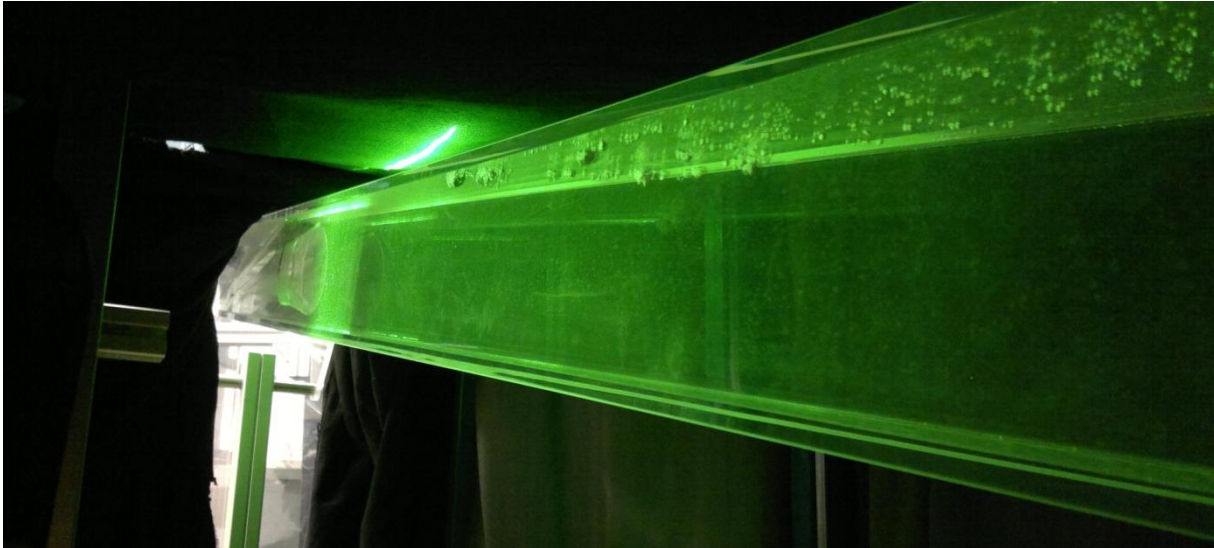


Abb. C-24: Luftblasen an der Oberseite der Bandgießanlage

C.2.6 Rundes Tauchrohr mit Trompete und Doppelschlitz vertikal

Aus den vorhergehenden PIV-Untersuchungen konnten viele aufschlussreiche Informationen über die Verteilung der Geschwindigkeit am Auslass des Tauchrohres gefunden werden. Gerade die starke Verschiebung der Geschwindigkeitsspitze durch den eingearbeiteten Entlüftungsschlitz, war so interessant, dass Wiederholungsmessungen mit einem Doppelschlitz durchgeführt wurden und dabei das Geschwindigkeitsprofil sowohl von der Seite (Abb. C-26) als auch von Oben (Abb. C-27) ermittelt wurde.

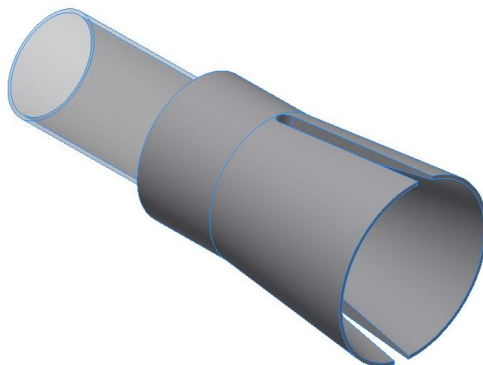


Abb. C-25: CAD-Zeichnung des runden Tauchrohres mit Trompete mit Doppelschlitz, vertikal ausgerichtet

Um Missverständnisse auszuschließen, soll darauf hingewiesen werden, dass das Langloch, welche auf Abb. C-26 zu sehen ist, keine Öffnung ist, sondern ein Stück Plexiglas, welches die ältere Öffnung des Entlüftungsschlitzes aus den vorhergegangenen Untersuchungen wieder verschließt. Dieses Stückchen ist leicht milchig im Gegensatz zum restlichen Material. Die Reihenfolge der Messungen ist dabei ausschlaggebend, weil zuerst die Messungen mit einem Schlitz (oben und unten) durchgeführt wurden und dann erst das Interesse an einer Messung mit geschlossener Trompete aufkam. Daher wurde der Schlitz wieder verklebt. Für die Untersuchungen des „Doppelschlitzes“ war es einfacher zwei neue Langlöcher zu fräsen als das eingeklebte Stück aufzubohren. Die Öffnungen auf Abb. C-26 sind oben und unten, wie auf der Draufsicht in Abb. C-27 wieder gut zu erkennen ist.

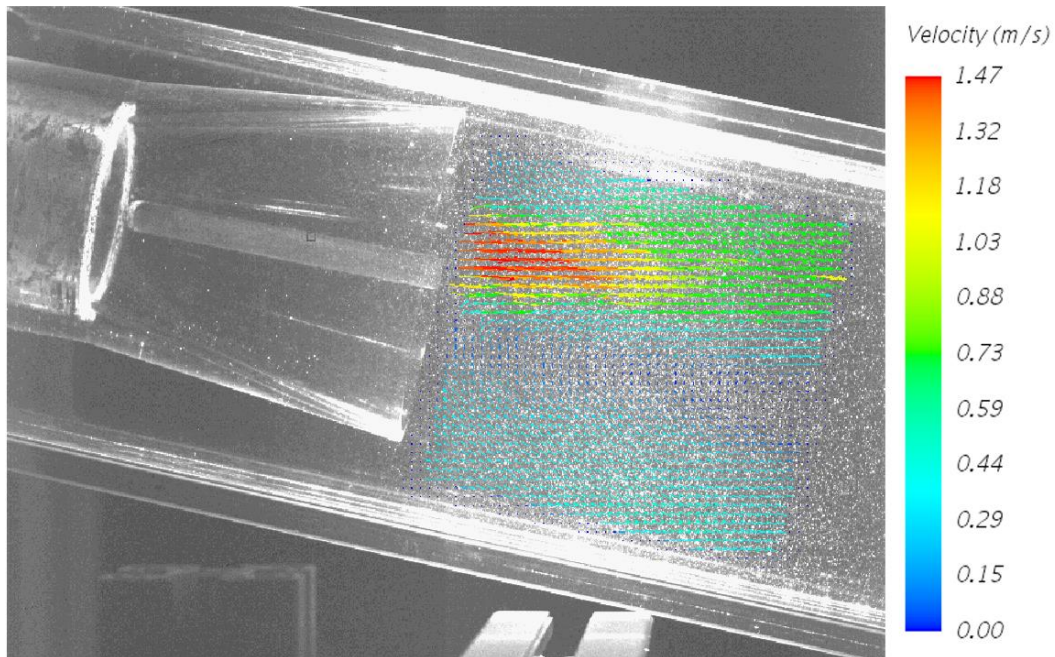


Abb. C-26: Vektordarstellung des Geschwindigkeitsprofils beim Tauchrohr mit Trompete, vertikaler Doppelschlitz, Seitenansicht

Interessant ist dabei die Ähnlichkeit des Strömungsprofils zu der Konfiguration mit einem Schlitz auf der Unterseite (Abb. C-23), wobei jedoch die Ausrichtung des Strahls nicht ganz so stark zur oberen Wand zeigt und damit eindeutig durch die zusätzliche Öffnung oben eine Reduzierung der Kräfte auf den oberen Belt erzeugt werden könnte. Auch die maximale Geschwindigkeit ist auf demselben Niveau, nur auf einen kleineren Bereich verteilt.

Die Durchströmung des unteren Schlitzes führt zu einem Rückströmungsgebiet weit vom Auslass des Tauchrohres entfernt mit einem Zentrum fast in der Mitte der Kokille. Der obere Schlitz erzeugt ein weiteres Rückströmungsgebiet im oberen Bereich der Kokille kurz nach dem Auslass des Tauchrohres.

Einen tatsächlichen Aufschluss über die räumliche Verteilung der Strömung kann durch die zusätzliche Aufnahme aus der Draufsicht erlangt werden, wie sie in Abb. C-27 zu sehen ist. Die Schlitzte an der Ober- und Unterseite, saugen weiteres Fluid aus der Umgebung in die Hauptströmung, mit dem Resultat, dass die Geschwindigkeit in der Mitte reduziert wird. Die maximalen Geschwindigkeiten können daher aus der Seitenansicht nicht festgestellt werden, während nur die Ansicht von oben zeigt die maximale Ausprägung des Geschwindigkeitsprofils. Diese Tatsache macht die Strömung hochgradig dreidimensional und interessant für zukünftige Anwendungsgebiete.

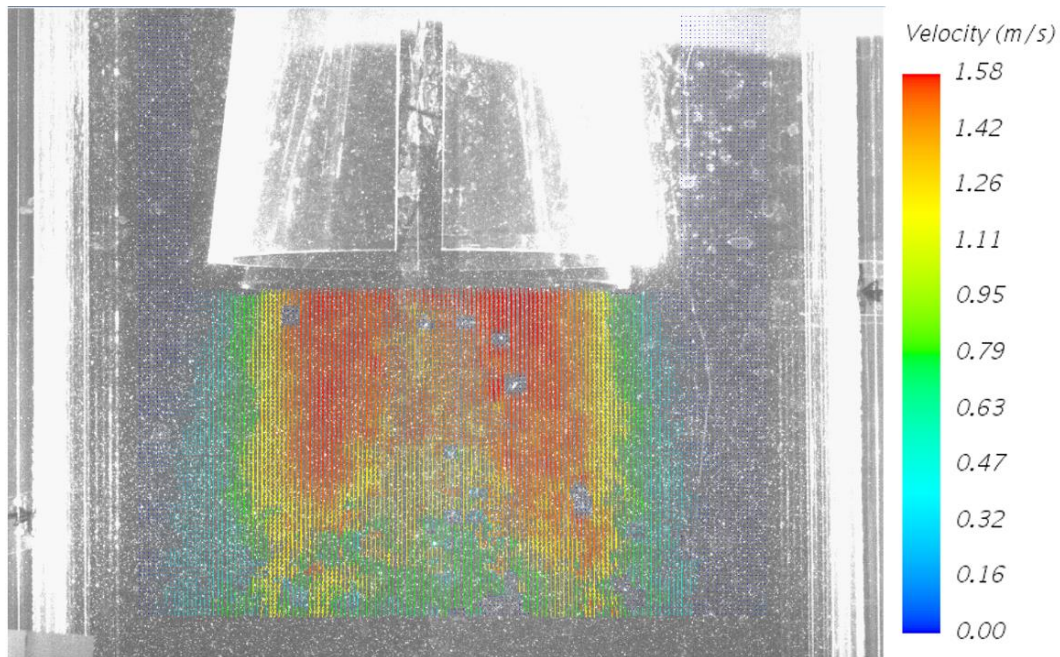


Abb. C-27: Draufsicht des Geschwindigkeitsprofils beim Tauchrohr mit Trompete, vertikaler Doppelschlitz

Die Verteilung des Geschwindigkeitsprofils in der Draufsicht besitzt einen v-förmigen Charakter und ist sehr symmetrisch verteilt. Das Geschwindigkeitsprofil in der seitlichen Betrachtung zeigt eine starke Ablenkung des Strahls an die obere Wandung der Kokille, trotz der symmetrischen Fertigung des Doppelschlitzes. Diese Verschiebung könnte an dem Einfluss der freien Oberfläche liegen, welche sich unmittelbar oberhalb der Trompete befindet und auf den Aufnahmen leider nicht zu erkennen ist.

C.2.7 Rundes Tauchrohr mit Trompete und Doppelschlitz horizontal

Eine weitere Wiederholungsmessung erfolgte an der Tauchrohröffnung in Form einer Trompete mit Doppelschlitz in horizontaler Ausrichtung. Das erwartete Geschwindigkeitsprofil sollte der vorhergehenden Untersuchung mit vertikaler Ausrichtung sehr ähneln, um 90° gedreht.

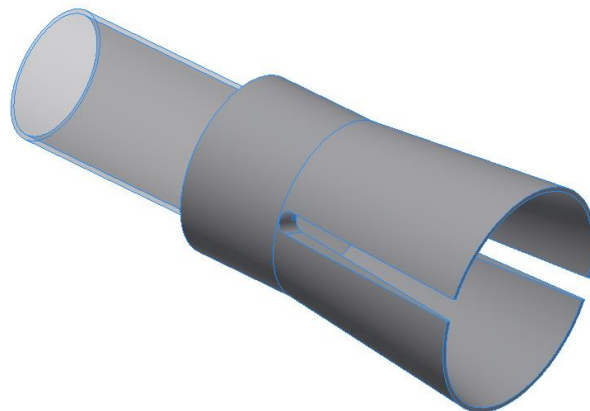


Abb. C-28: CAD-Zeichnung des runden Tauchrohres mit Trompete mit Doppelschlitz, horizontal ausgerichtet

Wie in der seitlichen Betrachtung (Abb. C-28) zu sehen ist, entspricht das v-förmige Geschwindigkeitsprofil dem aus der Draufsicht aus dem vorherigen Versuch mit vertikaler Ausrichtung in Abb. C-27. Das besondere an der Geschwindigkeitsverteilung ist die Symmetrie, die nur leicht verstärkt im oberen Bereich auftritt. In den vorherigen Untersuchungen wurde eine regelrechte Anziehung der Strömung an die obere Wandung festgestellt, welche hier fast völlig fehlt.

Damit kann durch diese Form des Einbaus ein Einfluss der Wandung, wie es beim vertikalen Einbau der Fall war, verhindert oder zumindest minimiert werden.

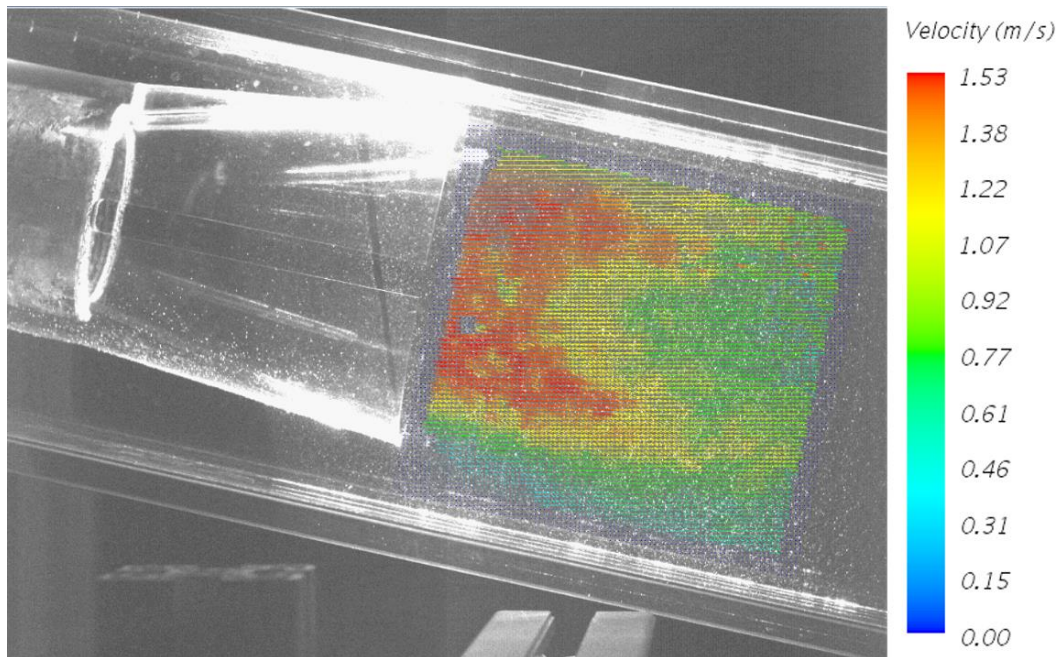


Abb. C-29: Vektordarstellung des Geschwindigkeitsprofils beim Tauchrohr mit Trompete, horizontaler Doppelschlitz, Seitenansicht

In der Draufsicht aus Abb. C-30 können zwei Rezirkulationsgebiete identifiziert werden, dadurch dass im unteren Abschnitt des Bildes die Geschwindigkeit in der Mitte am höchsten ist, zu den Seiten hin abfällt und dann in der Nähe der Ränder wieder stromaufwärts zunimmt. Das Zentrum dieser beiden Wirbel liegt jedoch noch innerhalb der Beobachtungsebene, jeweils links und rechts der höchsten Ausprägung der Geschwindigkeit in der Mitte der Ebene.

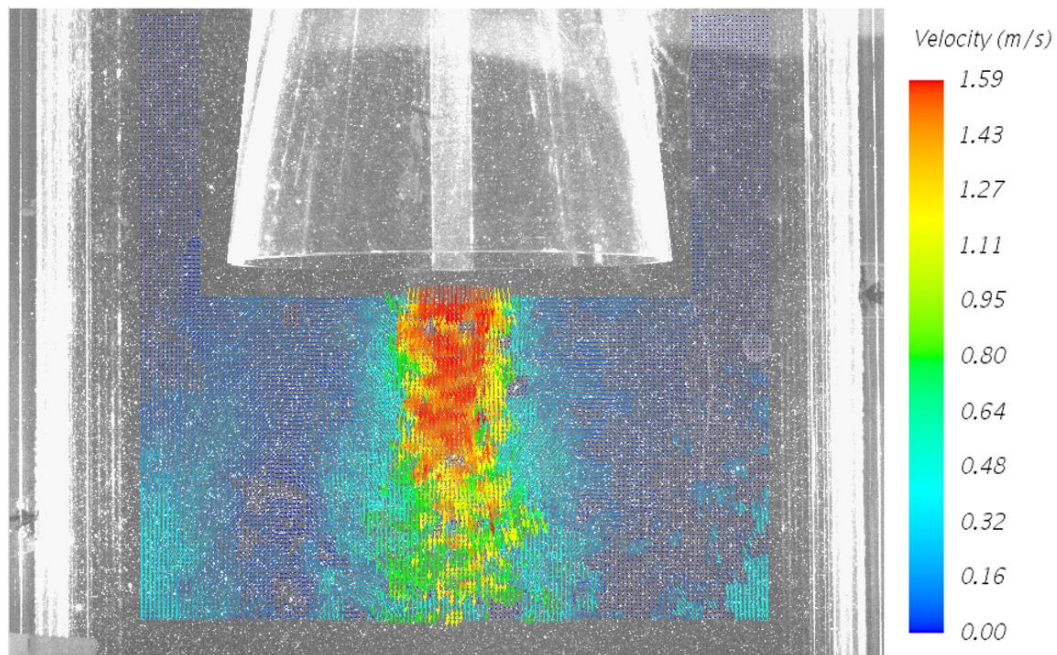


Abb. C-30: Draufsicht des Geschwindigkeitsprofils beim Tauchrohr mit Trompete, horizontaler Doppelschlitz

Erneut wird darauf hingewiesen, dass das Langloch, welche auf Abb. C-30 zu sehen ist, keine Öffnung ist, sondern ein Stück Plexiglas, welches die ältere Öffnung des Entlüftungsschlitzes aus den vorhergegangenen Untersuchungen wieder verschließt. Die Öffnungen auf Abb. C-30 sind links und rechts, wie auf der Seitenansicht in Abb. C-29 wieder gut zu erkennen ist.

C.2.8 Rundes Tauchrohr mit 12° Gärung

Es wird eine große Luftmenge eingekapselt, die erst nach langem Betrieb im stationären Zustand an die Oberfläche des Gießspiegels gelangt ist, nachdem die Luft aus der Spitze des Rohres vollständig hinaus gedrückt wurde. Die Hauptrichtung der Strömung ist in der Mitte der Bandgießanlage (Abb. C-31: Vektordarstellung des Geschwindigkeitsprofils beim Tauchrohr mit 12° Gärung).

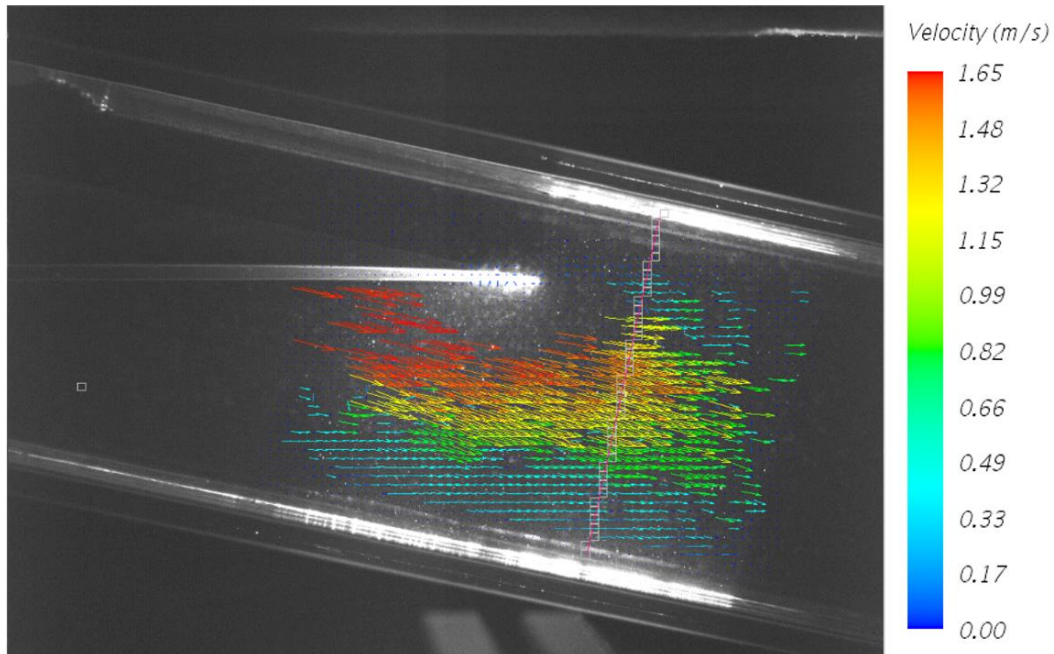


Abb. C-31: Vektordarstellung des Geschwindigkeitsprofils beim Tauchrohr mit 12° Gärung

Solange sich aber noch Luft in der Spitze des Tauchrohres befindet, wirkt diese wie ein stehendes Hindernis, wie in Abb. C-8 zu erkennen ist. Die Strömung wird dabei nach unten abgelenkt und zeigt auf das untere Transportband der Bandgießanlage. Daraus entstehen zusätzliche Belastungen für das Material.

C.2.9 Besonderheiten beim Betrieb des Wassermodells

C.2.9.1 Einfluss der Stopfenstellung

Der Wassermodell-Versuchsstand hat zwei frei Oberflächen, eine im Tundish und eine in der Kokille bzw. zwischen den Bändern der Bandgießanlage (siehe auch Abb. C-41). Diese freien Oberflächen werden als Badspiegel bezeichnet und dessen Höhe hängt nicht allein von der Position des Stopfens ab, sondern auch von der Menge an Wasser, die aus der Kokille ausfließt und der Menge an Wasser, die über das Schattenrohr aus der Pfanne in den Tundish einströmt. Um die endgültige Höhe des Stopfens über dem Tauchrohr einzustellen, die für eine kontinuierliche Produktion von z.B. 90 t Stahl/h notwendig ist, müssen die Randbedingungen vor und nach dem Stopfen beachtet werden. Im Folgenden wird der Versuchsstand in drei Bereiche (Gießspiegel im Tundish, Gießspiegel in der Kokille bzw. im Beltcaster, und Gießgeschwindigkeit) eingeteilt. In der Stranggusstechnik wird der Volumenstrom letzten Endes mit drei Regelkreisen eingestellt:

Regelkreis 1 (der „Master“):

Der Volumenstrom des Stranges wird separat eingestellt bzw. geregelt und entspricht der Gießgeschwindigkeit. Das Stranggussformat ist durch den Querschnitt der Anlage festgelegt und beträgt zum Beispiel für den Bandguss 175 mm x 125 mm. Mit der geregelten Gießgeschwindigkeit (Abzugsgeschwindigkeit des Stranges) ergibt sich dann ein konstanter Volumenstrom/Massenstrom.

Regelkreis 2:

Der Gießspiegel im Tundish wird über den Pfannenschieber auf ein konstantes Niveau geregelt.

Regelkreis 3:

Der Gießspiegel im Beltcaster (bzw. in der Kokille) wird über die Stopfenposition geregelt bzw. auf einem konstanten Niveau gehalten. Das heißt, der ferrostatische (im Wassermmodell der hydrostatische) Druck ist immer konstant. Der Volumenstrom, der sich dann unter Nutzung des „Drosselorgan Stopfen“ ergibt, ist automatisch derselbe wie der des abgezogenen Stahlstranges im Regelkreis 1.

Bei Untersuchungen anderer Forschungsgruppen kam der Einfluss des Stopfens meist nicht zum Tragen und die Kokille hatte keinen freien Badspiegel [12]. Hierbei wurden Einlass- und Auslassströmung über ein und dieselbe Pumpe gesteuert, was eine starke Vereinfachung darstellt.

Eine Besonderheit des Wassermmodell-Versuchsstandes in Magdeburg ist die hohe Anzahl an Freiheitsgraden, die der Strömung im Tundish und in der Kokille gegeben werden. Die Regulierung der Füllstände in Tundish und Kokille erfolgen im Wesentlichen durch nur eine Einströmung von Wasser durch das Schattenrohr mit der gewünschten Menge, um eine entsprechende Gießgeschwindigkeit zu erreichen. Die Gießgeschwindigkeit ist die Geschwindigkeit mit der der erstarrte Stahlknüppel aus der Standgussanlage herausgezogen wird. Daraus ergibt sich die Produktionsmenge an Stahl. Im Fall der zu untersuchenden Strangguss- und Bandgießanlage sind es jeweils 90 t Stahl/h, wobei in der Abbildung des Stranggusses 4 Auslassrohre (Tauchrohre) vorhanden sind und in der Bandgießanlage das gesamte Fluid durch ein einziges Tauchrohr fließen soll.

Mit einer Dichte von 7200 kg/m^3 für Stahl bei 1550 °C ergeben sich folgende Randbedingungen für den Volumenstrom im Wassermmodell:

Tabelle 37: Massen und Volumenströme im realen Strangguss und Bandguss im Wassermmodell

Gießart	Massenstrom Stahl [t/h]	Durchmesser Tauchrohr [mm]	Volumenstrom Stahl/Wasser [m^3/h]	Querschnitt Kokille [mm]	Gießgeschwindigkeit [m/min]
Strangguss	22,5	32	3,125	150 x 150	2,31
Bandguss	90	56	12,5	125 x 175	9,52

Die Höhe des Stopfens ergibt sich immer aus dem vorgegebenen Volumenstrom, der Eintauchtiefe des Tauchrohres und der Füllstand im Tundish. Beim Start des Versuches wurde der gewünschte Volumenstrom über die Pumpe im Heizbecken und der Tundish mit geschlossenen Stopfen befüllt. Mit steigendem Badspiegel im Tundish musste die Fördermenge der Pumpe wieder nachjustiert werden, da der Füllstand auf der Saugseite der Pumpe geringer wurde und der Füllstand auf der Druckseite höher wurde. Dann wird der Stopfen geöffnet und der Füllstand im Tundish beobachtet. Die Höhe des Stopfens wird so gewählt, dass der Badspiegel konstant bleibt.

Für eine ausgewählte Anzahl an Volumenströmen wurde die dazugehörige Stopfenhöhe dokumentiert und in Tabelle 44 (im Anhang) zusammengefasst. Der Badspiegel im Tundish wurde über den Zeitraum von 10 Minuten beobachtet und seine Veränderung ebenfalls dokumentiert.

Während des Versuches war das Auslassventil der Kokille vollständig geöffnet und die Flüssigkeit ist als Freistrahle aus dem Tauchrohr ausgetreten. Lediglich bei den drei höchsten Einstellungen des Stopfens (5,9 mm; 7,5 mm und 8,7 mm) war die Menge an Wasser aus dem Tauchrohr mehr als über das Ventil aus der Kokille wieder austreten konnte, und es haben sich 3 stabile Eintauchtiefen des Tauchrohres eingestellt. Dieses Eintauchen führte zu einem höheren Volumenstrom als aus dem Trend der Kurve in Abb. C-32 zu erwarten war.

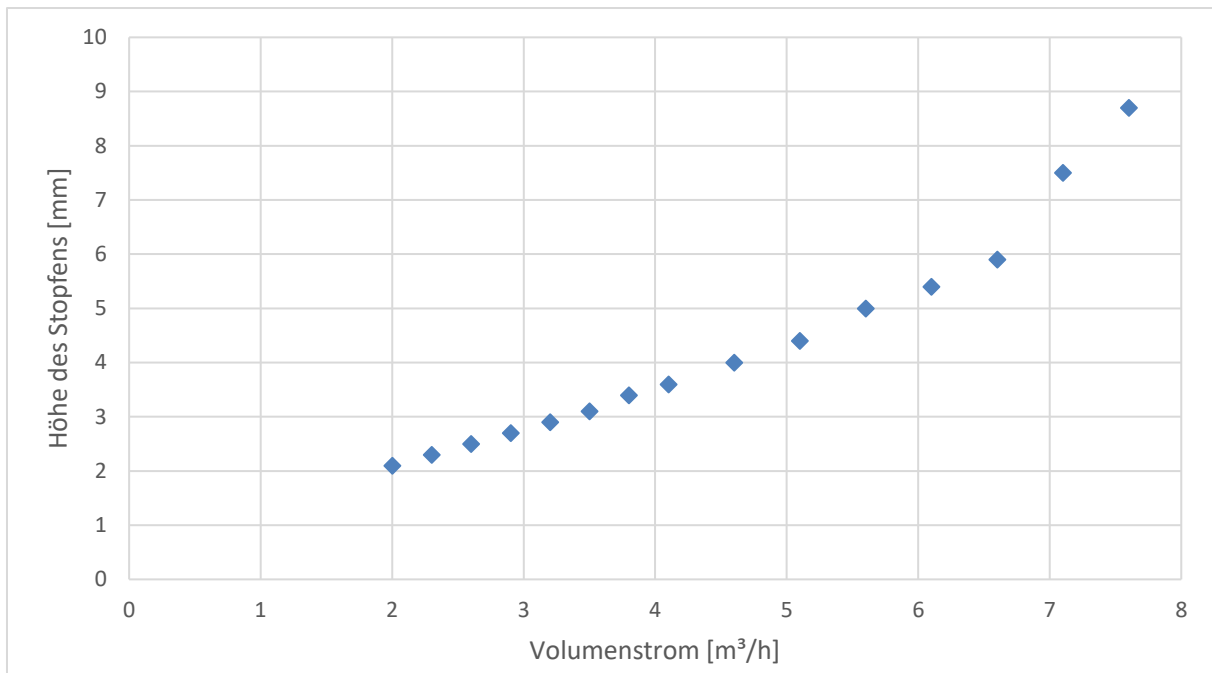


Abb. C-32: Darstellung des Volumenstroms in Abhängigkeit von der eingestellten Stopfenhöhe

C.2.9.2 Vibrationen des Stopfens

Im Gegensatz zum bereits angewandten Strangguss-Verfahren soll bei der Bandgießanlage der Durchsatz an Stahl vervierfacht werden, um die Zuführung aus einem einzigen Tauchrohr zu gewährleisten. Das hierfür nötige Tauchrohr muss einen größeren Strömungsquerschnitt aufweisen, als eines der jetzigen vier Tauchrohre.

In der Folge kann der Stopfen tiefer in die Öffnung des Tauchrohres herabgelassen werden, wie in Abb. C-33 schematisch dargestellt ist.

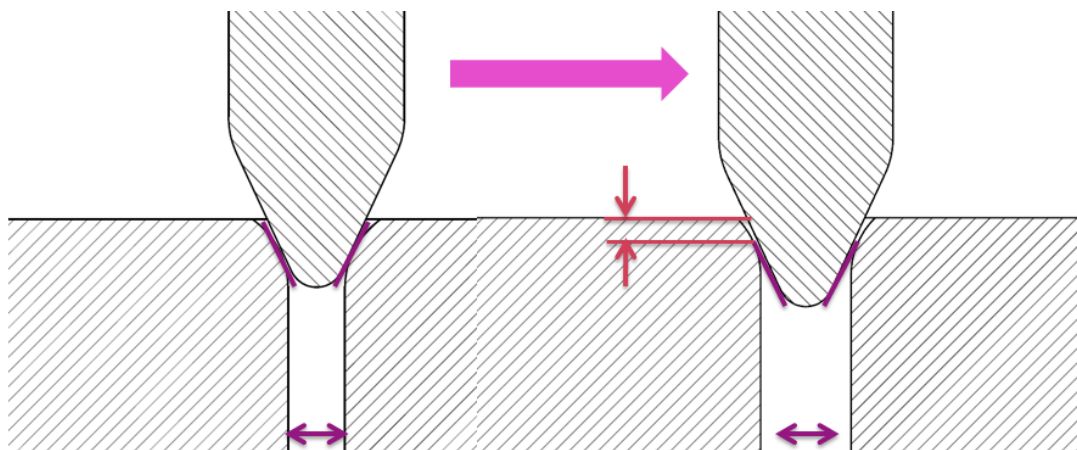


Abb. C-33: Sitz des Stopfens bei Querschnittserweiterung des Tauchrohres

Die Folge dieser Änderung war im Wassermodell das Auftreten einer starken Vibration des Stopfens, die selbst durch eine Versteifung der Traverse (zweiachsige Traverse) nicht behoben werden konnte. Auch eine zusätzliche Lagerung des Stopfens konnte die auftretenden Vibrationen nicht minimieren.

Als Ursache für die Vibrationen wurde zunächst das Abreißen der Strömung nach der Stopfenspitze angenommen. Die entsprechende Verwirbelung sollte durch das Einbringen eines Strömungsbrechers in Form eines Kreuzes unterbunden werden (Abb. C-34).

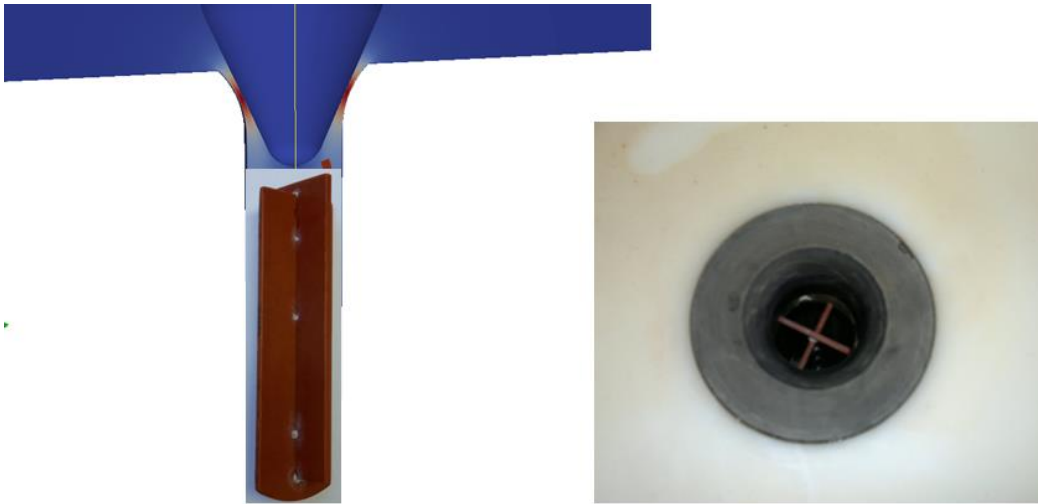


Abb. C-34: Schematische Positionierung eines Strömungsbrechers (links), Draufsicht im Tauchrohr (rechts)

Jedoch führte diese Änderung nur zu einer minimalen Abschwächung der Vibrationen.

Numerische Simulationen der Region um die Stopfenspitze haben anschließend gezeigt, dass der vergrößerte Übergangsbereich vom Verteiler in das Tauchrohr, welches vom Stopfen geschlossen wird, die höchsten Geschwindigkeiten aufweist und damit auch die höchsten Druckgradienten.

Wenn der Stopfen nicht perfekt in der Mitte des Tauchrohrs sitzt und damit eine geringe Asymmetrie besitzt, erhöht sich die Geschwindigkeit des Fluides an der jeweils engeren Stelle in dem Spalt zwischen Stopfen und Tauchrohr. Diese asymmetrische Geschwindigkeitsverteilung führt, ähnlich wie bei der Tragfläche eines Flugzeugs, zu einem Druckunterschied, welcher wiederum zu entsprechenden Kräften führt. Diese Druckkraft wirkt seitlich und wenn die Position des Stopfens sich innerhalb der Tauchrohröffnung geändert hat, stellt sich auf der gegenüberliegenden Seite die höhere Geschwindigkeit ein. Dadurch schaukelt sich das System auf und erzeugt die störenden Vibrationen.

Bei näherer Betrachtung ist dieses Phänomen bereits bei den Ausgangskonfigurationen mit einem Tauchrohr von 32 mm Durchmesser aufgetreten. Jedoch war dort die Projektionsfläche zwischen Stopfenspitze und Tauchrohr geringer und damit auch die angreifenden Kräfte.

Abhilfe hat eine konstruktive Änderung ergeben in dem die **Stopfenspitze abgerundet** wurde, wie in Abb. C-35 und Abb. C-36 gezeigt wird. Damit konnte das **Vibrationsproblem gelöst** werden.

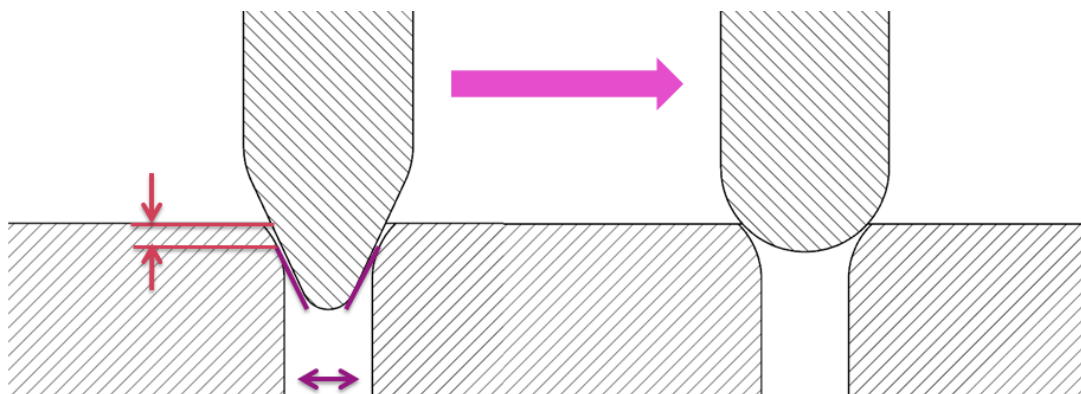


Abb. C-35: Konstruktive Änderung der Stopfenspitze (Abrundung)



Abb. C-36: Verbesserte Stopfenspitze für das Verfahren der Bandgießanlage

C.2.9.3 Hysterese beim Anfahrprozess

Zu Beginn des Versuches wird der Verteiler mit Wasser gefüllt, bis dort eine Wasserhöhe von 80 cm erreicht wird. Dieser Wasserspiegel entspricht auch der Höhe des Stahlsiegels beim Herstellungsprozess von Stahl.

Durch das Anheben des Stopfens im Verteiler fließt das Wasser durch das Tauchrohr in die Kokille, wobei das Wasser vorerst in Form einer Filmströmung im Tauchrohr fließt, wie auf Abb. C-37 zu erkennen ist. Im Tauchrohr befinden sich dadurch Wasser und Luft. Der resultierende Massenstrom ist geringer als wenn die Strömung in dem Rohr voll ausgebildet wäre.

Je mehr Wasser durch das Tauchrohr fließt, desto mehr Luft wird hinaus gedrückt, bis sich nur noch Wasser im Rohr befindet. Dazu muss der Stopfen im Verteiler immer höher eingestellt werden, um immer mehr Wasser durchzulassen. Ist der Punkt erreicht, bei dem die Wasserströmung voll ausgebildet ist, ist diese Strömung wiederum sehr stabil und der Stopfen kann wieder gesenkt werden. Dieser Effekt wird Hysterese-Effekt genannt, bei dem ein bestimmter Punkt überschritten werden muss, um einen Effekt zu erreichen, der dann aber stabil bleibt, wenn der Punkt wieder unterschritten wird. Für die vollausbildete Rohrströmung ist daher wichtig, von welcher Seite dieser Zustand erreicht wird.



Abb. C-37: Filmströmung im Tauchrohr bei geringem Massenstrom

Bei 10°C Wassertemperatur wurde eine vollausbildete Rohrströmung nach einer Anhebung des Stopfens um 2,8 mm erreicht, welches einem Volumenstrom von ca. 9,8 m³ Wasser/h entspricht.

Bei einer Wassertemperatur von 25°C (niedrigere Viskosität, ähnlich wie Stahl) wurde eine vollausbildete Rohrströmung erst nach dem Anheben des Stopfens um 3,3 mm erreicht, welches einem Volumenstrom von ca. 11,5 m³/h (gleich für Wasser und Stahl) entspricht.

Bei einer Wassertemperatur von 30°C konnte anschließend der Stopfen wieder bis zu einer Höhe von 1,5 mm geschlossen werden, bis die Strömung im Rohr wieder zu einer Filmströmung geworden ist.

Diese Höhe des Stopfens entspricht einem Volumenstrom von ca. $3 \text{ m}^3/\text{h}$ und ist damit nur ein Drittel des Volumenstroms, der nötig war, um zuerst die Rohrströmung stabil und voll ausgebildet werden zu lassen.



Abb. C-38: Vollausbildete Rohrströmung im Tauchrohr

Wann sich eine Strömung voll ausgebildet hatte, ist zusätzlich noch abhängig von der Oberflächenbeschaffenheit der Rohrwand. Wurde der Test wiederholt und das Rohr war von innen schon leicht mit Wasser benetzt, konnte sich die Rohrströmung schon manchmal bei einer Stopfenhöhe von $3,1 \text{ mm}$ voll ausbilden, welche einem Volumenstrom von ca. $10,7 \text{ m}^3$ Wasser/h entspricht.

Das Tauchrohr hat einen konstanten Innendurchmesser von 56 mm und eine voll ausgebildete Rohrströmung wurde immer erreicht, bevor der für den stationären Betrieb vorgesehene Volumenstrom von $12,5 \text{ m}^3/\text{h}$ erreicht wurde. Eine Erweiterung des Strömungsquerschnittes führt aber zu einem Abreißen der vollausbildeten Rohrströmung, wie auch bei der trompetenförmigen Variante des Tauchrohrs zu erkennen war (Querschnittserweiterung auf einen Durchmesser von 98 mm , s. Abb. C-39).



Abb. C-39: Abriss der vollausbildeten Rohrströmung bei Querschnittserweiterung

Derartige Beobachtungen können behilflich sein, um den realen Prozess im Betrieb besser zu verstehen bzw. zu verbessern.

C.2.10 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen des Tauchrohres

Die 8 unterschiedlichen Konfigurationen lassen sich generell in drei Hauptgruppen fassen: einfaches rundes Tauchrohr, rechteckiges Tauchrohr, und Tauchrohr mit Trompete. Darunter gab es noch kleinere Modifikationen und unterschiedliche Einbaupositionen, welche in den vorherigen Abschnitten im Detail beschrieben sind.

Die Erweiterung der PIV-Messungen von der Seite durch Messungen von oben haben viele neue Aufschlüsse über die komplexen dreidimensionalen Strömungsverhältnisse gegeben und lassen einige Empfehlungen aussprechen.

Die erste Empfehlung ist ganz eindeutig der Verzicht auf das rechteckige Tauchrohr auf Grund seines hohen Kontrollaufwandes. Auch wenn die Strömungsgeschwindigkeiten nach dem Auslass die geringsten sind im Verhältnis zu den anderen Konfigurationen, konnte erst nach einigen Anstrengungen eine vollausgebildete Rohrströmung erreicht werden. Diesen aufwendigen Anfahrprozess auf den realen Betrieb mit flüssigem Stahl umzumünzen erfordert zusätzliche Einbauten in Form eines Anfahrstützens, wie vorhin vorgestellt wurde, und birgt die Gefahr von Einfrierungen.

Eine weitere Konfiguration, die wenig erfolgversprechend scheint, ist das runde Tauchrohr mit einer 12° Gärung. Auch hier sind hartnäckige Einschlüsse von Luft die Grundlage für diese Entscheidung. Nach dem Anfahrprozess kann die verbleibende Luft an der Oberseite des Tauchrohres nicht herausgedrückt werden, da die Strömung schon am Beginn der Gärung nach unten umgelenkt wird und die Lufteinschlüsse an der Oberseite diesen Effekt noch verstärken und als zusätzlicher Widerstand wirken. Der verbleibende Lufteinschluss wird im Laufe des Betriebs hin und wieder von der Flüssigkeit erfasst und dadurch kleinere Blasen in die Kokille eingetragen. Dieses kann zu Lunkern führen und ist äußerst problematisch für die Qualität des erstarrten Stahls.

Danach folgen 2 Konfigurationen der Trompete mit einem Schlitz, deren Strömungsprofile asymmetrisch sind, welches Vor- und Nachteile hat. Ist der Schlitz oben angeordnet entweicht die Luft beim Anfahren sofort, was definitiv als Vorteil gesehen werden kann, jedoch haben die Untersuchungen mit dem Schlitz nach unten gezeigt, dass auch hier die Luftblasen beim Anfahren entweichen, es dauerte nur ein wenig länger. Die Nachteile liegen beim asymmetrischen Strömungsprofil, da in beiden Fällen die Flüssigkeit direkt auf die Transportbänder gelenkt wird und damit große Scherkräfte auf das Transportbandmaterial wirken; im realen Gießprozess wäre damit auch der Wärmeübergang auf das angeströmte Transportband größer, was zu thermischen Überbelastungen führen könnte. Diese Vermutung muss jedoch mit dem Hersteller der Transportbänder abgesprochen werden, da keine Informationen über die thermische Belastbarkeit bekannt sind. Fakt ist jedoch, dass die Transportbänder unterschiedlich stark belastet werden und damit eines der beiden Transportbänder früher gewartet werden muss. Ein Vorteil des asymmetrischen Strömungsprofils und dem Ansaugen von Flüssigkeit durch den Schlitz kann jedoch in der besseren Durchmischung des oberen Bereiches der Kokille liegen, im Gegensatz zu einem Strahl der direkt nach vorne gerichtet ist. Daher kann keine eindeutige Empfehlung ausgesprochen werden und die Vor- und Nachteile müssen im Einzelfall abgewogen werden.

Die beiden Konfigurationen mit dem Doppelschlitz zeigen gegenüber denen mit einem Schlitz eine fast 10% höhere maximale Geschwindigkeit, was auch mehr Turbulenz bedeutet und dem eigentlichen Ziel der Turbulenzreduzierung widersprechen. Jedoch würde dadurch die Durchmischung im oberen Bereich der Kokille unterstützt und Einfrierungen im realen Prozess verringert werden. Die vertikale Anordnung der Doppelschlitze zeigt eine ähnliche asymmetrische Geschwindigkeitsverteilung wie mit einem Schlitz der nach oben angeordnet ist, welche zu ungleichmäßigen Verschleiß der beiden Transportbänder und höheren thermischen Belastungen führen kann. Die horizontale Anordnung hingegen zeigt eine sehr gleichmäßige Verteilung der Geschwindigkeit über den gesamten Querschnitt und wäre damit die Bessere der beiden Varianten.

Eine eindeutige Empfehlung kann dem einfachen runden Tauchrohr ausgesprochen werden, weil es zu einer sehr gleichmäßigen Verteilung der Geschwindigkeit über den Querschnitt führt, in allen Raumrichtungen. Zwar ist die resultierende maximale Geschwindigkeit von allen acht Varianten die höchste, jedoch begünstigt die Einfachheit sowohl die Fertigung eines solchen Tauchrohres als auch dessen Stabilität.

Mit einer deutlichen Reduzierung der maximalen Geschwindigkeit um ca. 20% gegenüber dem einfachen **runden Tauchrohr** zeigt sich die Konfiguration **mit geschlossener Trompete**. Obendrein zeigt diese Variante eine sehr gleichmäßige Geschwindigkeitsverteilung in allen Raumrichtungen und ist daher als geeignetes Tauchrohr zur Reduzierung der Turbulenz zu empfehlen. Eine Auskunft über den Fertigungsaufwand kann leider nicht getroffen werden und muss bei einem Hersteller für Feuerfest-Materialien eingeholt werden. Aus hydrodynamischer Sicht erscheint diese Konfiguration **optimal**.

Eine Übersicht aller Konfigurationen mit Bewertung ihrer Eignung (gut, bedingt, schlecht) als Tauchrohr in der Bandgießanlage ist in Abb. C-40 dargestellt.

Die Ergebnisse aus den PIV-Messungen des runden Tauchrohres werden im folgenden Abschnitt zur Validierung eines numerischen Modells verwendet.

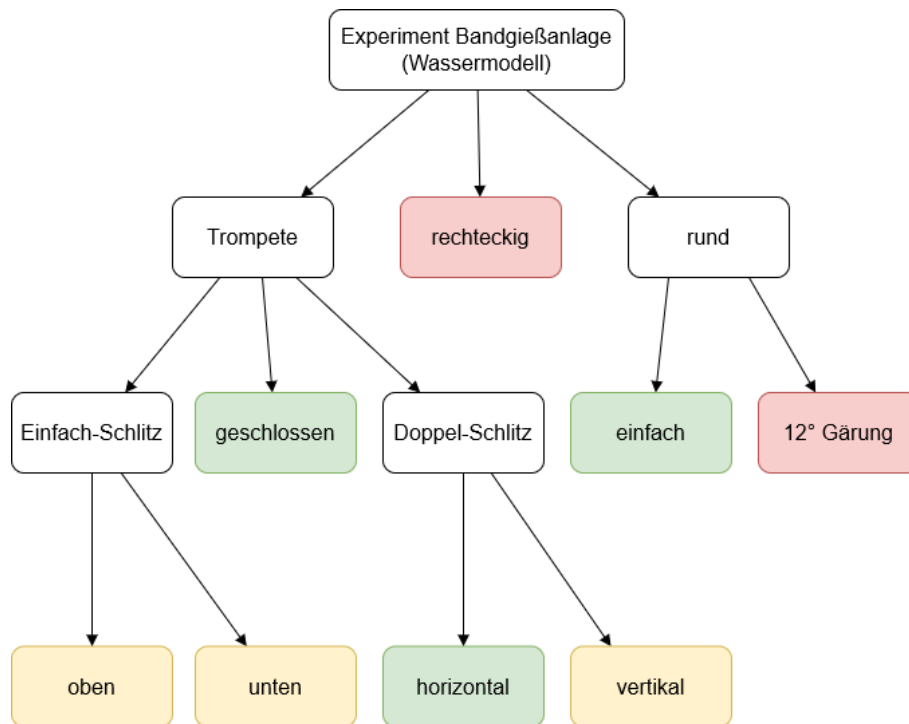


Abb. C-40: Übersicht der experimentellen Untersuchungen am Wassermodell der Bandgießanlage mit farblicher Codierung (grün= gut, gelb=bedingt, rot=schlecht)

C.3 Numerische Untersuchungen der Bandgießanlage

C.3.1 Einführung und Gesamtziel

Mit numerischen Strömungssimulationen können Informationen über das Verhalten von Strömungen gewonnen werden, die auf experimentellem Wege nicht oder nur schwer zu erlangen sind. Sie können zur Optimierung von Verfahren oder Produktentwicklungen herangezogen werden [53]. Im konkreten Fall der Bandgießanlage sollen die Einflussfaktoren für die Einströmung und deren Geschwindigkeitsverteilung ermittelt werden, um den Prozess des Bandgießens besser zu verstehen und eventuelle Modifikationen der Anlage durchzuführen. Diese Modifikationen könnten zum Beispiel eine Verlängerung der Transportbänder sein, da in einer späteren Anwendung der Strang beim Austritt aus der Anlage eine Wandstärke von 10 - 15 mm besitzen muss [12], um nicht aufzubrechen, so dass der flüssige Stahl aus der Bramme austritt. Die Erstarrung des Stahls ist zwar nicht Bestandteil dieser Untersuchung aber die notwendige Länge der Transportbänder wird länger sein, als die 2 m langen Bänder im Wassermodell, da schon *Hazelett-Caster* für dünne Kupfer-Anwendungen typische Längen von 2 - 5 m haben [12]. Daher wäre es denkbar die Geometrie der Bandgießanlage in der Simulation zu verlängern und den Einfluss des Tauchrohrstahls zu untersuchen.

Zusätzlich wurden die Transportbänder der Bandgießanlage im Wassermodell mit starren Wänden dargestellt, um eine optische Zugänglichkeit bei den Messungen zu gewährleisten. Auch hier könnten die Transportbänder mit Hilfe einer numerischen Simulation relativ einfach als bewegte Wände dargestellt werden, wie sie auch in der realen Anwendung zu finden wären.

Alle Erweiterungen setzten jedoch voraus, dass das numerische Modell auf seine Wahrheit und Zuverlässigkeit hin überprüft wurde. Diese Überprüfung erfolgt zumeist mit der Validierung an einem experimentellen Versuchsstand. Die dort gemessenen Geschwindigkeitswerte können dann mit den Ergebnissen der Simulation korreliert werden und erst wenn eine gewünschte Übereinstimmung erreicht wurde, kann die Geometrie der Simulation erweitert werden [54].

Die Validierung soll im Folgenden mit den experimentellen Ergebnissen zur Untersuchung der Einströmung des runden Tauchrohres durchgeführt werden. Auf Seiten der Numerik spielt die Modellierung der Turbulenz eine entscheidende Rolle und kann die Ergebnisse entscheidend verändern, je nachdem welches Turbulenzmodell verwendet wurde [55]. Daher werden die Simulationen mit zwei verschiedenen Turbulenzmodell ($k-\omega$ und $k-\epsilon$) durchgeführt, die laut Literatur prinzipiell für diese Anwendung geeignet sein sollen ([56],[57],[58]).

Auf Grundlage des experimentellen Wassermodells konnte aus der existierenden CAD-Zeichnung der Strömungsraum (Abb. C-41) für die CFD-Untersuchungen extrahiert werden. Diese Geometrie dient als Grundlage für die numerischen Simulationen. Im ersten Teil der numerischen Untersuchungen wurde nur der Teil unterhalb des Verteilers (Tundish) simuliert, als Bereich 1 in Abb. C-41 dargestellt. Der Grund für diese Vereinfachung beruht auf den zahlreichen Annahmen über die Entwicklung eines vollausgebildeten Strömungsprofils für turbulente Strömungen und der Annahme, dass der Einfluss des Stopfens beim Austritt in die Bandgießanlage wieder ausgeglichen ist.

Wie sich im Laufe der Untersuchungen herausstellt, reicht die vereinfachte Simulation des unteren Bereiches nicht aus, um eine befriedigende Übereinstimmung mit den Geschwindigkeitsfelder der PIV-Messungen zu erhalten, weswegen in den darauffolgenden Simulationen (Abschnitt C.3.3) auch der Tundish (Bereich 2 in Abb. C-41) berücksichtigt wurde.

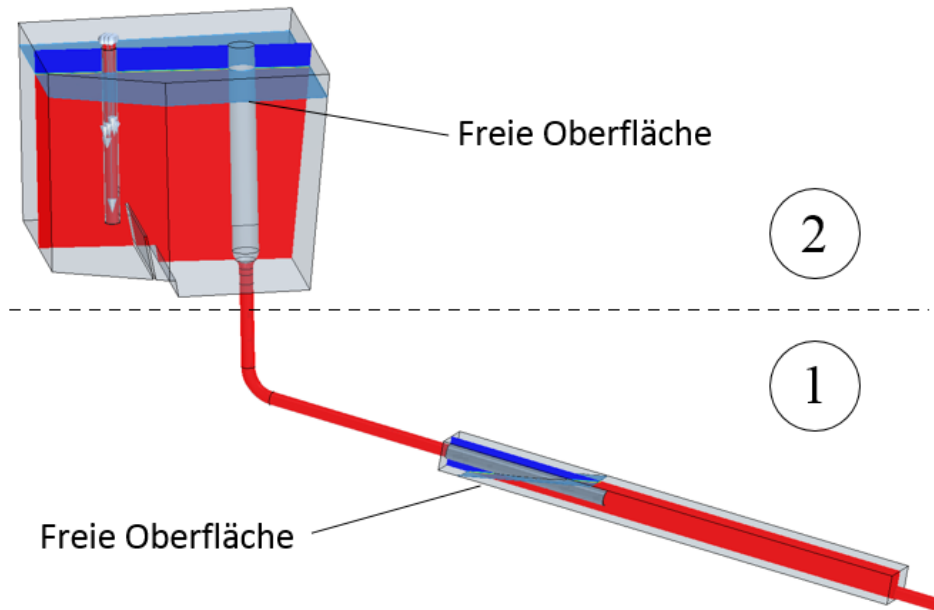


Abb. C-41: Darstellung der Fluid-Regionen Wasser (rot) und Luft (blau) innerhalb der Baugruppen Schattenrohr (mit Pfeile) und Stopfen im Tundish, sowie Tauchrohr und Strömungsraum zwischen Transportbänder und Damm

Das Tauchrohr hat eine Gesamtlänge von 2 m und nach der 12°-Krümmung eine verbleibende Länge L von 1,5 m, sowie einen Innendurchmesser D von 56 mm. Daraus resultiert ein Verhältnis $L/D \approx 27$. Dies würde der benötigten Länge eines vollausgebildeten Strömungsprofils nach [59] genügen, welche mit einer Einströmlänge zwischen 25 bis 40 Durchmesser angegeben ist. In einer anderen Quelle [60] kann die Einlaufstrecke mit der Reynolds-Zahl Re berechnet werden.

$$L = 4.4 (Re)^{1/6} D \quad (C.8)$$

Mit der berechneten Reynolds-Zahl aus Tabelle 38 ergibt sich eine erforderliche Länge für die turbulente Einlaufstrecke von $L=1.68$ m und damit ein Verhältnis von $L/D = 1680/56 = 30$. Daher sollte davon ausgegangen werden, dass die Strecke zwischen Krümmung und Auslass des Tauchrohres ausreichend ist.

Eine weitere Quelle zur Berechnung der Vergleichsmäßigkeit einer Strömung ist die Norm ISO 5167 [49] zur Auslegung von Druckmessblenden, welche empfiehlt eine Beruhigungsstrecke vor einer Blende zu haben, deren Länge ein 20ig-faches des Rohrdurchmessers ist:

$$\frac{\text{Rohrquerschnitt}}{\text{Einlaufstrecke}} = \frac{0,05}{1} = 20 \quad (C.9)$$

Damit existieren mindestens 3 Quellen, deren Angaben zum Verhältnis zwischen Durchmesser und Länge eines Rohres für eine vollausgebildete Rohrströmung zwischen $L/D = 20 \dots 30$ liegen.

Tabelle 38: Eigenschaften des runden Tauchrohres und Strömungsregime

Tauchrohreigenschaft	Wert
Mittlere Strömungsgeschwindigkeit	1,43 m s ⁻¹
Innerer Durchmesser des Tauchrohres	56 mm
Volumenstrom	12,7 m ³ /h
Massenstrom	3,50 kg/s
Länge des Tauchrohres nach Krümmung	1500 mm
Reynolds-Zahl innerhalb des Tauchrohres	~ 100.000

In einem ersten Schritt wird eine vereinfachte Geometrie des experimentellen Versuchsaufbaus nachgebildet und mit verschiedenen Modellen und Strömungssimulations-Tools numerisch nachgebildet. Mit den Ergebnissen der optischen Messungen vom Versuchsstand werden dann die Strömungssimulationen verglichen und auf Ihre Glaubhaftigkeit überprüft.

Um den fehlenden Einfluss des Stopfens beim Einströmen in das Tauchrohr gerecht zu werden, wurden weitere Simulationen mit verschiedenen Intensitäten einer drall-behafteten Strömung als Einlassrandbedingung festgelegt. Die Erkenntnisse aus den Untersuchungen sollen Auskunft geben über die Sensitivität der Teilsimulation auf deren Einströmbedingungen und sind in Abschnitt C.3.2.2 und Abschnitt C.3.2.3 dargestellt.

Die numerischen Simulationen beruhen auf Mehrphasen-Modelle und enthalten eine freie Oberfläche. Um die exakten Strömungsbedingungen der Versuchsanlage nachzubilden, wäre ein Gesamtmodell der komplexen Geometrie von Verteiler, Schattenrohr, Stopfen, Tauchrohr und Bandgießanlagen erforderlich, welches später in Abschnitt C.3.3 beschrieben wird.

Das validierte und verifizierte numerische Modell kann dann auf eine beliebige Geometrie aufgesetzt werden, um die geplanten Erweiterungen des Versuchsstandes abzubilden und die daraus hervorgehende Anlage unter realen Bedingungen im Stahlwerk vorherzusagen. Die Untersuchungen beschränken sich jedoch auf die reinen Strömungsbedingungen und beinhalten keine Verfestigung des Stahls.

Die Simulationen erfolgen vorwiegend mit dem Strömungs-Tool StarCCM+ von Siemens (früher CD-Adapco). Lediglich die ersten Untersuchungen des Einflusses vom Drall am Teilmodell wurden mit ANSYS CFX durchgeführt, da es für zahlreiche vorherige Untersuchungen schon verwendet wurde und damit ein großes Erfahrungspotential vorliegt. Dann wurden jedoch die Lizenzen limitiert und es erfolgte ein Wechsel zu StarCCM+ mit dem dann konsistent alle weiteren Untersuchungen durchgeführt wurden.

Das Ziel ist es, die wichtigen Einflussfaktoren für eine Simulation des Wassermodells zu erkennen und die Ergebnisse mit experimentellen Werten der Geschwindigkeitsverteilung nach dem Tauchrohr zu vergleichen.

C.3.2 CFD-Simulationen des Teilmodells

C.3.2.1 Einführung und erste Ergebnisse

Für den angestrebten Vergleich von Wassermodell und Simulation wurde zuerst eine Simulation aufgesetzt, die als Strömungsraum lediglich den Bereich unterhalb des Tundish berücksichtigt, wie auf der Unterteilung in Abb. C-41 als Bereich 1 gekennzeichnet ist. Dieser vereinfachte Strömungsraum beginnt mit dem Tauchrohr und besitzt keinen Tundish und keinen Stopfen, welches eine enorme Einsparung an Rechenleistung bedeutet. Bei diesen Untersuchungen wird der Einfluss (Drall, Turbulenz, Geschwindigkeitsverteilung) der Strömung aus dem Tundish in das Tauchrohr vernachlässigt und anfangs durch eine konstante Einströmbedingung ersetzt.

Der für die Simulation gewählte Einlass (*inlet*) befindet sich unter dem Stopfen, am Anfang des Tauchrohres und hat als Randbedingung den Massenstrom von 3,5 kg Wasser/Sekunde, der sich äquivalent aus 90 t Stahl/Stunde für 4 Tauchrohre in einem Verteiler ergibt. Aus dem vorgegebenen Massenstrom wird automatisch die Geschwindigkeit des Fluides errechnet, welche dann als Vektorfeld gleichmäßig über den gesamten Querschnitt am Einlass verteilt wird. Das für eine Rohrströmung typische Geschwindigkeitsprofil, stellt sich nach einigen Zentimetern ein.

Der obere Bereich der Bandgießanlage, in den das Tauchrohr hineinragt, wurde als Öffnung zur Atmosphäre, durch eine sogenannte *opening*-Randbedingung dargestellt. Diese Randbedingung ermöglicht, dass die Luft hinaus und gleichzeitig Wasser in das Strömungsgebiet hineinfließen kann.

Bei der Stahlproduktion wird die Austrittsgeschwindigkeit aus der Kokille durch die sogenannte „Gießgeschwindigkeit“ bestimmt. Dabei handelt es sich um die Geschwindigkeit mit der die erstarrte

Stahlbramme aus der Anlage gezogen wird. Der Volumenstrom an Stahl ergibt sich dann aus der Geschwindigkeit mit welcher der feste Stahlstrang aus der Anlage gezogen wird und dem Strömungsquerschnitt der Kokille, und sollte mit dem Massenstrom am Einlass gleich sein.

Da in der Simulation die Gravitation mitberücksichtigt wird, wurde also für den Ausgang (*outlet*) ein Massenstrom festgelegt, da keine Erstarrungsphänomene berücksichtigt werden und sonst mehr Wasser hinausfließen könnte, als durch die Gießgeschwindigkeit vorgegeben ist.

Zur Modellierung der Turbulenz wurde für die erste Simulation ein SST-Turbulenzmodell angewandt, da es Ablösungen innerhalb einer Strömung gut darstellen soll [56]. Der Vergleich mit anderen Turbulenzmodellen folgt später.

Das erste Simulationsergebnis für das Geschwindigkeitsfeld nach dem Tauchrohr ist in Abb. C-42 dargestellt. Die vektorielle Darstellung der Geschwindigkeit zeigt rein qualitativ die gleiche Ausbildung des Strahls nach dem Auslass des Tauchrohres wie Abb. C-12, jedoch kann schon in der Simulation eine leichte Verschiebung der Geschwindigkeitsspitze an dem unteren Rand des Transportbandes erkannt werden.

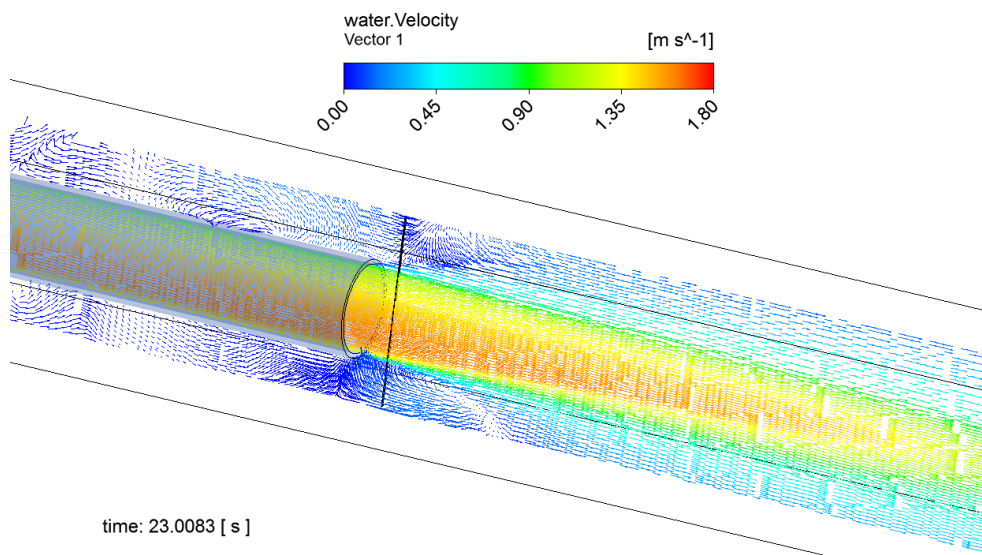


Abb. C-42: Darstellung der Probenlinie (schwarz) in den CFD-Ergebnissen. Diese entspricht der Magenta-Linie in Abb. C-12

Um die Ergebnisse der numerischen Simulationen mit den experimentellen Untersuchungen jedoch auch quantitativ zu vergleichen, wurde entlang einer Linie (in Abb. C-42 schwarz dargestellt) 2 cm nach dem Auslass des Tauchrohres die Geschwindigkeit ausgelesen.

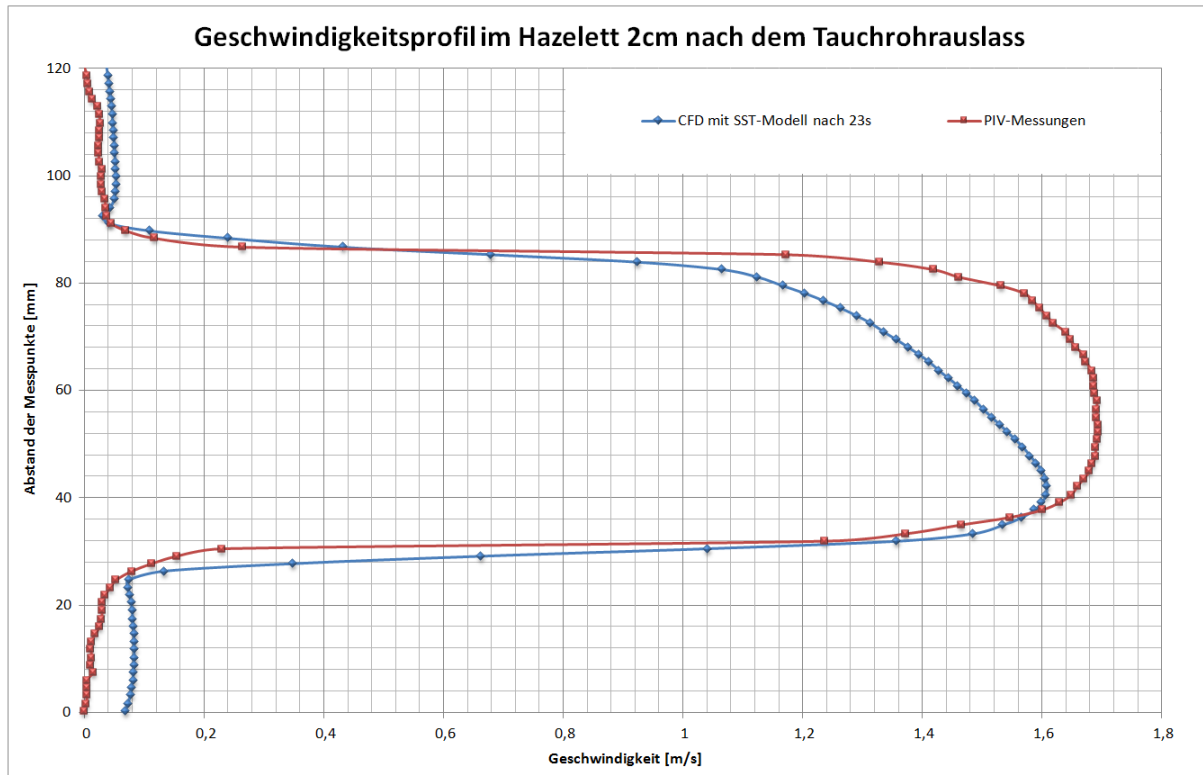


Abb. C-43: Geschwindigkeitsprofil der CFD- und PIV- Werte bei $12,7 \text{ m}^3/\text{h}$

Hier ist zu beachten, dass es sich bei der Simulation um eine 3-dimensionale Strömung handelt, dessen z-Geschwindigkeitskomponente von den PIV-Messungen nicht erfasst werden kann (planare Messung). Folglich wurde bei der Bestimmung des Geschwindigkeitsbetrags der z-Beitrag herausgerechnet.

Die Linie im Strömungsraum für die Probenentnahme der Geschwindigkeitswerte wurde exakt an die gleiche Stelle positioniert. Dabei wurde darauf geachtet, dass bei den PIV-Aufnahmen ein sogenanntes "masking" der Bilder stattfand, um die Lichtreflexionen der Wände zu eliminieren. Daraus ergibt sich, dass die Linie in beiden Fällen nicht 125 mm hoch ist, wie die Deckenhöhe des *Hazelett Caster*, sondern nur 120 mm.

Bei den ersten Betrachtungen der Geschwindigkeitsprofile war ein starker Unterschied zwischen CFD und Messungen erkennbar (Abb. C-43). Zwei wesentliche Unterschiede sind zu erkennen. Der erste Unterschied ist eine Verschiebung der Geschwindigkeitsspitze in den unteren Bereich des Profils. Der zweite Unterschied ergibt sich aus der Fläche unter der Kurve, deren Integral den Volumenstrom ergeben würde, wie in Abschnitt C.2.2.3 bereits erörtert wurde. Jedoch hat das Geschwindigkeitsprofil der CFD fast immer einen kleineren Wert als das Profil der PIV-Messung und damit würde rein theoretisch ein geringerer Volumenstrom in der CFD vorherrschen. Jedoch kann dieses auch dreidimensionalen Effekten geschuldet sein, die in der Ausweitung einer Linienprobe nicht zu erkennen sind.

In erster Konsequenz wurde das Geschwindigkeitsprofil nicht nur entlang einer Linie untersucht, sondern auf der gesamten zur Verfügung stehenden Fläche, die durch die PIV aufgenommen wurde.

Diese beiden Flächen der Geschwindigkeitsverteilung werden in Abb. C-44 qualitativ gegenübergestellt und zeigen bereits eine Abweichung zwischen Messungen (PIV) und Simulationen (CFD).

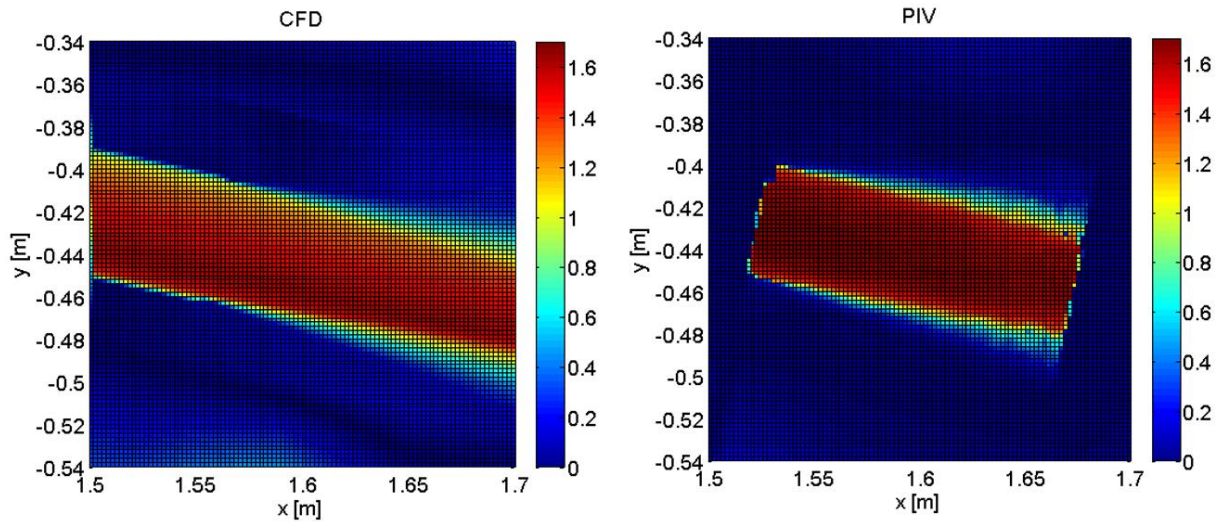


Abb. C-44: Vektordarstellung der Geschwindigkeitsfelder aus CFD und PIV bei $12,7 \text{ m}^3/\text{h}$ mit gleicher Farbskala und im gleichen räumlichen Bereich

Es können auch beide Geschwindigkeitsfelder übereinander dargestellt werden, indem der Wert der Geschwindigkeit als dritte Koordinatenachse dargestellt wird (Abb. C-45). Diese Darstellung zeigt eine Überschneidung der beiden Profile entlang der Hauptströmungsrichtung. Das Profil der PIV bleibt jedoch immer symmetrisch verteilt, wogegen das Profil der CFD immer eine leicht verschobene Geschwindigkeitsspitze hat.

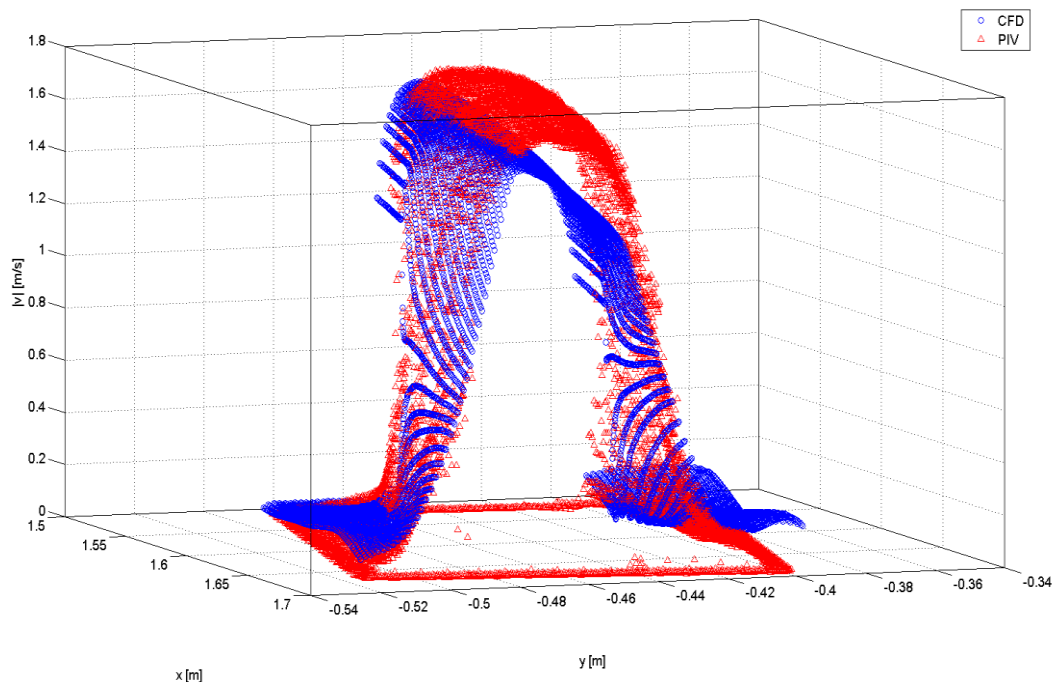


Abb. C-45: Dreidimensionale Darstellung der Geschwindigkeitsprofile von CFD und PIV bei $12,7 \text{ m}^3/\text{h}$

Das verschobene Maximum des Geschwindigkeitsprofils in der numerischen Simulation ergibt sich in diesem Fall aus einer strömungsinduzierten Querschnittsverengung am Knick des 12° geneigten Tauchrohrs, wie in Abb. C-46 erkennbar.

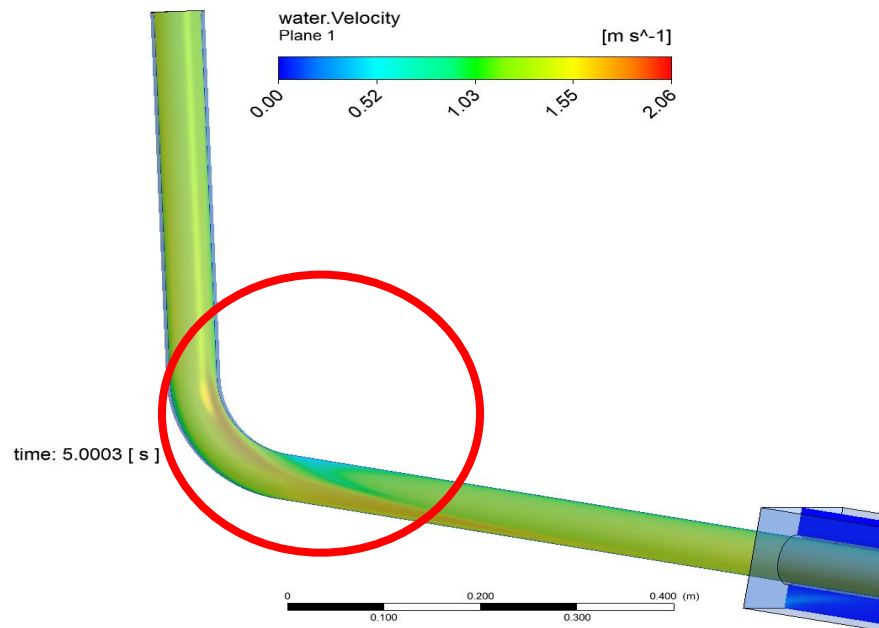


Abb. C-46: Konturdarstellung der Geschwindigkeit im Knick des Tauchrohrs

Diese Beeinflussung des Strömungsprofils bleibt bis zum Austritt des Fluides aus dem Tauchrohr erhalten. Auf den Geschwindigkeitsprofilen der Experimente ist dieser Einfluss auch vorhanden, aber bei weitem nicht so stark ausgeprägt, wie in den Simulationen. Dieser markante Unterschied könnte zwei Ursachen haben. Zum einen könnte in der Simulation die Durchmischung der Strömung auf Grund der Drall-induzierten Strömung nach dem Stopfen fehlen. Dieser Effekt könnte zu räumlichen Schwankungen der Geschwindigkeitsspitze führen und nach einer zeitlichen Mittelung über 10 Sekunden ein ähnliches Bild ergeben wie die PIV-Messungen, welche auch zeitlich gemittelt sind. Daher wird im nächsten Schritt eine Drallströmung auf die Einlassströmung gesetzt und deren Einfluss auf das Strömungsprofil beurteilt.

Die zweite Ursache könnte im verwendeten Turbulenzmodell oder dessen Einstellungen liegen. Viele Turbulenzmodelle haben Schwierigkeiten bei der Abbildung von Strömungsablösungen, sowie Rezirkulationsgebieten [61] und haben eine sogenannte „Krümmungs-Korrektur“ (curvature correction) bereits implementiert, welche jedoch empirisch an den jeweiligen Fall angepasst werden muss. Dieser Term unterdrückt oder verstärkt die Turbulenz basierend auf der Krümmung einer Strömung. Resultate sind dann näher an den Ergebnissen von Reynolds-Stress-Turbulenz-Modellen, welche diesen Effekt auf natürliche Weise integrieren. Daher wurde im nächsten Abschnitt zusätzlich eine Erweiterung des SST-Turbulenzmodells untersucht, das SAS (Scale Adapted Simulation)-SST-Turbulenzmodell [62], [63], welches zusätzliche Produktionsterme beinhaltet die sensitiv auf Fluktuationen reagieren.

C.3.2.2 Untersuchung des Turbulenzmodells am Teilmodell

Nach Überprüfung der eingesetzten numerischen Modelle wurde vermutet, dass die Turbulenzmodellierung die Hauptursache für die Diskrepanz gegenüber den Messungen darstellt. Daher werden die Ergebnisse mit unterschiedlichen Turbulenzmodellen verglichen. Dafür wurde zuerst weiterhin das Teilmodell aus Abb. C-41 (Abschnitt 1) verwendet. Als Randbedingung für den Einlass wurde ein Massenstrom von 3,5 kg/s aufgesetzt, welche von der Software als gleichmäßig verteilte Geschwindigkeitsrandbedingung umgerechnet wird. Diese Geschwindigkeitskomponenten liegen normal (senkrecht) zur Fläche und führen zu einem sehr gleichmäßigen und drallfreien Einströmen, wie an den Stromlinien in Abb. C-47 (links) zu erkennen ist.

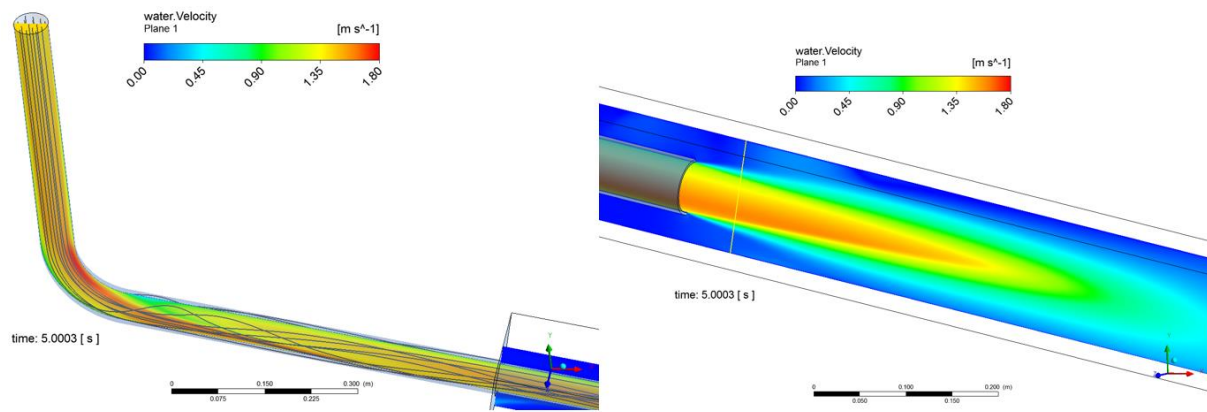


Abb. C-47: Stromlinien aus dem Einlass der CFD-Berechnung mit SST-Turbulenzmodell ohne Drall (links) und Konturdarstellung der Geschwindigkeit mit SST Turbulenzmodell ohne Drall (rechts)

Erst unmittelbar nach der Krümmung ist eine leichte Rotation der Strömung zu erkennen, welche jedoch ihren Einfluss bis zum Verlassen des Tauchrohres wieder verloren hat und zu einem Geschwindigkeitsprofil führt, welches ein leicht nach unten verschobenes Maximum aufweist (Abb. C-47, rechts).

Als zweites Turbulenzmodell wurde das SAS-SST-Turbulenzmodell gewählt mit identischen Randbedingungen für den Einlass. Anhand der Stromlinien in Abb. C-48 (links) ist kein Unterschied zu dem SST-Turbulenzmodell zu erkennen. Lediglich die skalare Darstellung der Geschwindigkeit in Abb. C-48 (rechts) zeigt, dass der Peak der Geschwindigkeitsverteilung viel spitzer ausfällt und den Eindruck vermittelt, dass der Einfluss der Krümmung noch stärker wurde.

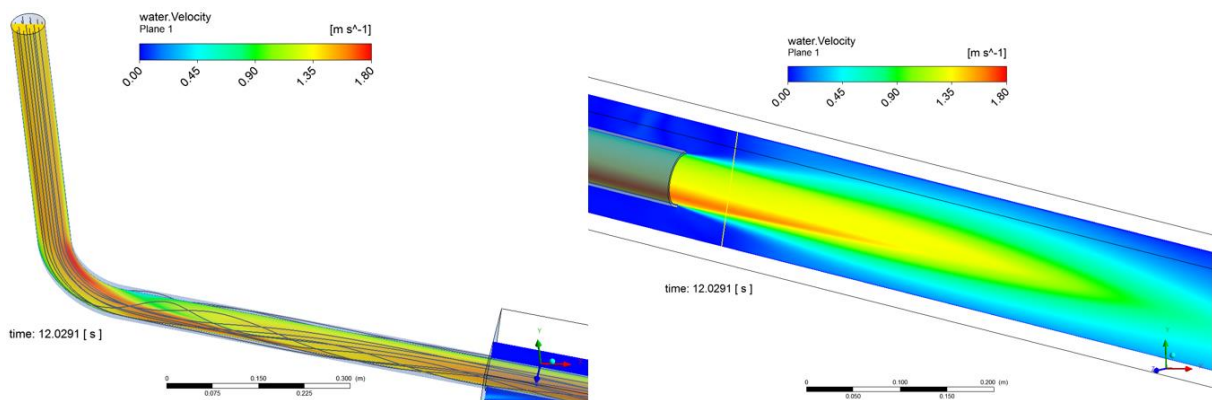


Abb. C-48: Stromlinien aus dem Einlass der CFD-Berechnung mit SAS-SST-Turbulenzmodell ohne Drall (links) und Konturdarstellung der Geschwindigkeit mit SAS-SST Turbulenzmodell ohne Drall (rechts)

Der direkte Vergleich der Geschwindigkeitsprofile in Abb. C-49 zeigt eine noch größere Diskrepanz des SAS-SST-Turbulenzmodells zu den PIV-Messungen als das SST-Modell. Die Fläche unter der Geschwindigkeitskurve fällt dadurch beim SAS-SST-Modell sogar noch kleiner aus und würde einen noch geringeren Volumenstrom bedeuten. Lediglich an den Randbereichen und direkt an der Spitze des Profils liegt die Geschwindigkeit im SAS-SST-Modell höher, welches den vermeintlichen Volumenstromverlust ausgleichen könnte. Da die Massenströme am Einlass jedoch identisch sind, ergibt sich als weitere Schlussfolgerung, dass die räumliche Ausbreitung der Geschwindigkeit unbedingt betrachtet werden sollte. Das führte zu einer Wiederholung der PIV-Messungen sowohl von der Seite als auch von Oben, wie bereits in Abschnitt C.2.2.2 beschrieben.

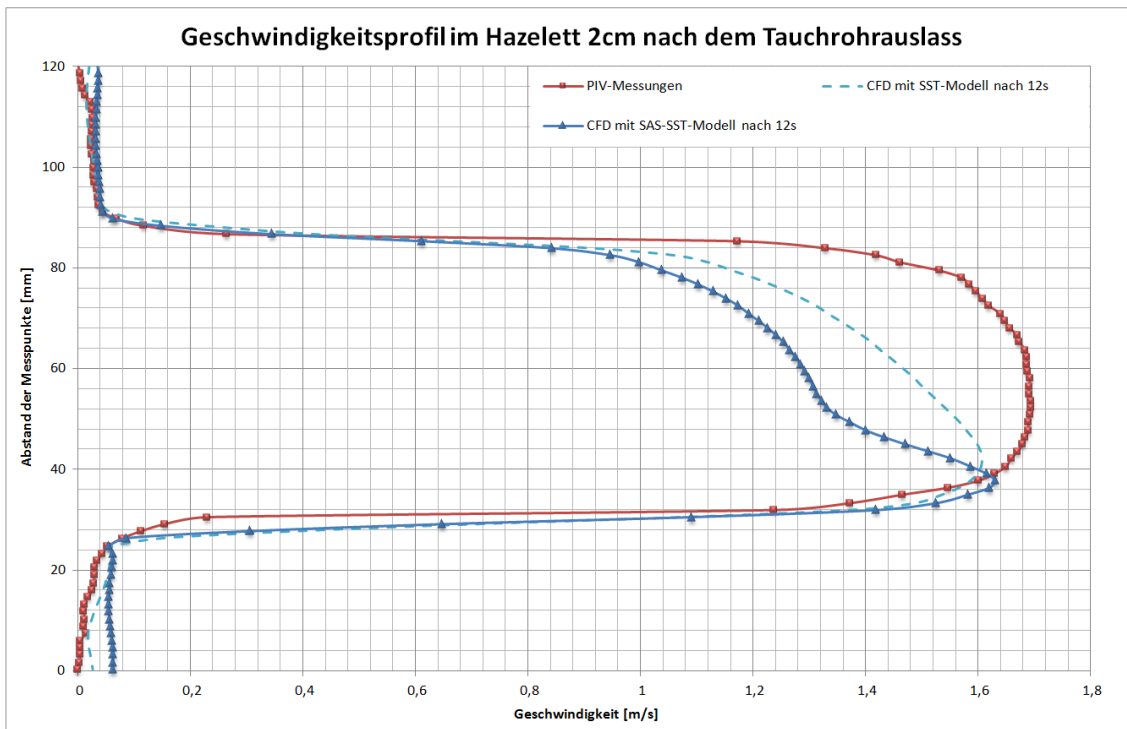


Abb. C-49: Geschwindigkeitsprofil von PIV-Messung und CFD-Berechnung mit SST- und SAS-SST-Turbulenzmodell

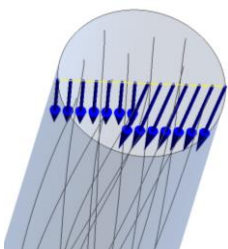
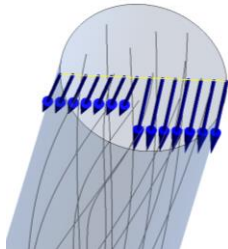
C.3.2.3 Untersuchung des Dralls am SST und SAS-SST Turbulenzmodell

Die Voruntersuchungen haben gezeigt, dass das Strömungsprofil nach dem Tauchrohr eine Verschiebung der maximalen Geschwindigkeit gegenüber der PIV-Messung aufzeigt. Diese Verschiebung in den unteren Bereich des Strömungsraumes tritt sowohl beim SST-Turbulenzmodell auf als auch beim SAS-SST-Turbulenzmodell auf.

Bei den vorherigen Untersuchungen am Teilmodell wurde jedoch der Einfluss durch den Stopfen auf die Einlassströmung in das Tauchrohr vernachlässigt. Daher soll in diesen Abschnitt eine Einschätzung der Sensitivität auf den Drall gewonnen werden, der durch den Stopfen hervorgerufen werden kann.

Hierfür wurde das Geschwindigkeitsfeld am Einlass, in zwei Fällen, mit unterschiedlichen Komponenten für den axialen und radialen Anteil, sowie der Winkelkomponente eingestellt (Tabelle 39).

Tabelle 39: Übersicht der unterschiedlichen Geschwindigkeitskomponenten für die Untersuchung des Dralls

	Fall 1	Fall 2
Bild		
Massenstrom	3,5 kg/s	3,5 kg/s
Axiale Komponenten	80 %	85 %
Radiale Komponente	10 %	0
Winkelkomponente (Theta)	10 %	15 %

Für den ersten Fall wurde der Geschwindigkeitsvektor durch eine 80%ige Komponente in axiale Richtung, eine 10%ige Komponente in radiale Richtung und eine Winkelkomponente von 10% definiert.

Für den zweiten Fall wurde der Geschwindigkeitsvektor durch eine 85%ige Komponente in axiale Richtung und eine Winkelkomponente von 15% definiert. Der radiale Einfluss wurde nicht berücksichtigt.

Die Abb. C-50 zeigt in der Konturdarstellung der Geschwindigkeit sehr schön den Einfluss der radialen Komponente, da an den Randbereichen des Tauchrohrs jeweils eine höhere Geschwindigkeit auftritt als in der Mitte der Strömung. Des Weiteren sind diese maximalen Geschwindigkeiten sehr symmetrisch verteilt wie auf dem Geschwindigkeitsprofil in Abb. C-52 zu sehen ist. In der linken Darstellung von Abb. C-50 ist auf der Konturdarstellung der Geschwindigkeit zu erkennen, wie im Einlassbereich die maximale Geschwindigkeit noch in der Mitte des Rohres liegt und sich bis zur Biegung fortsetzt. Nach der Biegung ist die maximale Geschwindigkeit an der Unterseite des Rohres zu finden und wird im weiteren Verlauf durch den Drall an die Oberseite projiziert und dann wieder an die Unterseite. Dieses abwechseln auftretende Maximum der Geschwindigkeit gleicht sich sehr schnell aus und ist nach 1,5 m auf beiden Seiten des Rohres nahezu gleichverteilt (Abb. C-52).

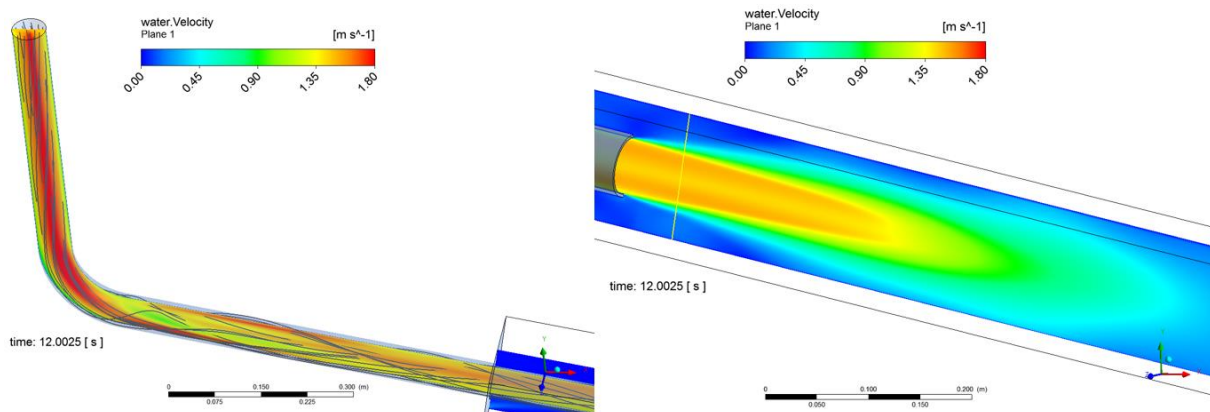


Abb. C-50: SST-Turbulenzmodell und Drall 80_10_10 (Fall 1). Stromlinien aus dem Einlass und Konturdarstellung der Geschwindigkeit (links) und Konturdarstellung der Geschwindigkeit am Auslass des Tauchrohres (rechts)

Im zweiten Fall ist die Geschwindigkeitsverteilung am Einlass relativ gleichmäßig verteilt, wie in der Konturdarstellung von Abb. C-51 zu sehen ist. Die Biegung des Rohres schnürt die Strömung auch in dieser Konfiguration ein und beschleunigt die Strömung auf der Innenseite der Biegung. Diese hohe Geschwindigkeit wird darauf hin durch den Drall der Strömung im weiteren Verlauf immer wieder auf die gegenüberliegende Seite des Rohres transportiert. Wobei in diesen Fall die Ausprägung auf jeweils eine Seite des Rohres erhalten bleibt, bis das Fluid das Tauchrohr verlässt (Abb. C-51, rechts) und auf der Unterseite des Rohres seine maximale Geschwindigkeit hat.

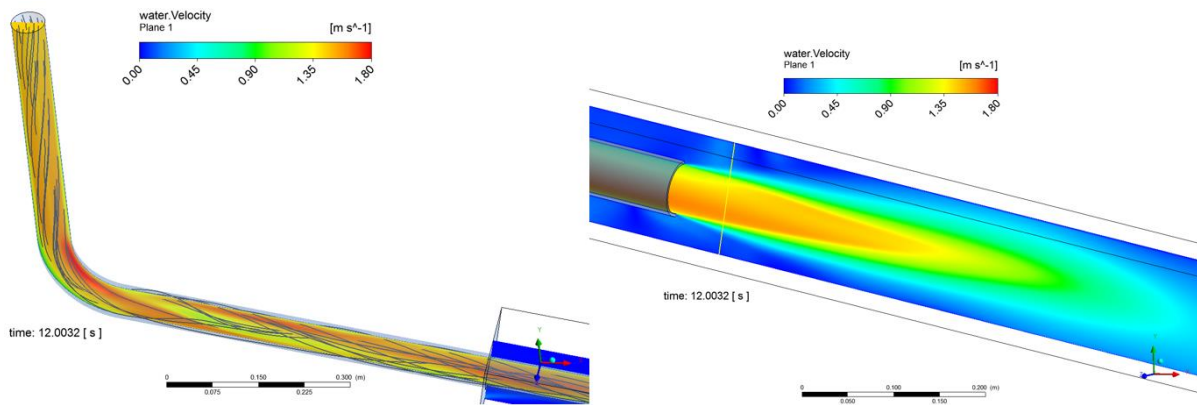


Abb. C-51: SST-Turbulenzmodell und Drall 80_15 (Fall 2). Stromlinien aus dem Einlass und Konturdarstellung der Geschwindigkeit (links) und Konturdarstellung der Geschwindigkeit am Auslass des Tauchrohres (rechts)

Damit ist die Ausprägung der maximalen Geschwindigkeit nahezu identisch zu der Teilsimulation ohne jeglichen Drall wie aus dem Vergleich der Geschwindigkeitsprofile in Abb. C-52 hervorgeht. Jedoch ist diese Übereinstimmung eher zufällig der Länge des Rohres geschuldet, da die maximale Geschwindigkeit im Laufe des Rohres mehrmals die Seite gewechselt hatte.

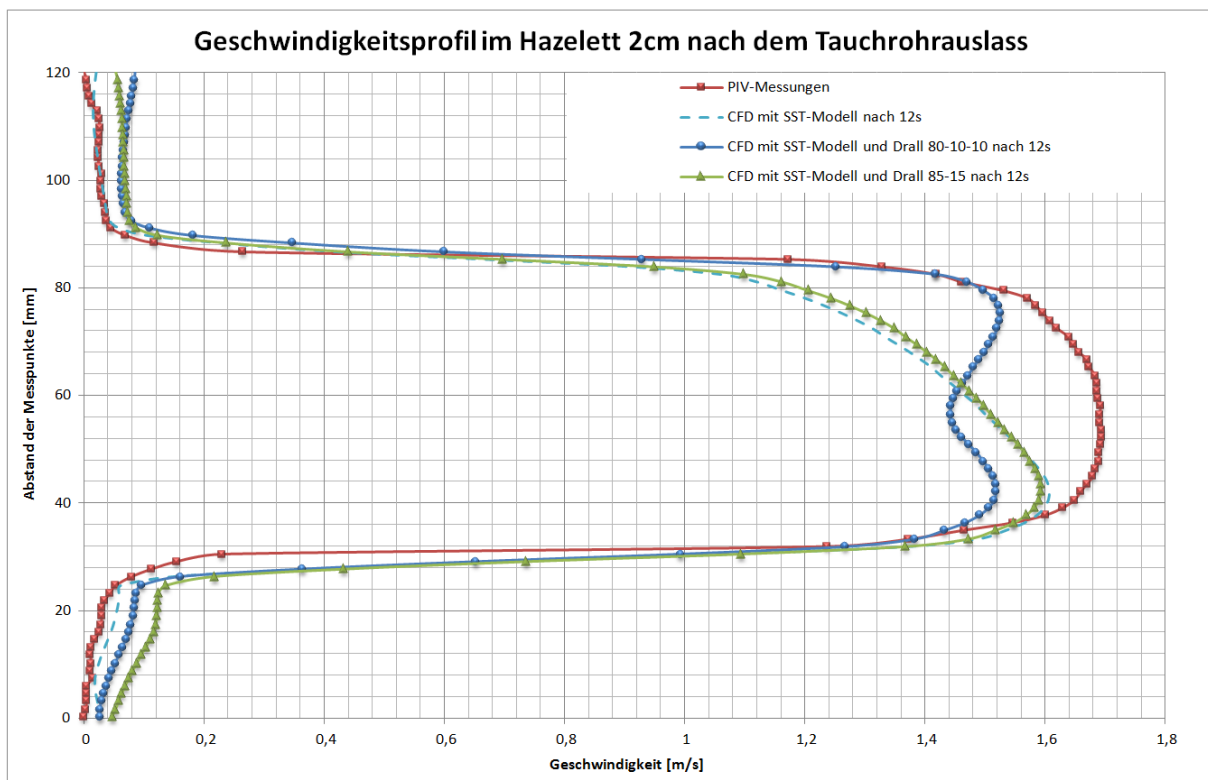


Abb. C-52: Geschwindigkeitsprofile von PIV-Messung und CFD-Berechnung mit SST-Turbulenzmodell, mit und ohne Drallkomponenten

Für das SAS-SST-Turbulenzmodell können ähnliche Feststellungen getroffen werden, wie für das SST-Turbulenzmodell; lediglich die Feinheiten innerhalb der Geschwindigkeitsverteilung sind stärker ausgeprägt.

So ist in Abb. C-53 wieder zu erkennen, das am Einlass die maximale Geschwindigkeit in der Mitte des Rohres sitzt und diesen Charakter bis zur Biegung beibehält. Nach der Biegung ist die maximale Geschwindigkeit an der Unterseite des Rohres und wechselt danach wieder die Seiten bis das Fluid das Tauchrohr verlässt und am Auslass 2 Geschwindigkeitspeaks aufzeigt (Abb. C-53, rechts). In der

Darstellung aus Abb. C-55 ist zu erkennen, dass der Betrag der beiden Geschwindigkeitsspitzen nahezu identisch ist.

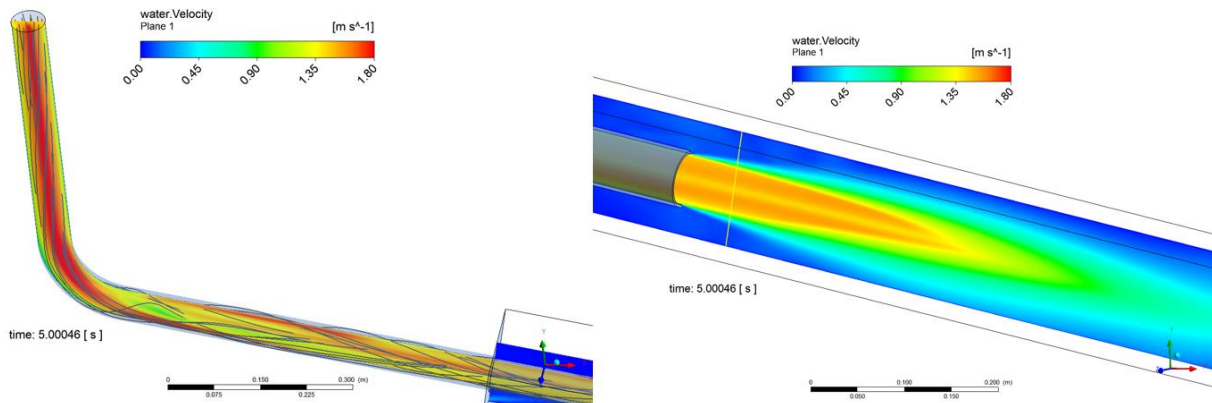


Abb. C-53: SAS-SST-Turbulenzmodell und Drall 80_10_10 (Fall 1). Stromlinien aus dem Einlass und Konturdarstellung der Geschwindigkeit (links) und Konturdarstellung der Geschwindigkeit am Auslass des Tauchrohres (rechts)

In der Darstellung des 2. Falls ist interessant zu sehen, dass das SAS-SST-Turbulenzmodell die Spiegelung der Geschwindigkeitsspitzen bis in den Strahl der Tauchrohrströmung hinaus nimmt und innerhalb des Transportbandes noch einmal die Position der maximalen Geschwindigkeit geändert wird (Abb. C-54, rechts). Das Verhalten der Strömung am Einlass zeigt keinen großen Unterschied zum normalen SST-Turbulenzmodell, wie die Abb. C-54 auf der linken Seite zeigt.

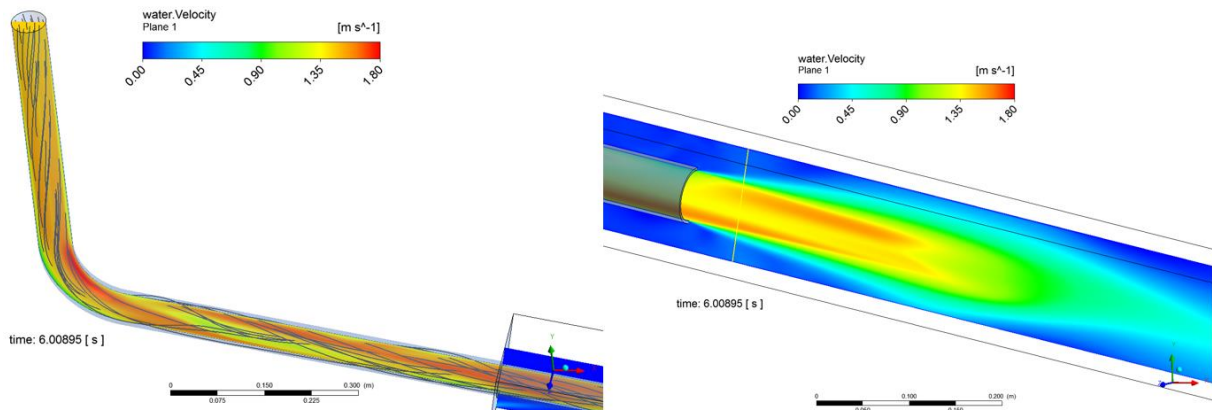


Abb. C-54: SAS-SST-Turbulenzmodell und Drall 80_15 (Fall 2). Stromlinien aus dem Einlass und Konturdarstellung der Geschwindigkeit (links) und Konturdarstellung der Geschwindigkeit am Auslass des Tauchrohres (rechts)

Wenn lediglich das Geschwindigkeitsprofil aus Abb. C-55 betrachtet wird, könnte der Eindruck gewonnen werden, dass im Fall 2 auch die Geschwindigkeitsspitzen an beiden Seiten des Rohres anliegen, jedoch zeigt Abb. C-54 das es eine singuläre Erscheinung ist und am Ende des Tauchrohres lediglich an der unteren Seite des Tauchrohres die höchste Geschwindigkeit zu erkennen ist.

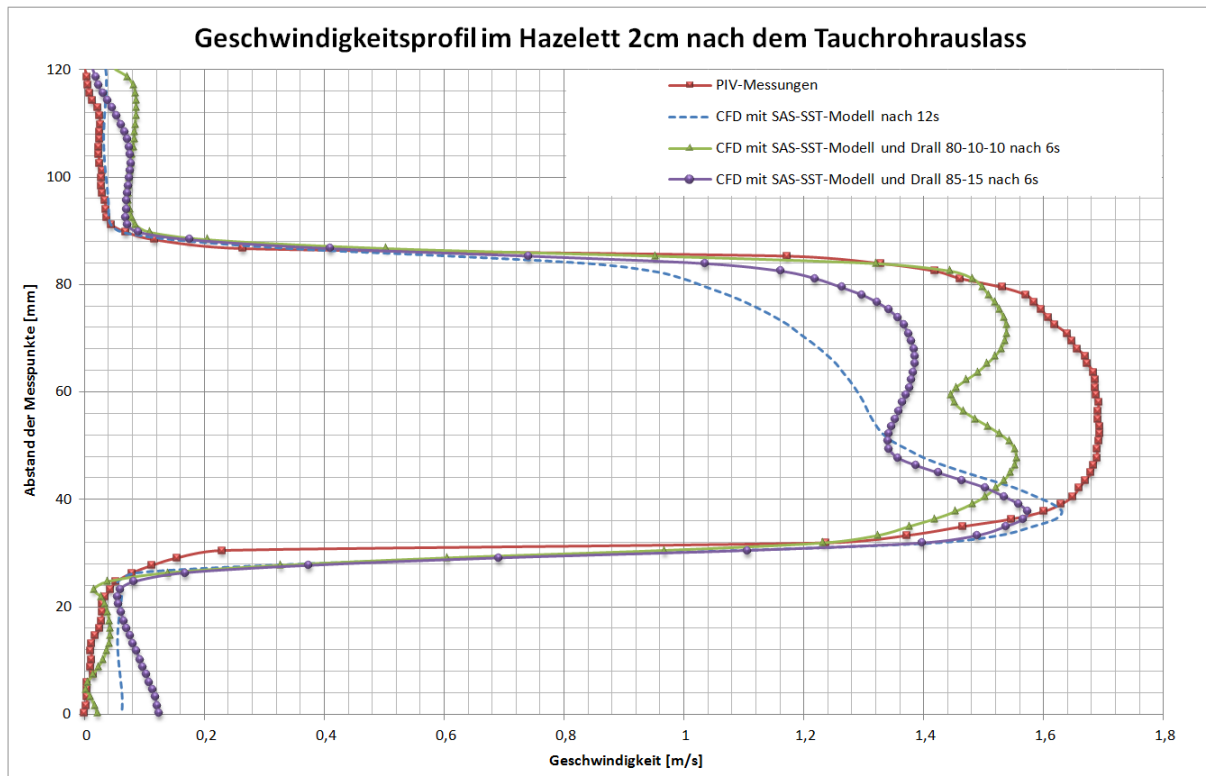


Abb. C-55: Geschwindigkeitsprofil von PIV-Messung und CFD-Berechnung mit SAS-SST-Turbulenzmodell, mit und ohne Drallkomponenten

C.3.2.4 Zusammenfassung der Simulationen am Teilmodell

Allgemein lässt sich durch die Visualisierung der einzelnen Strömungssimulationen die Aussage treffen, dass die **Randbedingung am Einlass** - trotz der Länge des Tauchrohrs - einen **sehr großen Einfluss** auf die Strömungsverhältnisse am Ende des Tauchrohrs hat, obwohl das Verhältnis von Rohrquerschnitt (56 mm) und Länge der Einlaufstrecke (> 1 m) weit über dem üblichen Faktor 20 liegt. Geringe Veränderungen der Einlassströmung führen zu einem komplett anders ausgeprägten Geschwindigkeitsprofil wie in Abb. C-52 und Abb. C-55 zu sehen ist.

Als Konsequenz dieser hohen Sensitivität der Einlass-Randbedingung, sollte leider der obere Bereich der Geometrie innerhalb der CFD-Simulation modelliert werden. Die Beaufschlagung eines Dralls ist zwar zielführend, um die Sensitivität zu bestimmen, jedoch ist diese Methode ungenau, da die Drallkomponenten der Geschwindigkeit im Experiment nicht vermessen wurden. Dieses Problem kann umgangen werden, wenn der Strömungsbereich vor dem Tauchrohr (inklusive Stopfenumströmung) mit simuliert wird.

Des Weiteren kann gesagt werden, dass die Darstellung der Stromlinien wenig Auskunft über die Verteilung der Geschwindigkeit liefern. Die Konturdarstellungen der Geschwindigkeit erscheinen besser geeignet.

Eine weitere Aussage ist, dass das SAS-SST-Turbulenzmodell den Einfluss des Dralls auf die Strömung viel weiter stromabwärts transportiert und dabei die Strömung feiner abbildet, was an den detaillierteren Peaks in den Geschwindigkeitsprofilen (Abb. C-52 und Abb. C-55) zu erkennen ist.

Es ergeben sich also drei Haupterkennnisse:

- Die Simulationsergebnisse sind hochgradig sensitiv auf die Änderung des Dralls bzw. die Änderung einzelner Geschwindigkeitskomponenten am Einlass und lassen daher keine Vereinfachung der Geometrie zu, auch wenn darüber verschiedene empirische Annahmen getroffen wurden ([49],[59],[60]). Jedoch kann der entstehende Drall durch den Stopfen nicht

genau geschätzt werden und erfordert daher die Simulation des gesamten Strömungsraumes, inklusive Tundish und Stopfen.

- Auf Grund der rotierenden Strömung können keine stationären Ergebnisse erreicht werden. Die stark transiente Strömung erfordert eine zeitliche Mittelung der Geschwindigkeit, um die Ergebnisse der CFD mit denen der PIV-Messungen vergleichbar zu machen. Bei den PIV-Messungen wurden 150 Doppelbilder über den Zeitraum von 10 Sekunden gemittelt und diese Zeitdauer sollte auch bei den CFD Simulationen gemittelt werden, nach dem sich bereits ein Strömungsprofil ausgebildet hat.
- Eine weitere Betrachtung der Turbulenzmodelle sollte unbedingt erfolgen, da die Wahl des Turbulenzmodells auch einen starken Einfluss auf die letztendliche Strömung hatte. Hier sollten Vergleiche mit den PIV-Messungen erfolgen, um das passende Turbulenzmodell zu identifizieren.

C.3.3 CFD-Simulationen der gesamten Anlage mit Tauchrohr

C.3.3.1 Allgemein

Vorhergegangene CFD-Simulationen einer vereinfachten Geometrie (Teilsimulationen aus Abschnitt C.3.2) des Wassermmodell-Versuchsstandes haben beim Vergleich der Geschwindigkeitsfelder mit PIV-Messungen einen nicht zu vernachlässigbaren Unterschied der Geschwindigkeitsprofile aufgezeigt. Daher muss die komplette Anlage mit Verteiler und Stopfen in der Simulation berücksichtigt werden, dessen genaue Abmessungen in Tabelle 40 aufgeführt sind.

Bei der Simulation des gesamten Versuchsstands wird die Strömung insbesondere um den Stopfen herum berücksichtigt. Es wurde nämlich während des Projektes festgestellt, dass diese einen höheren Einfluss auf die nachfolgende Strömung im Tauchrohr besitzt als ursprünglich angenommen.

Die Randbedingungen sind ähnlich gesetzt, wie bei den vorherigen Teilsimulationen. Lediglich der Einlass befindet sich nun am Schattenrohr und die obere Öffnung des Verteilers wurde als „opening“-Randbedingung festgesetzt. Zusammen mit der Tatsache, dass diese Untersuchungen mit einem Mehrphasen-Simulationsmodell ([64],[65]) durchgeführt wurden, existiert im Verteiler eine freie Oberfläche zwischen Flüssigkeit und dem darüber befindlichen Gas. Dadurch kann das Fluid frei aus dem Verteiler austreten (Ausflussgeschwindigkeit nach Torricelli [66]) und nur die Höhe des Stopfens reguliert den Querschnitt am Ausgang des Tundishs und damit den Massenstrom aus dem Verteiler. Die Höhe des Stopfens über dem Tauchrohr wurde aus Experimenten bestimmt und beträgt 3,65 mm.

Der Einfluss der Einströmbedingungen wurde durch Variation des Dralls in Abschnitt C.3.2.3 eindrucksvoll dargestellt. Die Biegung des Tauchrohres hat eine Geschwindigkeitsspitze zur Folge, die in den PIV-Messungen nicht oder kaum zu sehen ist. Jedoch ist eine Parameterstudie, unter Änderung der Drall-Komponente bis diese den Werten der PIV-Messungen entspricht, wenig zielführend und die Randbedingungen sollen vom CFD-Solver eigenständig errechnet werden, indem der gesamte Strömungsbereich vor dem Einlass in das Tauchrohr mit simuliert wird. Der Umfang des Strömungsbereiches ist aus Abb. C-41 erkennbar.

Die Besonderheit dieser Simulation liegt in der Berücksichtigung der Flüssigphase und der Gasphase. Hierdurch verfügt die Simulation über alle Freiheitsgrade, die in dem Strömungssystem des Wassermodells auftreten. Im experimentellen Wassermmodell wird der Volumenstrom aus dem Tundish lediglich durch die Höhe der Stopfenposition und durch die Eintauchtiefe des Tauchrohres bestimmt. In der numerischen Simulation werden diese Randbedingungen dadurch verwirklicht, dass lediglich der Volumenstrom am Einlass und am Ausgang festgelegt wird. Die freien Oberflächen werden bei der Initialisierung angegeben, wobei der Badspiegel im Tundish 80 cm über dem Boden liegt und im Belt 10 cm über dem eingetauchten Tauchrohr. Die angesprochenen Freiheitsgrade durch die freien Oberflächen und der Trägheit des Systems führen zu einem Überschwingen des Massenstroms innerhalb des Tauchrohres in den ersten 3 Sekunden der Simulation, wie in Abb. C-56 zu erkennen ist. In dieser Abbildung sind die Massenströme aus Eingang, Ausgang und aus einer Kontrollfläche innerhalb des Tauchrohres aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass die Massenströme an Inlet und Outlet über eine Zeitrampe angesteuert werden und innerhalb von 0,2 Sekunden von 0 auf 3,5 kg/s ansteigen. Der Massenstrom innerhalb des Tauchrohres nimmt ebenfalls zu, bis er nach 0,5 Sekunden sein Maximum von ca. 3,8 kg/s erreicht und dann wieder auf den gleichen, konstanten Wert vom Eingang bzw. Ausgang abfällt. Dieser konstante Massenstrom von 3,5 kg/s entspricht einem Volumenstrom von 12,6 m³ Wasser/h, welcher beim Wassermmodell verwendet wurde, um die Gießmenge von 90t Stahl/h innerhalb des Verteilers (Tundish) nachzubilden.

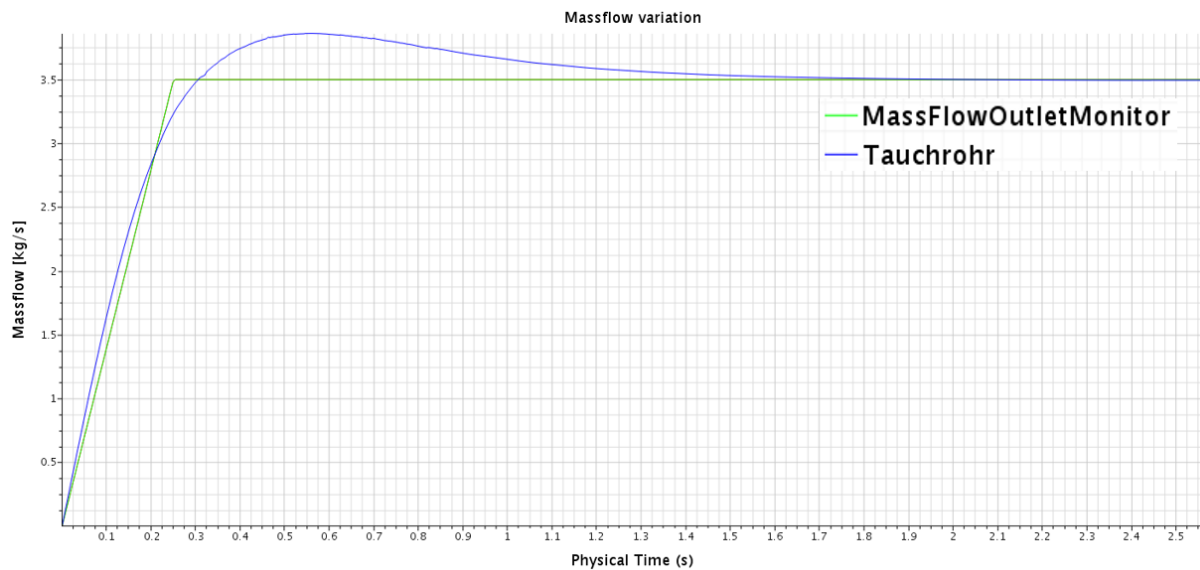


Abb. C-56: Monitoring des Massenstroms am Ausgang und innerhalb des runden Tauchrohres mit der Zeit

Die Simulation wurde transient für einen Zeitraum von 20 physikalischen Sekunden durchgeführt. Diese lange Zeit war notwendig um zum einen die Ausbildung der Strömung zu gewährleisten und zum anderen das Geschwindigkeitsfeld über einen Zeitraum von 10 Sekunden zu mitteln, damit dieses den experimentellen Messungen entspricht. Dort wurden PIV-Geschwindigkeitsprofile aufgenommen mit einer Frequenz von 15 Hz und einer Dauer von 10 Sekunden.

Tabelle 40: Geometrische Abmessungen des Versuchsstandes

Eigenschaft	Wert
Tundish HxBxT [mm]	900 x 1120 x 1120
Innendurchmesser rundes Tauchrohr [mm]	56
Querschnitt der Kokille H x B [mm]	125 x 175
Länge rundes Tauchrohr [mm]	1500
Einbautiefe Tauchrohr in Kokille [mm]	700
Länge der Belts [mm]	2000
Krümmung des runden Tauchrohres [Grad]	12
Höhe des Damms [mm]	150
Höhe des Stopfens [mm]	3,65
Durchmesser Stopfen [mm]	108

Für die Reproduzierbarkeit der Simulation sollen nachfolgend einige Randbedingungen und Solvereinstellungen genannt werden. Der wesentliche Unterschied im Vergleich mit dem letzten Abschnitt, liegt in den beiden verwendeten Turbulenzmodellen; ansonsten sind die Randbedingungen identisch.

Um alle Kriterien an die räumliche Diskretisierung und Grenzschichtauflösung hinreichend einzuhalten, wurde ein blockstrukturiertes Netz erstellt, welches über 4 Millionen Zellen besitzt (Tabelle 41) und mit einer Fieldfunction adaptiv verfeinert wurde (Abb. C-57).

Tabelle 41: Numerische Randbedingungen der Simulationen für den gesamten Tundish

Eigenschaft	Wert
Verwendete Software	CD-Adapco Star CCM+ 11.06.11
Turbulenzmodelle	k- ω -SST, realizable k- ϵ -SST
Löser	Eulerian Multiphase, Volume of Fluid (VOF)
	Implicit Unsteady, adaptive timestep (CFL=1)

Netz	Trimmed Cell Mesher, Field Function Refinement Table 4-5 Mio. Cells, 8 Prism Layers
Netzverfeinerung	Automatic Field Function Refinement Table
Eingang (Inlet)	Massflow rate = 3,5 kg Wasser/s
Ausgang (Outlet)	Massflow rate = 3,5 kg Wasser/s
Wände	No-Slip wall
Atmosphäre Kokille	Slip wall
Atmosphäre Tundish	Slip wall
Erdbeschleunigung	9,81 m/s ²

Aus Gründen der Konvergenz mussten die Simulationen transient durchgeführt werden, da sich keine stationäre Lösung mit ausreichender Qualität erzielen ließ. Bei der transienten Berechnung wurde der Zeitschritt Δt automatisch generiert, unter Berücksichtigung der aktuellen Strömungssituation im untersuchten System und der Netzauflösung am jeweiligen Ort. Daraus ergibt sich die sogenannte Courant-Friedrichs-Lewy-Zahl (CFL-Zahl), welche für Mehrphasenströmungen mit derartigen Methoden die Zielgröße von $CFL = 1$ nicht überschreiten sollte [67].

$$CFL = \frac{u \cdot \Delta t}{\Delta x} \quad (C.10)$$

Die CFL-Zahl wird bei expliziten Euler-Verfahren genutzt um eine Aussage zu treffen, um wie viele Zellen mit einer Breite von Δx sich eine physikalische Größe innerhalb eines Zeitschrittes Δt ausbreiten kann. Dabei ist u die Geschwindigkeit der Strömung. Der Zeitschritt der sich dadurch eingestellt hat, liegt bei einem Wert um $1,6 \cdot 10^{-4}$ s nach ca. 2 physikalischen Sekunden.

Eine weitere Besonderheit der Simulation ist die automatische Netzverfeinerung wie sie in Abb. C-57 zu sehen ist. An den Stellen in der Strömung, die einen Geschwindigkeitsgradienten von über $0,2 \text{ s}^{-1}$ aufweisen, wird die Größe aller betroffenen Zellen halbiert. Der Geschwindigkeitsgradient V_{Grad} lässt sich mit einer einfachen Fieldfunction von dem generell verfügbaren Geschwindigkeitsfeld ableiten. Hierdurch ist es möglich, die sehr große Strömungsdomäne mit einer moderaten Anzahl (4-5 Millionen) an Zellen, an den Stellen mit den größten Unterschieden des Geschwindigkeitsfeldes, räumlich aufzulösen.

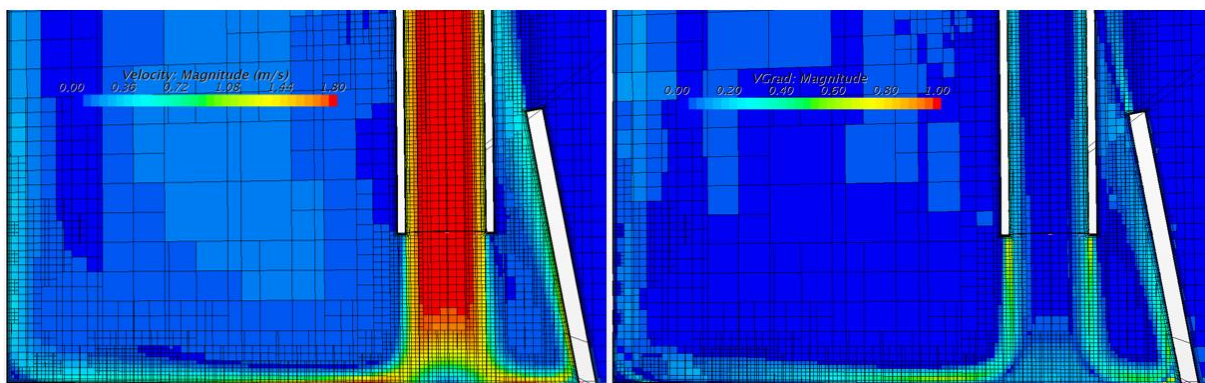


Abb. C-57: Geschwindigkeitsfeld am Auslass des Schattenrohres (links) und Ableitung der Geschwindigkeit (V_{Grad}) am Schattenrohr (rechts) zur automatischen Netzverfeinerung

C.3.3.2 Gesamte Analyse mit $k-\omega$ -SST Turbulenzmodell

Die Geometrie der Simulation und deren allgemeine Randbedingungen sind im vorherigen Abschnitt beschrieben. In diesem Abschnitt soll es lediglich um die Geschwindigkeitsprofile gehen, die mit den PIV-Messungen verglichen werden sollen.

Dafür wird die Geschwindigkeit der Strömung aus dem Tauchrohr in den *Belt* untersucht. Um eine bessere räumlich Darstellung zu erhalten wird das Geschwindigkeitsprofil auf zwei Ebenen (Abb. C-58) betrachtet, wobei die rote Ebene die Draufsicht und die blaue Ebene die seitliche Ansicht zeigt.

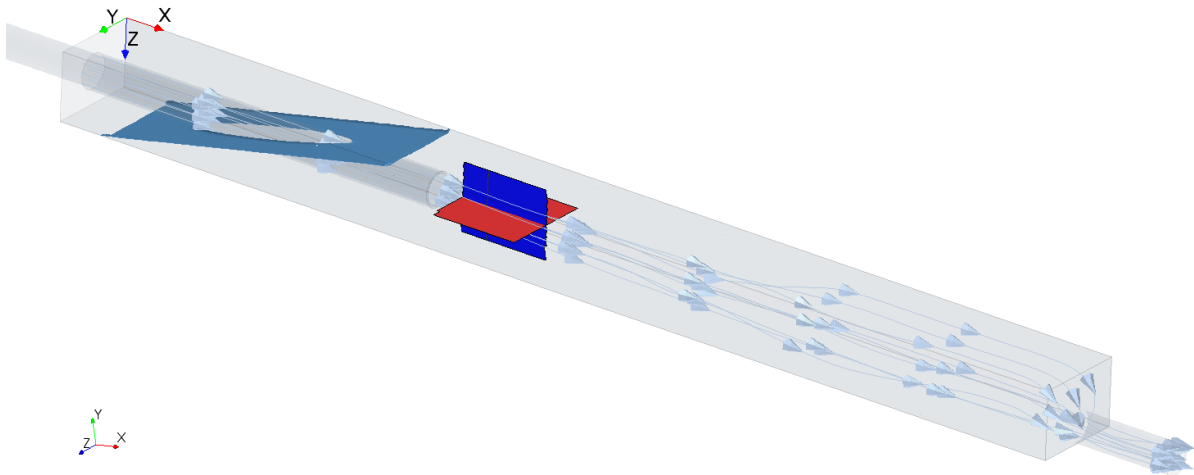


Abb. C-58: In den Belt eingetauchtes Tauchrohr mit freier Oberfläche und den beiden Beobachtungsebenen (rot=Draufsicht, blau=Seitenansicht)

Für den späteren Vergleich mit den Geschwindigkeitsprofilen aus den PIV-Messungen, müssen die Ergebnisse aus der CFD in 2 weiteren Schritten aufbereitet werden:

1. Das 3-Dimensionale Geschwindigkeitsfeld muss auf 2 Dimensionen reduziert werden, da die Ergebnisse der PIV lediglich eine Ebene betrachten können.

$$v = \sqrt{v_x^2 + v_y^2} \quad (\text{C.11})$$

Hierfür werden die Geschwindigkeitskomponenten der jeweiligen Ebene v_x, v_y bzw. v_x, v_z aus der Simulation extrahiert und zu einem gemeinsamen Betrag der Geschwindigkeit umgewandelt.

2. Das Geschwindigkeitsfeld muss zeitlich gemittelt werden, da bei den PIV-Messungen 150 Doppelbilder über einen Zeitraum von 10 Sekunden aufgenommen wurden. Daher werden die einzelnen Geschwindigkeitskomponenten, innerhalb der Simulation, mit einer Frequenz von 15 Hz von Sekunde 10 bis 20 ebenfalls aufsummiert und gemittelt.

In Abb. C-59 ist das momentane Geschwindigkeitsfeld direkt zum Zeitpunkt $t = 20$ s dargestellt. Es ist gut zu erkennen, dass zu diesem Zeitpunkt der Stahl leicht zur Oberseite tendiert und, dass ein Peak der Geschwindigkeit im oberen Bereich der Beobachtungslinie liegt. Diese Asymmetrie ist genau anders herum ausgebildet als bei den Untersuchungen am Teilmodell (Abschnitt C.3.2). Daran ist zu erkennen, dass der Einfluss der Krümmung im Tauchrohr keinen zeitunabhängigen Einfluss auf das Geschwindigkeitsprofil hat, sondern dass der Drall den Strahl nach oben und unten zeitlich schwanken lässt.

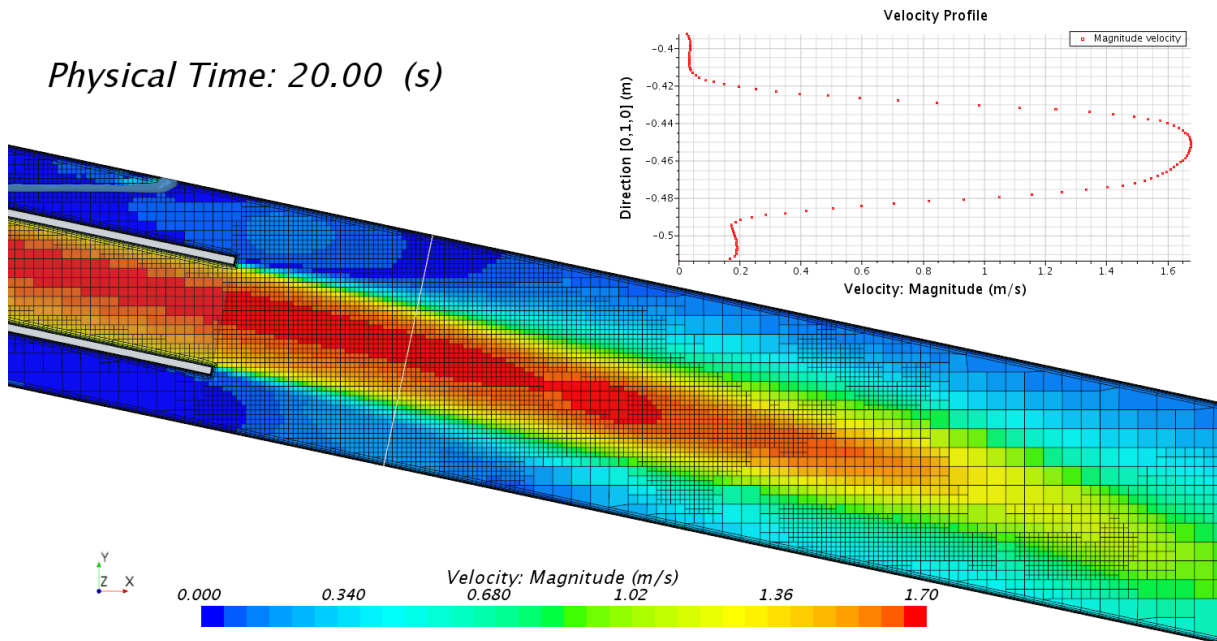


Abb. C-59: Geschwindigkeitsprofile am Auslass des Tauchrohres zum Zeitpunkt $t=20$ s in der Simulation

Diese Schwankung belegt die Notwendigkeit der Mittelung der Geschwindigkeit (Abb. C-60) und erklärt weiterhin, warum die stationären Simulationen nicht konvergieren wollten. Das Geschwindigkeitsfeld beinhaltet viel zu starke transiente Tendenzen für eine stationäre Lösung.

Das Geschwindigkeitsfeld in Abb. C-60 ist zusätzlich auf zwei Raumkomponenten reduziert und über einen Zeitraum von 10 Sekunden gemittelt. Das nun dargestellte symmetrische Geschwindigkeitsprofil ähnelt qualitativ erstmalig den PIV-Messungen, muss jedoch noch mit exakten Werten der experimentell ermittelten Geschwindigkeit korreliert werden.

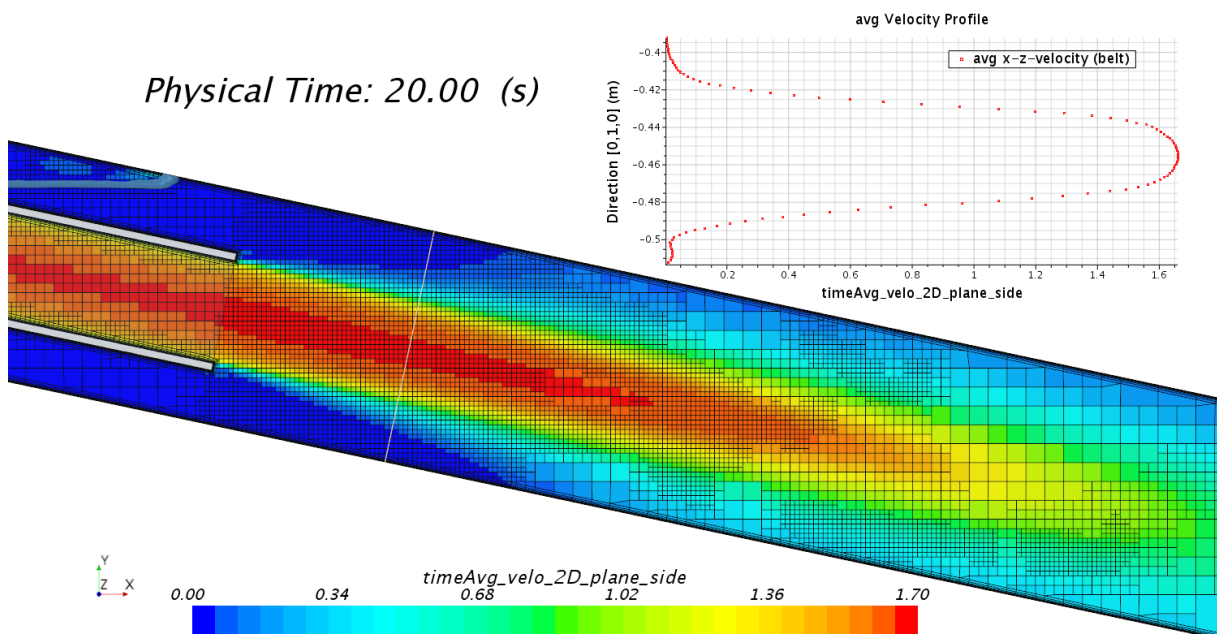


Abb. C-60: Über 10 Sekunden gemittelttes Geschwindigkeitsprofil der Simulation für die x - z -Ebene zum Zeitpunkt $t=20$ s

Die Darstellung des Geschwindigkeitsfeldes in Vektoren gibt eine zusätzliche Information über die Ausrichtung der Geschwindigkeit in Bezug auf die Hauptströmungsrichtung und lässt bei genauerer Betrachtung ein Rückströmungsgebiet im unteren Bereich des Belts und ca. 5 cm nach dem Tauchrohr erkennen.

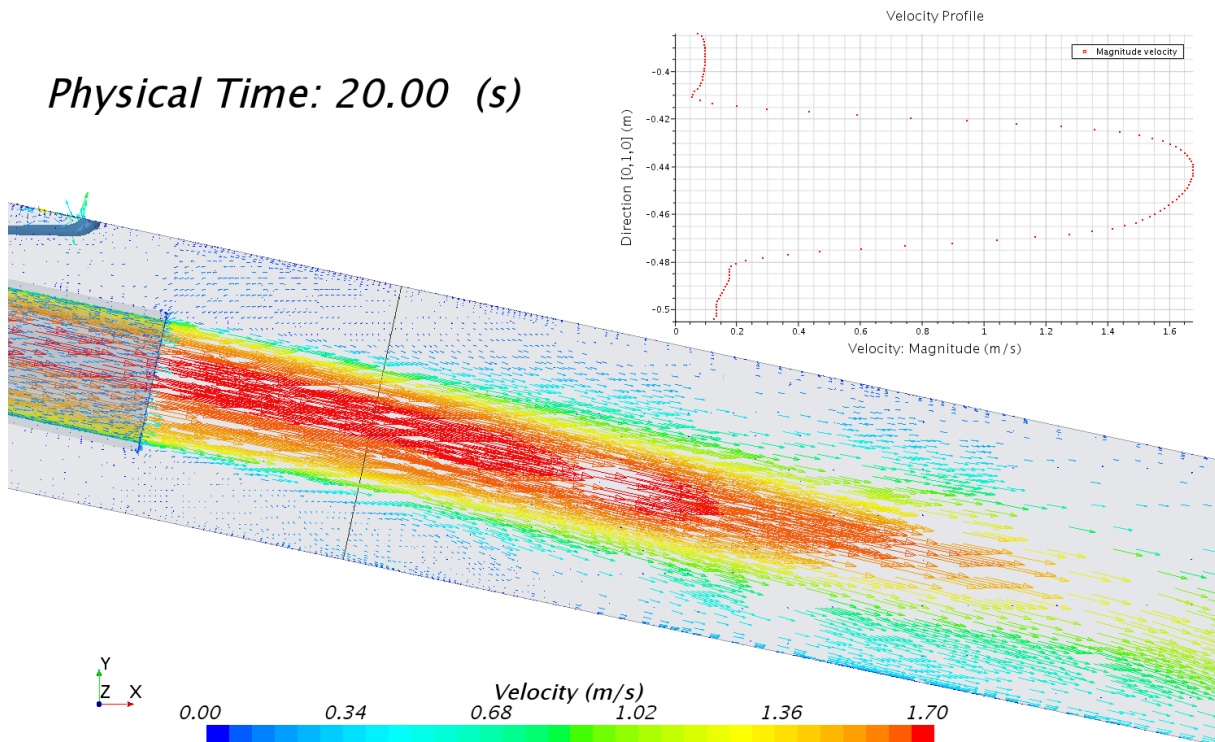


Abb. C-61: Geschwindigkeitsfeld am Auslass des Tauchrohres in den *Belt* in vektorieller Darstellung

Die Geschwindigkeitsfelder wurden für die Draufsicht ebenfalls mit Hinblick auf die Vergleichbarkeit der ermittelten PIV-Messungen über einen Zeitraum von 10 Sekunden gemittelt und auf 2 Geschwindigkeitskomponenten reduziert (Abb. C-62). Auch in der Draufsicht kann die Symmetrie des Geschwindigkeitsprofils unmittelbar nach dem Tauchrohr erkannt werden. Jedoch zeigt der Stahl im weiteren Verlauf der Strömung eine Verschiebung nach links (in Strömungsrichtung) und das sogar nach der zeitlichen Mittelung. Diese Verschiebung kann ggf. auf die schräge Anordnung des *Belts* unterhalb des Tundish zurückgeführt werden. Im Tundish ergibt sich die Richtung der Hauptströmung durch den Fluss vom Schattenrohr zum Stopfen und diese Richtung ändert sich dann auf dem Weg in den *Belt*.

Physical Time: 20.00 (s)

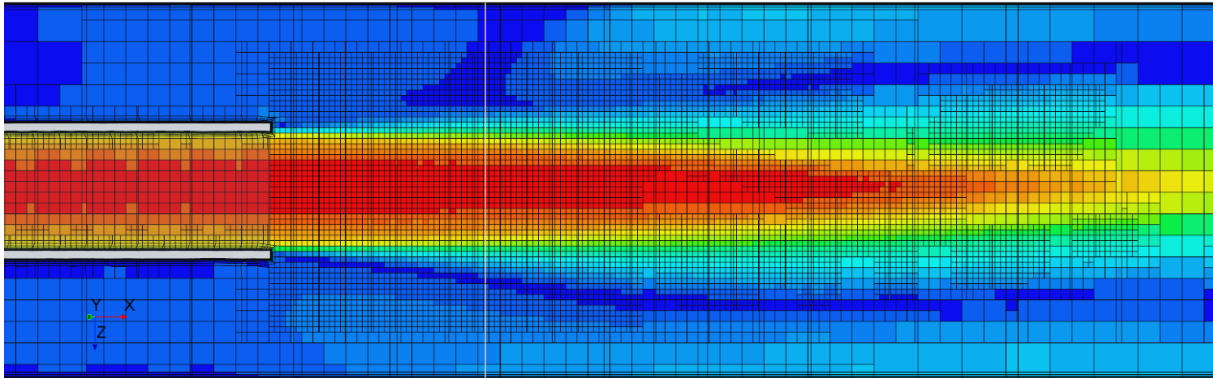
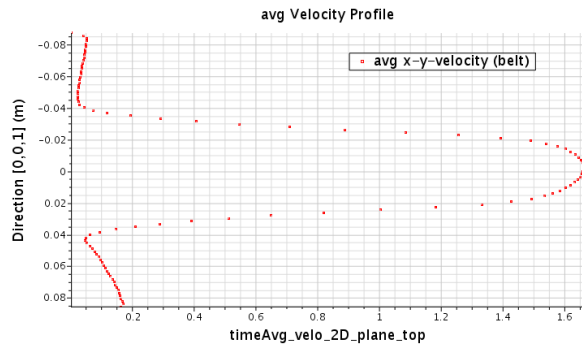
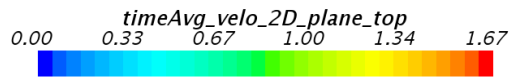


Abb. C-62: Draufsicht des Geschwindigkeitsprofils am Auslass des Tauchrohres in der Simulation

Auch die vektorielle Darstellung der Geschwindigkeit in der Draufsicht (Abb. C-63) zeigt Rückströmungsgebiete direkt am Auslass des Tauchrohres.

Physical Time: 20.00 (s)

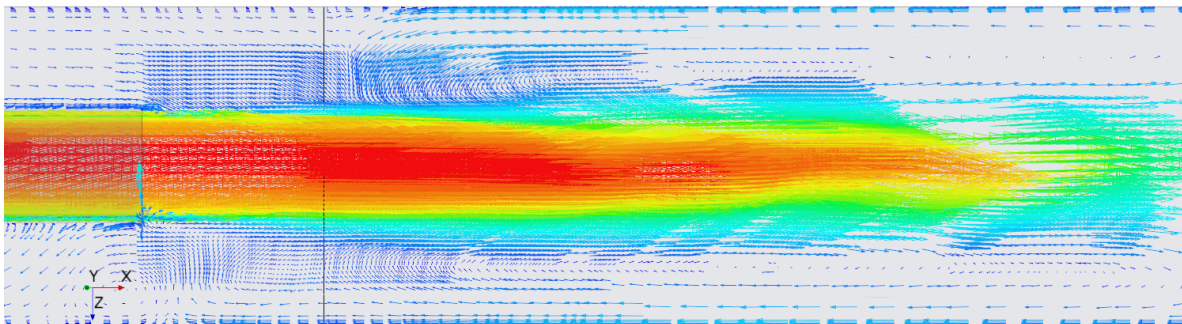
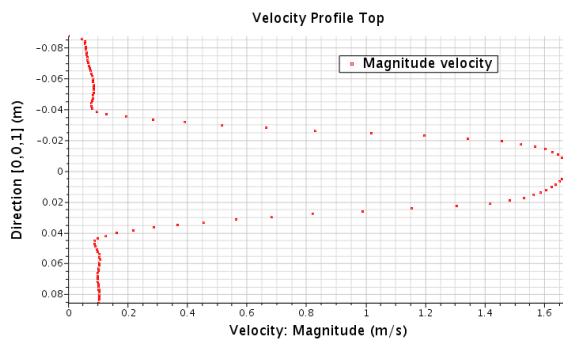
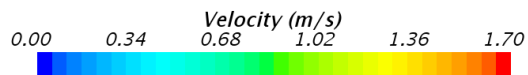


Abb. C-63: Geschwindigkeitsfeld am Auslass des Tauchrohres aus der Simulation, von oben in vektorieller Darstellung

C.3.3.3 Gesamte Analyse mit k- ϵ -SST Turbulenzmodell

Die Simulationsergebnisse des k- ϵ -SST Turbulenzmodell zeigen eine stark asymmetrische Verteilung der Geschwindigkeit über den vertikalen Strömungsquerschnitt. Diese Tatsache trifft sowohl bei der momentanen Geschwindigkeit zum Zeitpunkt $t=20$ s in Abb. C-64, als auch bei dem über den Zeitraum von 10 Sekunden gemittelten Geschwindigkeitsfeld in Abb. C-65. Das asymmetrische Geschwindigkeitsprofil hat seinen maximalen Wert im unteren Bereich der Strömung und erstreckt sich noch weit nach dem Tauchrohr in den Strömungsraum hinaus.

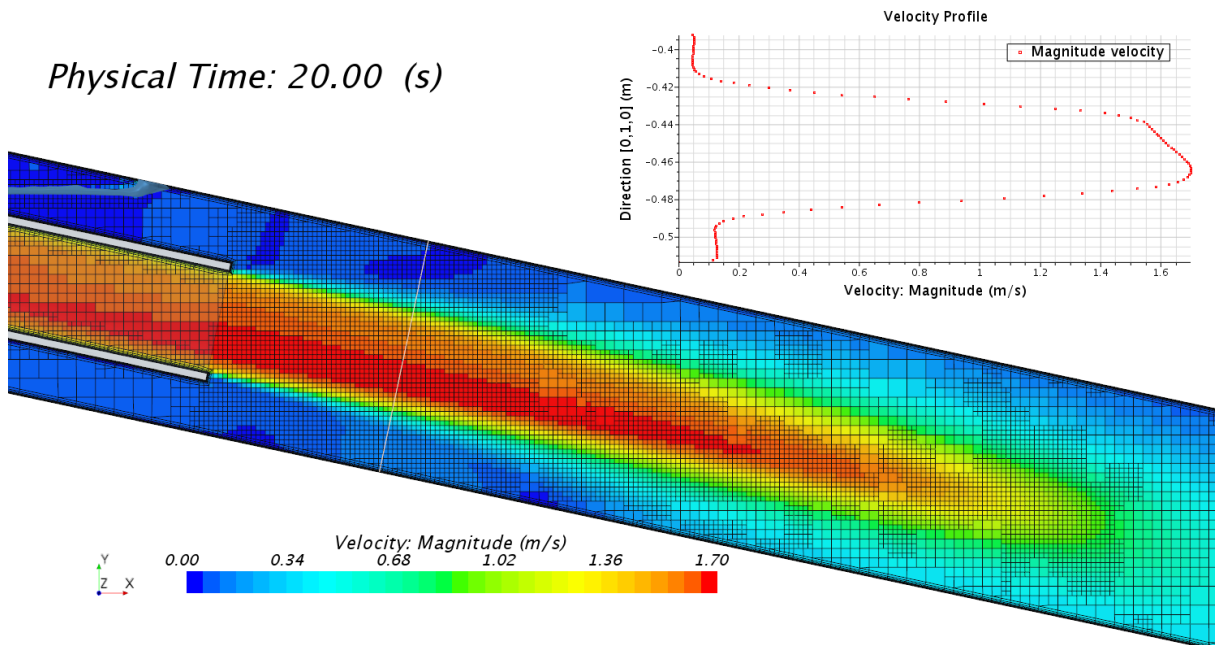


Abb. C-64: Geschwindigkeitsprofil mit dem am Auslass des Tauchrohres zum Zeitpunkt $t=20$ s aus der Simulation

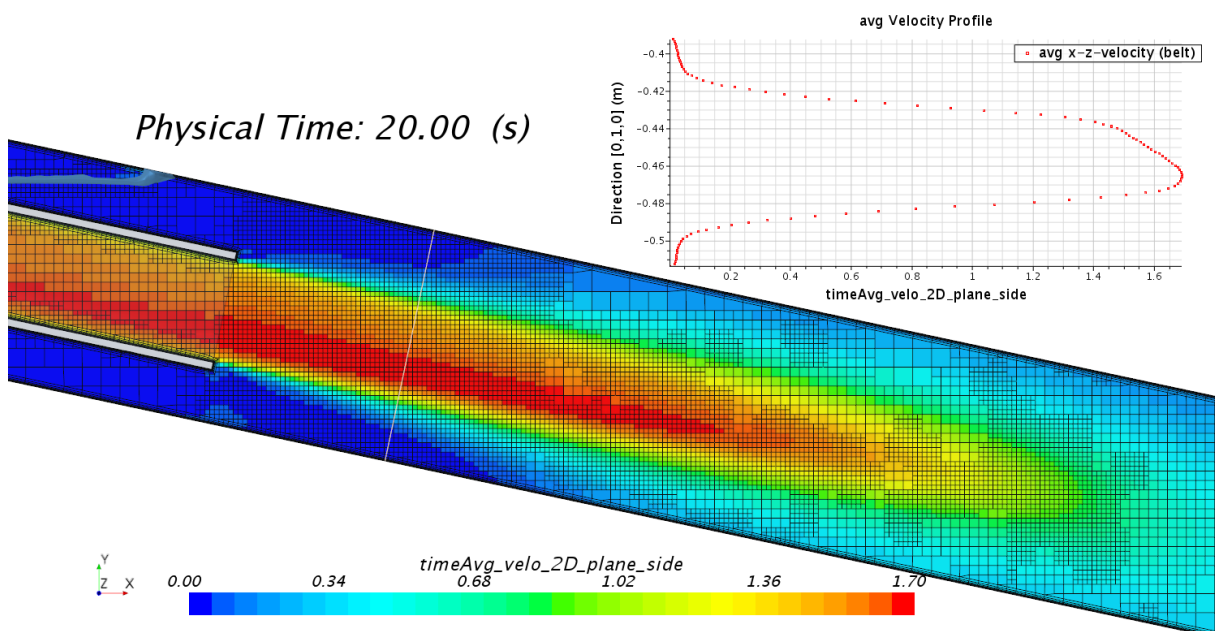


Abb. C-65: Über 10 Sekunden gemitteltes Geschwindigkeitsprofil der Simulation für die x-z-Ebene zum Zeitpunkt $t=20$ s

Bei der Betrachtung des Geschwindigkeitsfeldes in der Draufsicht (Abb. C-66) ist ebenfalls eine asymmetrische Verteilung über den horizontalen Querschnitt zu erkennen. Der maximale Wert dieser Geschwindigkeit liegt im rechten Bereich des *Belts* in Richtung der Hauptströmung.

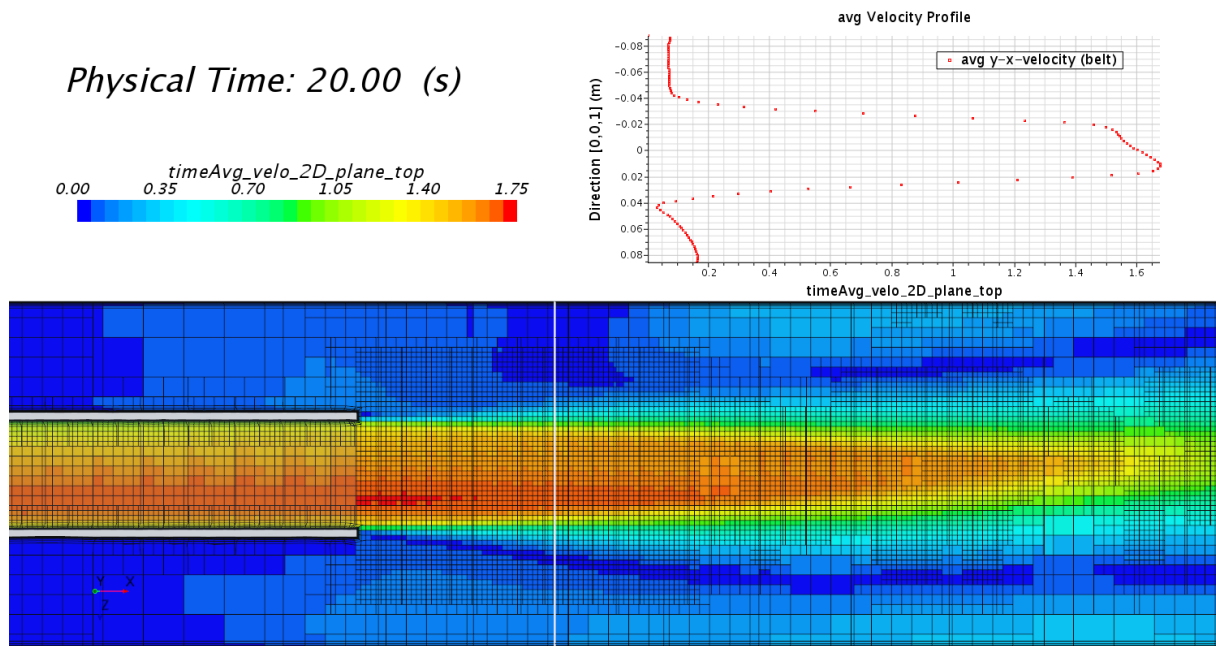


Abb. C-66: Draufsicht des Geschwindigkeitsprofils am Auslass des Tauchrohres in der Simulation

Die Erkenntnisse aus diesen beiden Schnittebenen lassen sich dank der CFD in einem axialen Profil zusammenfassen, in Abb. C-67 dargestellt. Solche Darstellung wäre mit der PIV-Technik nicht ohne weiteres möglich, weil die Schnittebene nur aus dem Fluid zu sehen wäre und die Hauptströmung orthogonal zur Betrachtung steht. Damit können keine Doppelbilder mit der Partikelbewegung realisiert werden. Eine sehr starke Asymmetrie ist in Abb. C-67 gut sichtbar.

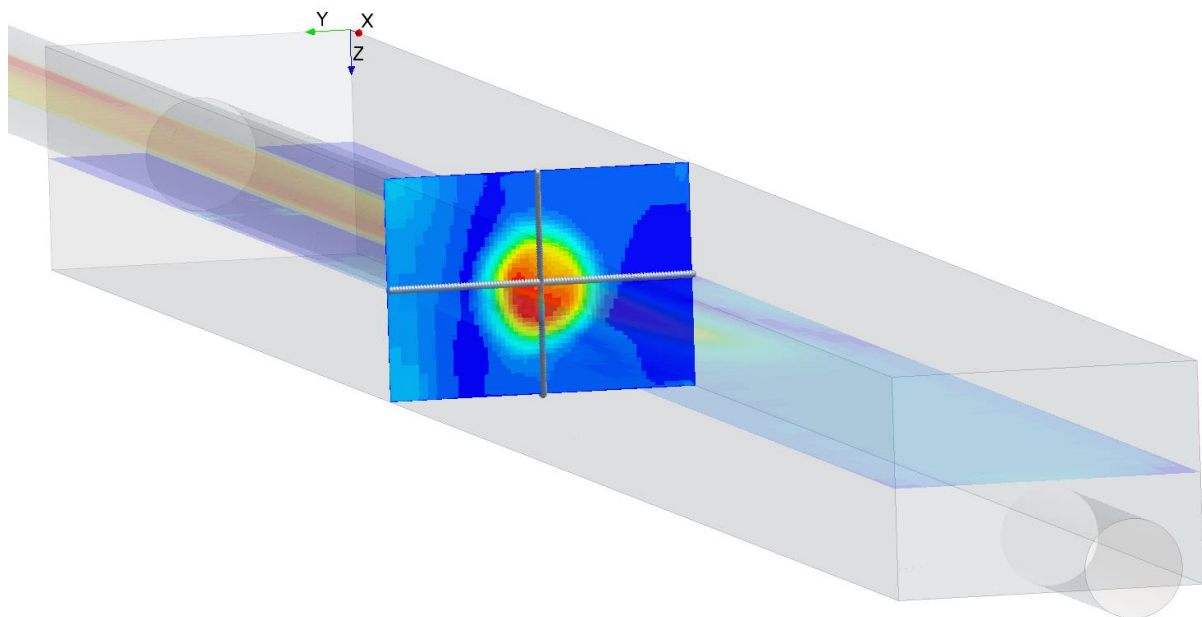


Abb. C-67: Axiales Geschwindigkeitsprofil hinter dem Auslass des Tauchrohres

C.3.3.4 Vergleich der Turbulenzmodelle

In den vorherigen Abschnitten wurden die Geschwindigkeitsverteilungen im *Belt* kurz nach dem Auslass des Tauchrohres dargestellt. Dabei ist ein starker Unterschied in der Ausprägung des Geschwindigkeitsprofils über dem Querschnitt aufgefallen. Das Profil des $k-\omega$ -SST Turbulenzmodells zeigt eine symmetrische Verteilung im mittleren Bereich des Stahls, wo hingegen das $k-\epsilon$ -SST Turbulenzmodell eine Verschiebung nach unten rechts (in Hauptströmungsrichtung) aufzeigt. Die Ursachen für diese unterschiedlichen Geschwindigkeitsverteilungen liegen weiter stromaufwärts und können in der Abb. C-68 und Abb. C-69 anhand der Stromlinien (grau) und der skalaren Konturdarstellung der Geschwindigkeit entnommen werden. In beiden Abbildungen ist noch zusätzlich eine Iso-Fläche der Wirbelintensität von 13340 s^{-1} in blau unmittelbar nach dem Stopfen dargestellt, damit die Ausprägung der Verwirbelungen nach dem Stopfen besser zu interpretieren ist.

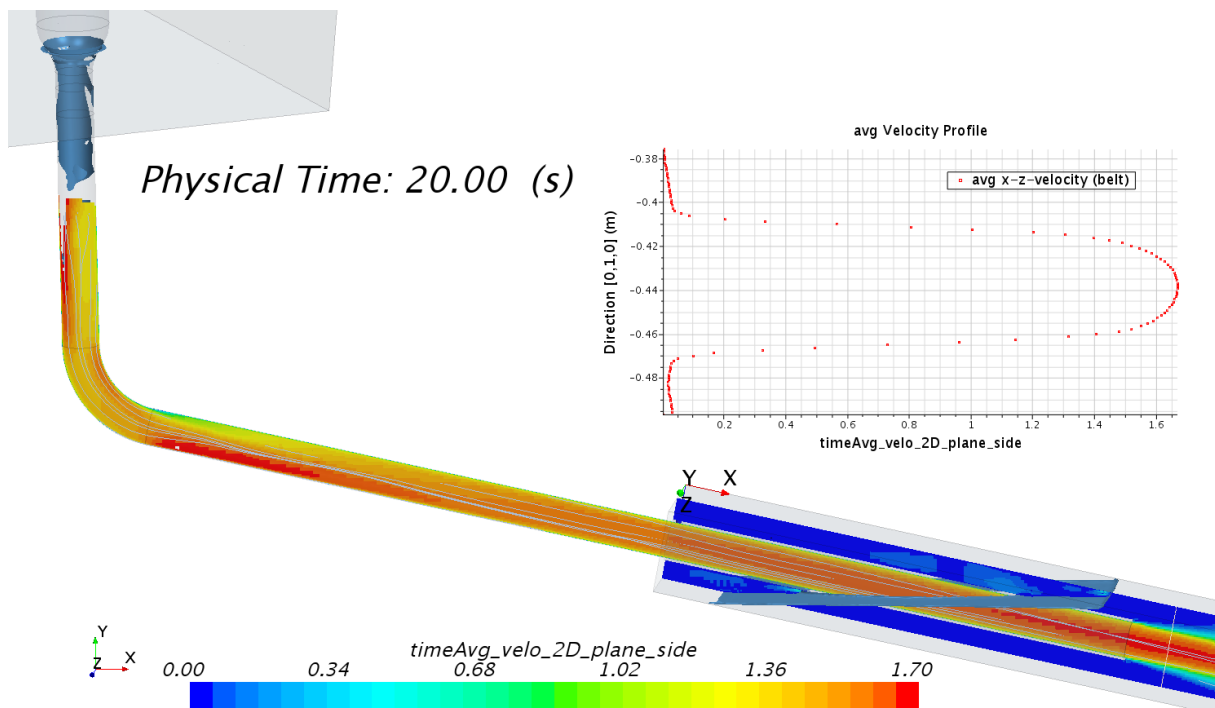


Abb. C-68: Geschwindigkeitsprofil mit Stromlinien im oberen Abschnitt des Tauchrohres zwischen Stopfen und *Belt* ($k-\omega$ -SST) und Bereiche hoher Wirbelintensität (blau) unterhalb des Stopfens

Bei dem $k-\omega$ -SST Turbulenzmodell (Abb. C-68) ist die maximale Geschwindigkeit des betrachteten Abschnittes selten größer als $1,7 \text{ m/s}$. Die Strömung ist unmittelbar unterhalb dem Stopfen stark drallbehaftet und innerhalb der Biegung des Tauchrohres kommt es zu einer Einschnürung der Strömung. Dadurch ist im unteren Bereich nach der Biegung eine hohe Geschwindigkeit und eine geringere Strömungsgeschwindigkeit im oberen Bereich nach der Biegung zu erkennen. Nach der Biegung nimmt die Ausprägung des Dralls stark ab und das Geschwindigkeitsprofil vergleichmäßigt sich über den Querschnitt des Tauchrohres und ist am Austritt symmetrisch. Die Stromlinien zeigen im überwiegenden Teil des Tauchrohres keinen Drall auf.

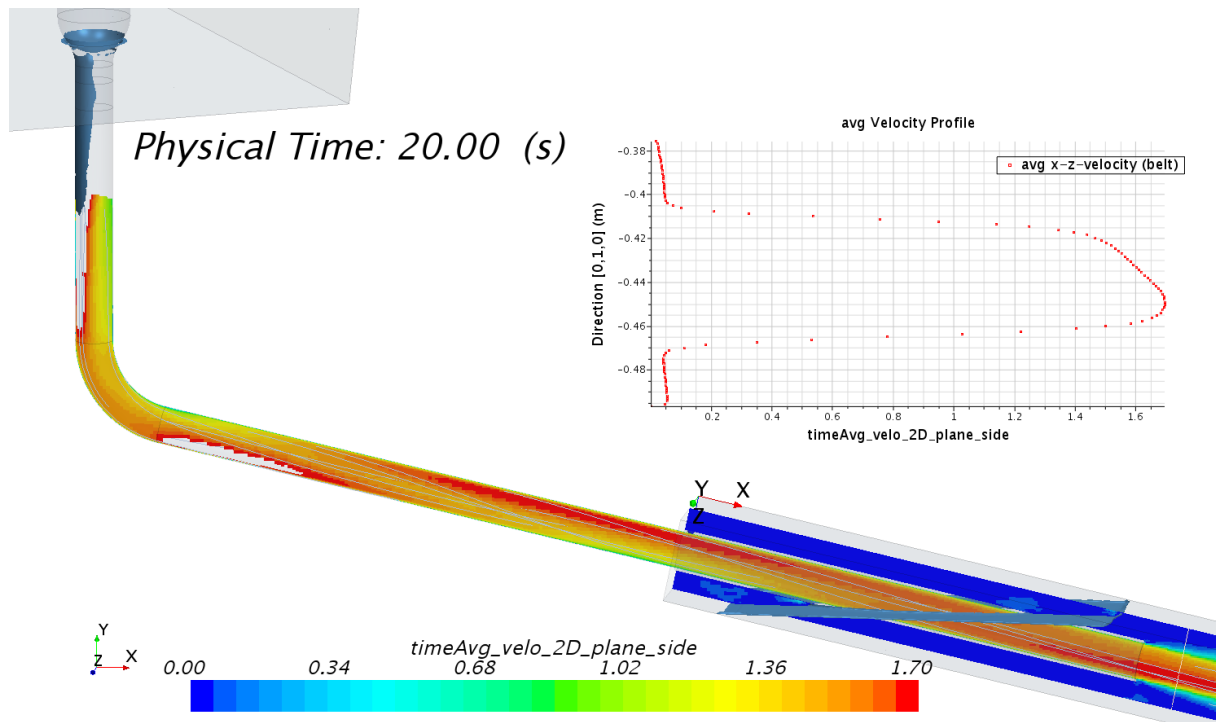


Abb. C-69: Geschwindigkeitsprofil mit Stromlinien im oberer Abschnitt des Tauchrohres zwischen Stopfen und Belt (k- ϵ -SST) und Bereiche hoher Wirbelintensität (blau) unterhalb des Stopfens

Das Ergebnis des k- ϵ -SST Turbulenzmodelles zeigt in vielen Bereichen eine Geschwindigkeit die über dem Wert von 1,7 m/s liegt. Unmittelbar nach dem Stopfen ist der Drall weniger stark ausgeprägt als bei dem k- ω -SST Turbulenzmodell, jedoch ist die Verteilung der Geschwindigkeit vor der Biegung ungleichmäßiger. Innerhalb der Biegung kommt es auch hier zu einer Einschnürung, welche eine höhere maximale Geschwindigkeit auf der Unterseite zur Folge hat als beim k- ω -SST Modell. Die Zone mit der geringeren Geschwindigkeit am oberen Rand nach der Biegung erstreckt sich nicht so weit stromabwärts wie beim k- ω -SST Modell. Auffällig ist der starke Drall nach der Biegung, welcher zu einer Verlagerung der Geschwindigkeitsspitze auf der gegenüberliegenden Seite des Tauchrohres führt, bevor diese sogar ein weiteres Mal ihre Position nach unten im Tauchrohr ändert. Damit ist das stark asymmetrische Geschwindigkeitsprofil am Auslass des Tauchrohres ein Resultat sowohl der Biegung als auch der mehrfachen Verschiebung der maximalen Geschwindigkeit durch den Drall. Hier wurde der Drall beim k- ω -SST Modell viel stärker abgebaut.

C.3.4 Korrelation zwischen CFD und PIV für die Geschwindigkeitsprofile

C.3.4.1 Datengrundlage

Nachdem im Abschnitt C.3.2 auf die unterschiedlich ausgebildeten Geschwindigkeitsprofile zwischen PIV-Messungen und Simulationsergebnissen hingewiesen wurde, konnte als mögliche Ursache die vereinfachte Geometrie des Versuchszustandes identifiziert werden. Die Strömungsdomäne begann mit dem Einlauf in das Tauchrohr und hatte ein gleichmäßig über den Querschnitt verteiltes Geschwindigkeitsprofil. Die Krümmung des Tauchrohres führt zu einer Einschnürung der Strömung, dessen Einfluss bis in den Strömungsraum des Belts fortgetragen wurde. Eine Ergänzung der Strömungsdomäne um den gesamten Tundish soll die natürlich vorkommenden zusätzliche Verwirbelungen und einen Drall im Einlass des Tauchrohres hinzufügen. Daher dienen als Grundlage für die Vergleiche CFD-Geschwindigkeitsfelder aus Abschnitt C.3.3 für die gesamte Anlage.

Zeitgleich wurden Wiederholungsmessungen am Wassermmodell durchgeführt, um einerseits auszuschließen, dass das Problem bei den experimentellen Messungen liegt, und andererseits um einen besseren räumlichen Eindruck der Strömung im Belt zu erhalten. Dafür wurden Messungen von oben auf das Tauchrohr durchgeführt. Die Abb. C-70 zeigt eine Aufnahme der Seitenansicht aus der

Reihe der Wiederholungsmessungen. Es ist auffällig, dass der betrachtete Bereich weiter vom Tauchrohr entfernt liegt als bei den ersten Messungen. Der Grund dafür liegt an den Untersuchungen des Tauchrohres mit einem Aufsatz wie die Trompete aus Abschnitt C.2.1.3. Hierfür musste der Messbereich verschoben werden, um eine Vergleichbarkeit für alle Konfigurationen zu gewährleisten.

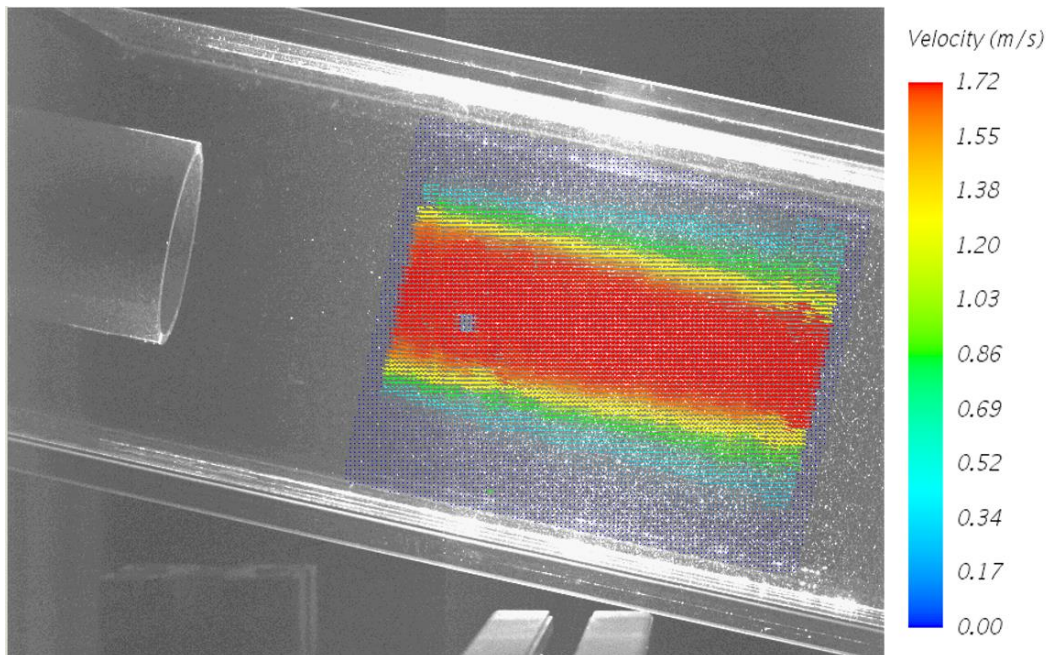


Abb. C-70: Darstellung des vektoriellen Geschwindigkeitsfeldes 5 cm nach dem Auslass des Tauchrohres (Wiederholungsmessung)

Sowohl die Daten der PIV-Messung als auch der CFD-Berechnungen wurden als Rohdaten exportiert mit Angaben über die Koordinaten X, Y und Z für die CFD und die Geschwindigkeit als Betrag des Geschwindigkeitsvektors.

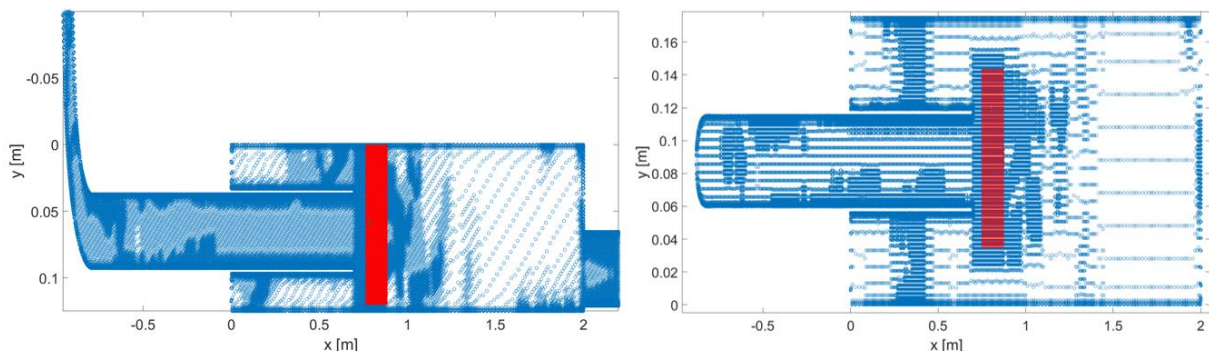


Abb. C-71: Darstellung der überlappenden Daten-/Messpunkte von CFD-Berechnung (blau) und PIV-Messungen (rot). Seitenansicht (links) und Draufsicht (rechts)

Da der Abstand der PIV-Messebene zum Auslass bekannt war (5 cm) und die Abmessungen der Geometrie der CFD-Berechnungen identisch mit den Abmessungen des Wassermodells waren, mussten lediglich die Datensätze übereinander gelegt werden, wie in Abb. C-71 schematisch dargestellt ist. Hierbei sind die Ergebnisse der PIV-Messungen rot und die der CFD-Berechnung blau dargestellt. Die blauen Datenpunkte sind gleichzusetzen mit den Zellen des Berechnungsgebietes und diese Zellen sind ungleichmäßig verteilt, weil in der Simulation eine automatische Netzadaption stattgefunden hat. Das führt dazu, dass viele Datenpunkte dort auftreten wo einerseits der Geschwindigkeitsgradient groß ist oder eine freie Oberfläche auftritt und ergibt den Eindruck einer fleckigen Verteilung der blauen Datenpunkte in Abb. C-71. Bei den späteren Betrachtungen werden nur noch die Bereiche dargestellt, welche sich tatsächlich überlappen und damit von Aussagekraft sind. Bei den überlappenden Bereichen wurde darauf geachtet, dass die Anzahl der Datenpunkte gleich ist und daher wurde in der Simulation für diesen Bereich eine gleichmäßige Netzauslösung vorgegeben und keine Adaptive.

Die CFD-Ergebnisse für den gesamten Tundish haben eine leichte Ausrichtung des Stahls an den linken Rand des *Belts* gezeigt. Daher sollen mit Hilfe der Draufsicht präzisere Aussagen zur räumlichen Ausbreitung der Strömung gewonnen werden.

C.3.4.2 Ergebnisse mit $k-\omega$ -SST Turbulenzmodell in der Seitenansicht

Für den Vergleich von CFD-Simulation und PIV-Messungen werden die Geschwindigkeitsfelder, wie sie in Abb. C-72 zu sehen sind, miteinander korreliert. Die hierfür verwendete Methode ist die sogenannte Kreuzkorrelation [68], welche ein Abstandsmaß der Datenpunkte zueinander darstellt. Um dieses Abstandsmaß besser zu veranschaulichen wurden der Betrag der Geschwindigkeit aus Abb. C-72 als dritte Koordinate in Abb. C-73 (links) dargestellt.

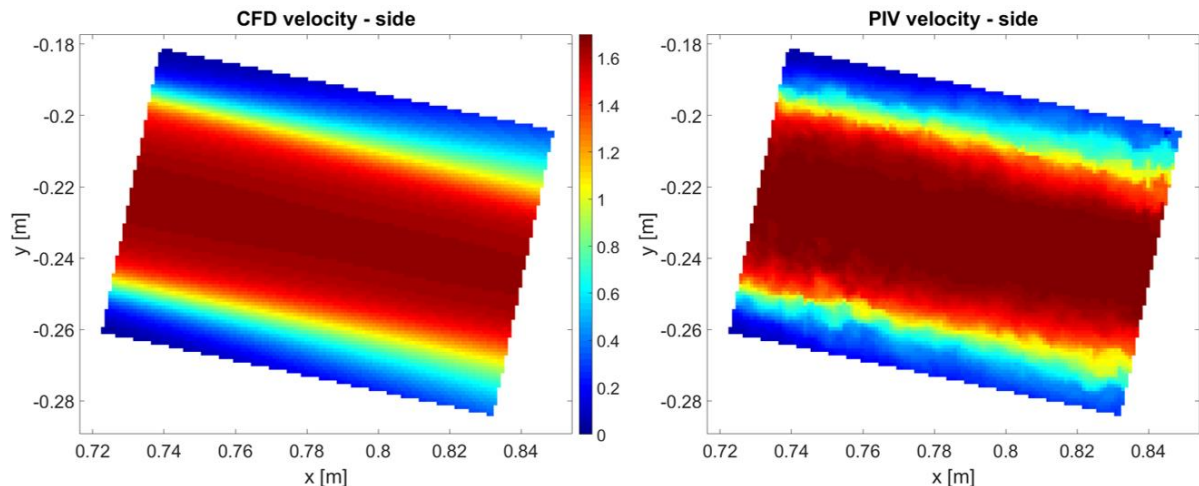


Abb. C-72: Geschwindigkeitsfelder der CFD-Simulation ($k-\omega$ -SST) und der PIV-Messungen in der Seitenansicht

Die durchgeführte Kreuzkorrelation ergibt einen Korrelationsfaktor [69] von 0,9954, welcher bedeutet, dass die Werte der Geschwindigkeit in beiden Bildern sehr nahe beieinanderliegen. Jedoch ist die Zuordnung der Geschwindigkeit leicht zu der Seite der PIV-Messungen im oberen Geschwindigkeitsbereich verschoben (Abb. C-73, rechts). Dem zufolge ist die Geschwindigkeit in der PIV-Messung öfter höher als die der CFD-Simulation, welches auf einen höheren Volumenstrom schlussfolgern lässt. In der Tat haben Nachforschungen ergeben, dass der Volumenstrom bei den Wassermodelluntersuchungen bei $12,7 \text{ m}^3/\text{h}$ und die der CFD-Berechnung bei $12,5 \text{ m}^3/\text{h}$ lag. Dennoch ist eine sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse zu erkennen.

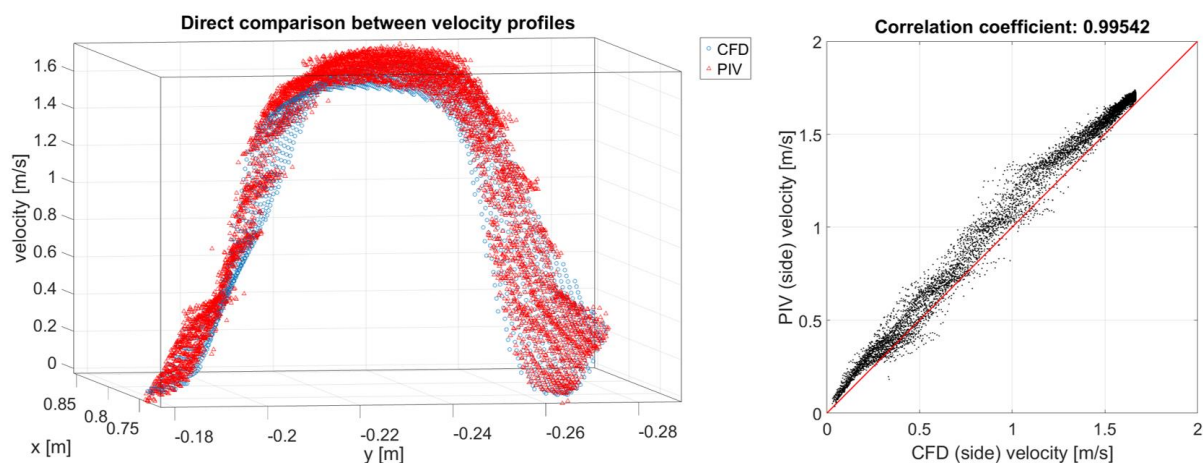


Abb. C-73: Betrag der Geschwindigkeit (Seitenansicht) von CFD ($k-\omega$ -SST) und PIV als dritte Koordinate im Raum (links) und Ergebnis der Korrelation von CFD und PIV-Ergebnis (rechst).

Zur Festigung einer Aussage über den Volumenstrom anhand des Geschwindigkeitsfeldes muss jedoch beachtet werden, dass die Strömung dreidimensional ist und das Geschwindigkeitsfeld

zweidimensional. Daher werden im folgenden Abschnitt C.3.4.3 die Geschwindigkeitsfelder der Draufsicht zusätzlich betrachtet.

C.3.4.3 Ergebnisse mit $k\text{-}\omega\text{-SST}$ Turbulenzmodell in der Draufsicht

Wieder wurden zuerst die Geschwindigkeitsfelder (Abb. C-74) aus den Datensätzen der CFD und PIV-Messungen übereinander gelegt und miteinander korreliert, wie in Abb. C-75 zu sehen ist. Die Darstellung der Strömung erfolgt wieder mit einer Fließrichtung von links nach rechts.

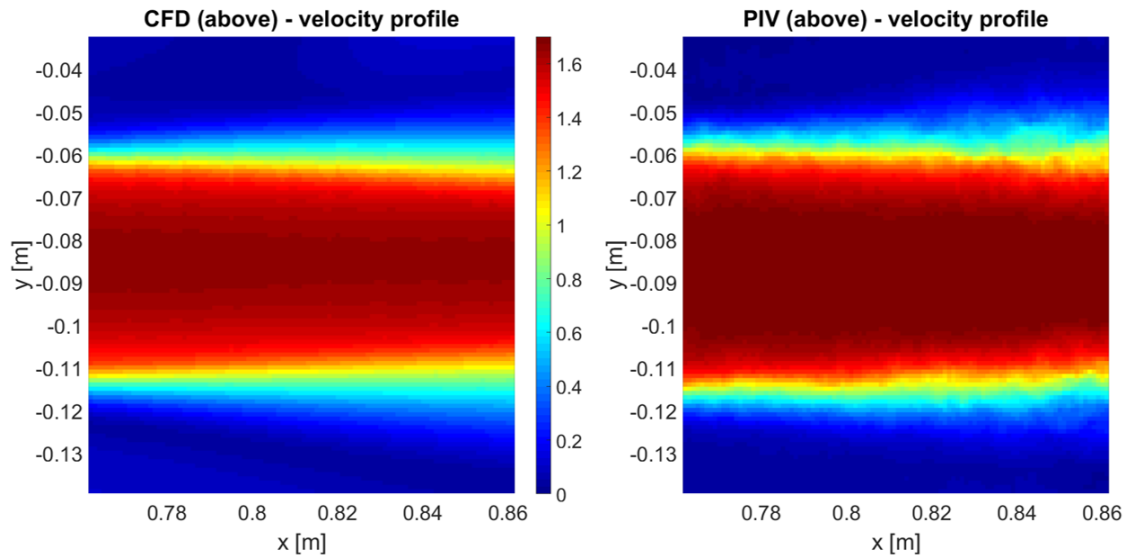


Abb. C-74: Geschwindigkeitsfelder der CFD-Simulation ($k\text{-}\omega\text{-SST}$) und der PIV-Messungen in der Draufsicht

Wie in Abb. C-75 zu erkennen ist, liegt die maximale Geschwindigkeit bei den PIV-Messungen bei 1,74 m/s und die maximale Geschwindigkeit aus der Simulation leicht darunter mit 1,66 m/s.

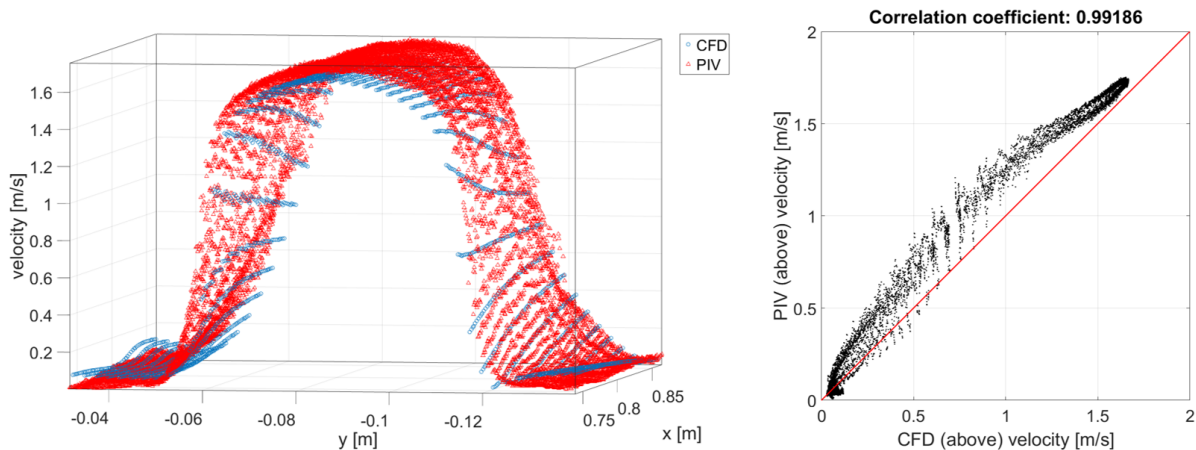


Abb. C-75: Betrag der Geschwindigkeit (Draufsicht) von CFD ($k\text{-}\omega\text{-SST}$) und PIV als dritte Koordinate im Raum (links) und Ergebnis der Korrelation von CFD und PIV-Ergebnis (rechts).

In derselben Darstellung (Abb. C-75, links) ist im Gegenzug eine höhere Geschwindigkeit der berechneten CFD-Strömung in den Randbereichen zu erkennen. Diese ist auf ein Rückströmungsgebiet zurückzuführen, welches aus der vektoriellen Darstellung der Geschwindigkeit in Abb. C-63 eindeutig zu erkennen ist.

In der Kreuzkorrelation (Abb. C-75, rechts) ist wieder eine leichte Verschiebung der Geschwindigkeitsfelder zur Seite der PIV-Messungen zu erkennen, jedoch mit einem Koeffizienten von 0,99186 immer noch eine sehr starke Ähnlichkeit. Auch ist im oberen Bereich der Korrelation ($v > 1,5$ m/s) eine Trennung der Datenpunkte zu erkennen, welches auf die Diskrepanz der Werte hindeutet und in Abb. C-75 an den Spalt zwischen den Daten der CFD und der PIV-Messungen zu sehen ist.

C.3.4.4 Ergebnisse mit k- ϵ -SST Turbulenzmodell von der Seite

In der seitlichen Betrachtung der Geschwindigkeitsprofile ist die bereits identifizierte asymmetrische Verteilung sehr gut zu erkennen. Der Bereich mit den höchsten Geschwindigkeiten liegt beim k- ϵ -SST Turbulenzmodell (Abb. C-76, links) im unteren Bereich der Betrachtungsebene. Durch die Visualisierung der Korrelation in Abb. C-77 kann gezeigt werden, dass diese Verschiebung der Geschwindigkeitsspitze über den gesamten Verlauf des Messbereiches verläuft.

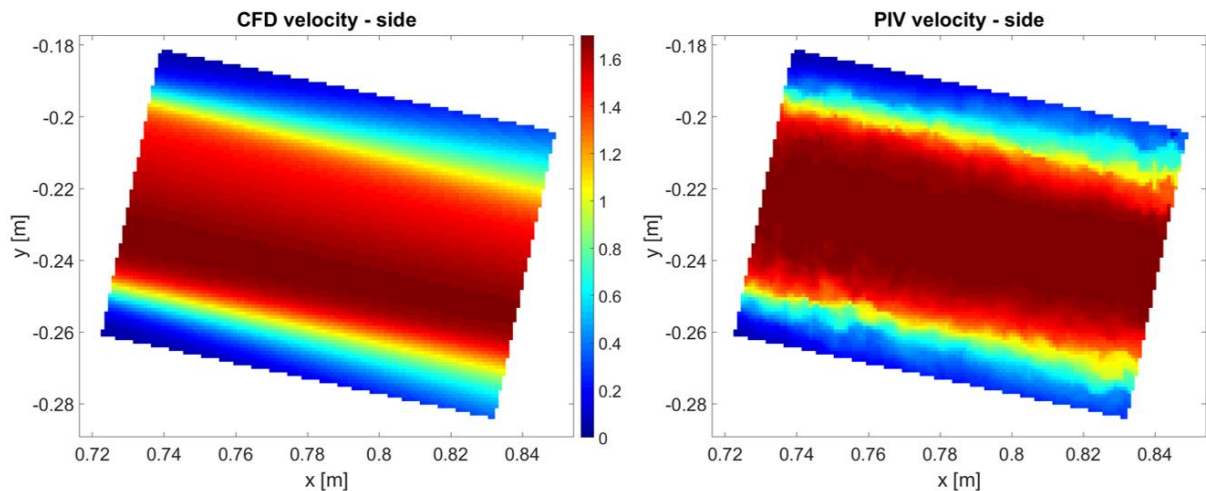


Abb. C-76: Geschwindigkeitsfelder der CFD-Simulation (k- ϵ -SST) und der PIV-Messungen in der Seitenansicht

Die beiden Bögen aus Abb. C-77 (links) haben ähnlichen Anstieg zur Mitte hin und die maximale Geschwindigkeit liegt auf demselben Niveau, doch die Diskrepanz der hohen Geschwindigkeitswerte ist anhand der Korrelationskurve (Abb. C-77, rechts) sehr gut zu erkennen.

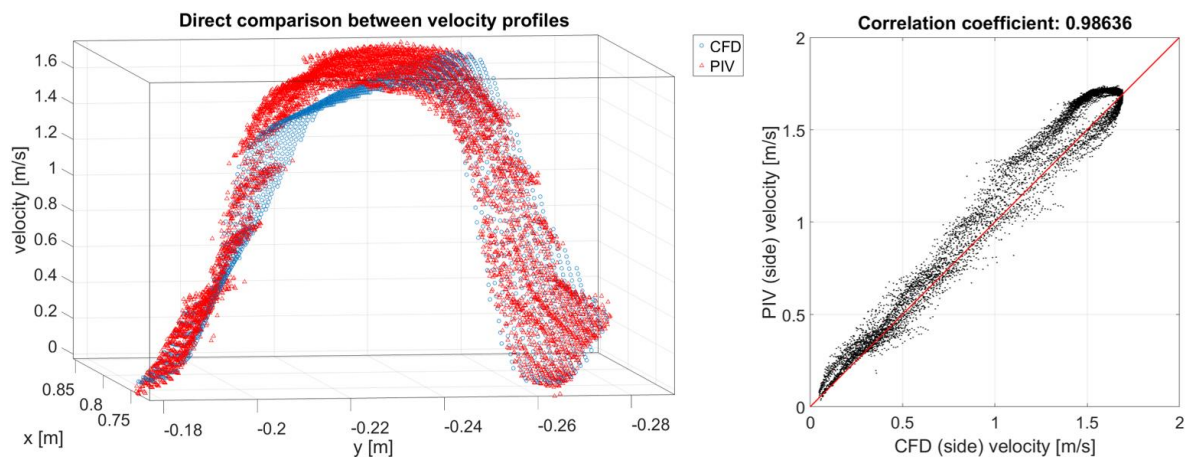


Abb. C-77: Betrag der Geschwindigkeit (Seitenansicht) von CFD (k- ϵ -SST) und PIV als dritte Koordinate im Raum (links) und Ergebnis der Korrelation von CFD und PIV-Ergebnis (rechts)

Die Werte von CFD und PIV gehen innerhalb der Geschwindigkeitsspitze weit auseinander, welches in Abb. C-77 (rechts) durch die zwei Messpunktwolken im oberen Geschwindigkeitsbereich zu erkennen ist. Dort liegen an einigen Stellen die höheren Werte einmal im Bereich der CFD und dann wieder im Bereich der PIV-Messungen. Damit ist eine räumliche Verschiebung der Geschwindigkeitsprofile klar herausgestellt. Der Koeffizient liegt mit 0,9866 zwar unterhalb dem vom k- ω -SST Turbulenzmodell, ist jedoch immer noch sehr hoch.

C.3.4.5 Ergebnisse für k- ϵ -SST Turbulenzmodell in der Draufsicht

In der Draufsicht ist die asymmetrische Verteilung des Geschwindigkeitsprofils der CFD bereits in den Ausgangswerte der Abb. C-78 zu erkennen. Auch zeigen die PIV-Messungen einen höheren absoluten

Wert der Geschwindigkeit über den gesamten Messbereich, wie am Besten in Abb. C-79 zu erkennen ist.

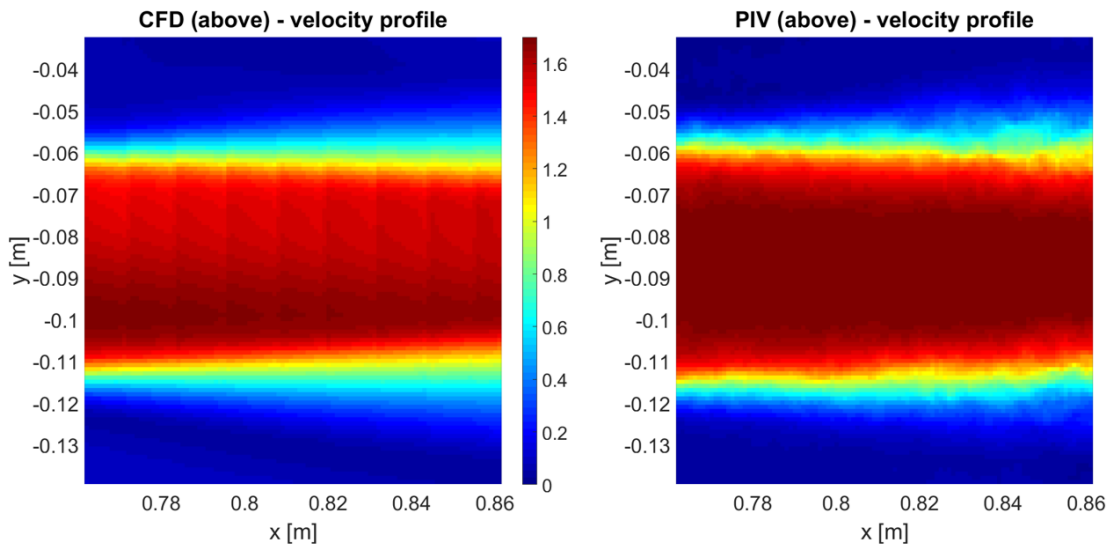


Abb. C-78: Geschwindigkeitsfelder der CFD-Simulation (k- ϵ -SST) und der PIV-Messungen in der Draufsicht

Zwar bleibt die Geschwindigkeit der CFD-Daten im gesamten Querschnitt immer unterhalb der maximalen Geschwindigkeit der PIV-Messungen, jedoch ist der Peak des Profils aus der CFD im unteren rechten Bereich dem maximalen Wert sehr nahe.

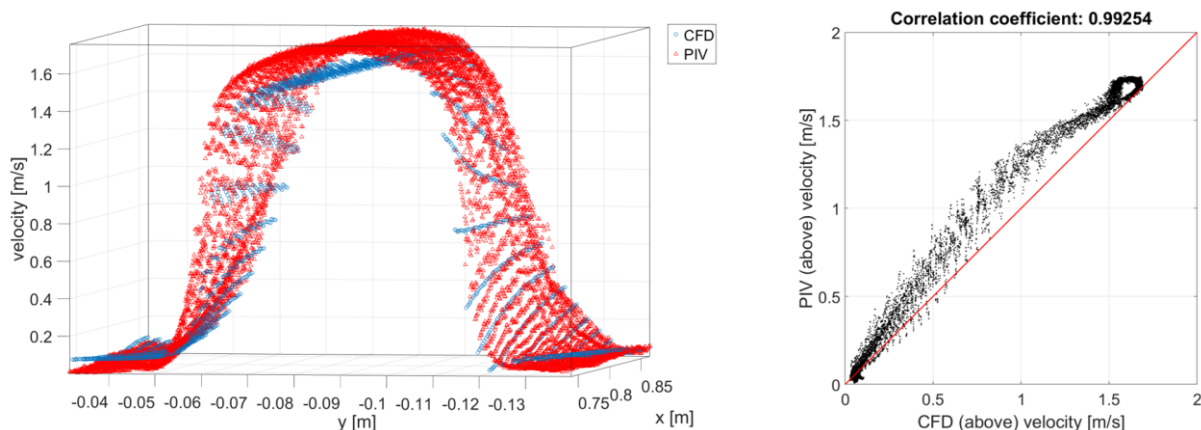


Abb. C-79: Betrag der Geschwindigkeit (Draufsicht) von CFD (k- ϵ -SST) und PIV als dritte Koordinate im Raum (links) und Ergebnis der Korrelation von CFD und PIV-Ergebnis (rechts)

Wie aus Abb. C-79 (rechts) zu sehen ist, betrifft diese Verschiebung lediglich den oberen Bereich der Geschwindigkeit und ist beinahe wie eine „Öse“ dargestellt. Wieder ist ein sehr hoher Korrelationskoeffizient mit 0,99254 zu erkennen, obwohl die Diskrepanz der beiden Datensätze im oberen Geschwindigkeitsbereich doch eindeutig ist. Daher sollte generell, bei der Interpretation des Koeffizienten, ein Augenmerk auf die Werte zueinander liegen und der absolute Wert mit Beginn der zweiten Nachkommastelle ernst genommen werden.

C.3.5 Zusammenfassung der numerischen Untersuchungen der gesamten Anlage mit Tauchrohr

Die Untersuchungen an der gesamten Bandgießanlage mit Tundish, Stopfen, Schattenrohr, Tauchrohr und *Caster* waren aufwendig aber auch notwendig.

Der Aufwand bestand darin, dass die betrachtete Gesamtdomain Abmessungen von über 2 m Länge und Breite hatte und um diese mit allen Kriterien an die räumliche Diskretisierung und Grenzschicht

hinreichend genau aufzulösen, bedeutete dies ein Gitternetz mit ca. 50 Millionen Zellen (bei einer Auflösung von mindestens 3 x 3 mm, wie im untersuchten Aufnahmebereich der PIV-Messungen). Um die gewünschte Qualität dennoch zu erreichen, wurde mit jedem Zeitschritt eine adaptive Netzverfeinerung durchgeführt, wenn nötig. Die Kriterien der Netzverfeinerung richteten sich einerseits nach dem Geschwindigkeitsgradienten mit der Folge, dass in wandnahen Bereichen und in den Regionen mit hoher Wirbelintensität die Gitterzellen eine feine Auflösung hatten. Andererseits wurde das Netz in Bereichen mit hohen Phasengradienten verfeinert, womit die bewegliche freie Oberfläche in Tundish und Caster steil fein aufgelöst war, auch wenn der Füllstand und damit die Position der Oberfläche sich geändert hatte.

Mit der Netzadaption konnten die Rechengitter auf 4 – 5 Millionen Zellen reduziert werden und die Simulationsergebnisse standen in einem akzeptablen Zeitraum zur Verfügung. Gleichzeitig konnten die beiden freien Oberflächen bei diesen hochgradig instationären Simulationen erfasst werden. Grund für diese Bewegung ist, dass Tundish und Caster zwei über das Tauchrohr miteinander verbundene Bereiche mit jeweils einer freien Oberfläche sind. Die Position der Oberflächen ist vom Volumenstrom im Tauchrohr anhängt und der Volumenstrom hängt wiederum vom Badspiegel in Tundish bzw. im Caster ab. Damit musste der Anfahrprozess in der Simulation mit berücksichtigt werden und die ersten Sekunden der Simulationen dienten lediglich dazu, dem System die Möglichkeit zu geben sich einzuschwingen (Abb. C-56).

Ein weiterer Aufwand bestand darin die Geschwindigkeitsprofile aus CFD und PIV-Messungen miteinander vergleichbar zu machen. Dafür musste einerseits die Auflösung übereinstimmen, in dem das Rechengitter im Bereich unmittelbar nach dem Tauchrohr eine konstante und feine Auflösung hatte, entsprechend der Kameraaufnahmen. Andererseits musste der Inhalt der Bilder gleich sein und da die PIV-Ergebnisse aus 150 Einzelbildern mit einer Frequenz von 15 Hz aufgenommen wurden, mussten die Ergebnisse der CFD ebenfalls über 10 Sekunden gemittelt werden.

Die Notwendigkeit der Simulation der gesamten Anlage bestand darin, eine Erklärung für die Abweichungen in den Geschwindigkeitsprofilen aus dem vereinfachten Teilmodell zu erhalten.

Der Aufwand hat sich jedoch gelohnt, da der **enorme Einfluss des Stopfens auf die Eingangsströmung** im Tauchrohr gezeigt wurde, welcher mit seiner Komplexität und Wirbelstrukturen durch keine Standard-Einlassrandbedingung im Teilmodell festgesetzt hätte werden können. Daher wird empfohlen, dass **jede weitere Simulation** zur Untersuchung der Einströmung in eine Bandgießanlage oder eine Kokille (beim Strangguss) **den gesamten Tundish mit Stopfen und ggf. anderen Einbauten enthalten muss**.

Die Ergebnisse der Simulationen haben des Weiteren gezeigt, dass der Einfluss des Stopfens von unterschiedlichen Turbulenzmodellen unterschiedlich wiedergegeben wird. Hier hat sich der Aufwand erneut gelohnt, zwei Turbulenzmodelle nebeneinander zu vergleichen, die laut Literatur beide für diesen Einsatz geeignet gewesen wären. Jedoch hat das $k-\epsilon$ -SST Turbulenzmodell viel sensitiver auf den Drall der Eingangsströmung im Tauchrohr reagiert und diesen Drall über eine lange Strecke durch den Caster fortgeführt. Das **$k-\omega$ -SST Turbulenzmodell** konnte sowohl bei der Korrelation von der Seitenansicht und Draufsicht eine 99%ige Übereinstimmung mit den PIV-Messungen zeigen und ist damit das **Turbulenzmodell der Wahl** bei potentiellen weiterführenden Untersuchungen.

Dank der 2D-Korrelation konnten viel mehr Daten aus den PIV-Messungen verglichen werden als noch beim Teilmodell, wo lediglich das Geschwindigkeitsprofil entlang einer Linie herangezogen wurden. Mit der aufwendigeren 2D-Korrelation konnten quasi dutzende Linien hintereinander gleichzeitig miteinander verglichen werden. Damit konnte die Quantität der Vergleiche auf alle verfügbaren Daten gesteigert werden und damit wieder die Qualität und Sicherheit der hier getroffenen Aussagen.

C.4 Zusammenfassung der Untersuchungen einer Bandgießanlage

Dieses Kapitel enthält sehr umfangreiche Untersuchungen einer Bandgießanlage, die im Gegensatz zu anderen Anlagen der Kupfer-/Aluminiumherstellung dafür ausgelegt werden soll, eine möglichst große Abmessung des Knüppels zu gewährleisten. Diese Untersuchungen der Einströmverhältnisse wurden im Wesentlichen mit Experimenten an einem Wassermodell durchgeführt und durch numerische Untersuchungen ergänzt.

Als Hauptaugenmerk galt die Untersuchung der Einströmbedingungen in den *Caster*, welche maßgeblich von der Gestalt des Tauchrohres und dessen Auslass abhängen. Die Geometrie des Tauchrohres wurde bei den ersten Untersuchungen daraufhin verändert, dass die Ausströmgeschwindigkeit so gering wie möglich sein sollte und damit auch die Geschwindigkeitsdifferenz zwischen dem Gießstrahl und den bewegten Bändern (*Belt*) der Bandgießanlage. Als erstes Resultat ergab sich die Konfiguration des Tauchrohres mit rechteckigem Querschnitt, welche jedoch beim Anfahren des Gießprozesses einen erhöhten technischen Aufwand benötigte. Insbesondere waren beim Anfahrprozess die Lufteinschlüsse im Tauchrohr problematisch, da sich nur schwer eine vollausgebildete Rohrströmung erzeugen ließ, die für die beruhigte Strömung in dem *Caster* jedoch notwendig ist.

Sieben weitere Konfigurationen mit einem geringeren Strömungsquerschnitt des Tauchrohres konnten allesamt gewährleisten, dass bis in den *Caster* hinein eine vollausgebildete Rohrströmung vorliegt und damit der Anfahrprozess mit üblichen Methoden aus der Gießereitechnik realisiert werden kann. Die Unterschiede lagen in der Form der Tauchrohrspitze, die beim Gießen immer unterhalb des Badspiegels im *Caster* lag. Eine sogenannte „Trompete“ diente dabei als Diffuser und zur Reduzierung der Strömungsgeschwindigkeit am Ende des Tauchrohres. Zur Beeinflussung der Strömung unmittelbar unter dem Badspiegel wurde diese Trompete zusätzlich mit Schlitzen angefertigt und in unterschiedlichen Positionen angebracht. Damit konnten gezielt Rückströmungsgebiete erzeugt werden, die die strömungsberuhigte Zone verringerten, um im realen Prozess Einfrierungen zu verhindern. Selbiges sollte auch mit einem schräg angeschnittenen Tauchrohr erreicht werden, wobei jedoch ähnliche Probleme beim Anfahren des Gießprozesses aufgetreten sind, wie sie beim Tauchrohr mit rechteckigem Querschnitt existierten und keine vollausgebildete Rohrströmung erreicht wurde.

Die Entscheidung, welche der vorgestellten Tauchrohrkonfigurationen beim Bandgießen verwendet werden soll, hängt jedoch immer vom Einzelfall und den gewünschten Eigenschaften der Strömung ab. Eine gute Übersicht bietet die Abb. C-40.

Der Versuchsstand zeichnet sich dadurch aus, dass sowohl der Tundish als auch der *Caster* eine freie Oberfläche haben und deren Badspiegel von der Position des Stopfens abhängt. Dadurch ergibt sich ein hoher Regelaufwand, der dadurch jedoch den realen Gießprozess sehr gut wiedergibt.

Die Strömungssimulationen (CFD) dienen der Validierung des verwendeten numerischen Modells, mit unerwarteten Herausforderungen, welche sowohl die Vereinfachung der Strömungsdomäne (Teilmodell) als auch die Wahl des Turbulenzmodells angeht. Für einen Vergleich der Geschwindigkeitsfelder zwischen Experiment und Simulationen wurden optische Messungen (PIV - Particle Imaging Velocimetry) unmittelbar nach dem Auslass des Tauchrohres durchgeführt. Dieser beobachtete Bereich wurde mit dem identischen Strömungsbereich aus den CFD-Simulationen verglichen. Eine Kreuzkorrelation der beiden Ergebnisse konnte dann einen quantitativen Aufschluss über die Ähnlichkeit des gesamten Messbereiches geben.

Die ersten Vergleiche, mit einem Teilmodell des Tundishs, haben einen signifikanten Unterschied in der Form der Geschwindigkeitsfelder aufgezeigt. Dieser Unterschied konnte als Modellfehler identifiziert werden, da die simulierte Strömungsdomäne erst mit dem Beginn des Tauchrohres bzw. nach dem Verlassen des Tundishs begann. Die vereinfachte Darstellung hat die Einschnürung der Strömung nach der 12°-Biegung im Tauchrohr bis in den *Caster* fortgepflanzt, wo hingegen die Simulationen der gesamten Gießanlage mit Tundish gezeigt haben, dass die Umströmung des Stopfens einen Drall erzeugt, der zu einer Vergleichsmäßigung des Geschwindigkeitsprofils im Tauchrohr führt.

Eine weitere Erkenntnis ergab der Vergleich der Simulationsergebnisse mit unterschiedlichem Turbulenzmodellen. Hier hat sich gezeigt, dass das k - ϵ -SST Turbulenzmodell viel sensitiver auf den Drall einer Strömung reagiert und diesen Drall über eine lange Strecke in den *Caster* fortpflanzt. Dabei entstanden Änderungen der Geschwindigkeitsspitzen an der Ober- und Unterseite des Tauchrohres, die beim k - ω -SST Turbulenzmodell nur gedämpft aufgetreten sind. Die 2D-Korrelation zeigen eine ca. 99%ige Übereinstimmung mit den PIV-Messungen, sowohl von der Seite als von der Draufsicht. Daher sollten alle weiteren Untersuchungen mit dem k - ω -SST Turbulenzmodell durchgeführt werden.

Generell kann gesagt werden, dass der Einfluss des Stopfens auf die Strömung eine sehr wichtige Rolle bei der Ausbildung des Geschwindigkeitsprofils hat [48] und in der Regel, in der Simulation, immer berücksichtigt werden sollte, auch wenn einige Grundsätze über die Beruhigung einer Strömung nach einem Hindernis aussagen, dass der Turbulenzgrad eigentlich vernachlässigt werden könnte.

Die Simulationen haben auch gezeigt, dass der Strahl aus dem Tauchrohr hochgradig transient ist und starken Schwankungen im Raum und über der Zeit unterliegt. Deswegen können keine stationären Simulationsergebnisse mit ausreichender Qualität erwartet werden.

Am Ende dieser Arbeit lässt sich feststellen, wie hilfreich systematische Untersuchungen als Kombination von experimentellen Messkampagnen mit begleitenden numerischen Simulationen für die Verbesserung existierender Prozesse der Gießereitechnik sowie für die Auslegung innovativer Lösungen sind. Nach Analyse einer Vielzahl an Konfigurationen konnten prinzipielle Lösungen identifiziert werden, die sowohl die Beimischung von Partikeln im Strangguss wie auch die Nutzung eines *Hazelett Caster* für Stahl anscheinend ermöglichen würden. Nichtsdestotrotz darf nicht vergessen werden, dass diese Untersuchung wesentliche Vereinfachungen verwendet, so dass die Ergebnisse nicht unbedingt auf reale Prozesse übertragbar sind, insbesondere:

- Vernachlässigung aller Einflüsse der Oberflächenspannung, die für Stahlschmelze und Wasser ganz verschieden sind;
- Vernachlässigung aller Wärmeaustauschprozesse, die natürlich in der Realität von zentraler Bedeutung sind;
- Vernachlässigung aller Schmelzvorgänge, insbesondere für Blei, welches den Eintrag ggf. noch verbessern würde;
- Vernachlässigung aller Erstarrungsprobleme, die ebenfalls sehr wichtig sind.

Nur Feldversuche in der Gießerei können also zeigen, welche weiterführende Untersuchungen eventuell noch notwendig wären, um diese Lösungen im täglichen Betrieb zu etablieren.

Referenzen

- 1 DIN EN ISO 683-4:2018-09, Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle - Teil 4: Automatenstähle (ISO-683-4:2016); Deutsche Fassung EN-ISO-683-4:2018, Berlin.
- 2 Rapatz, F. (1962) *Die Edelmetalle*, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, s.l.
- 3 Böge, A. (ed) (2007) *Vieweg Handbuch Maschinenbau: Grundlagen und Anwendungen der Maschinenbau-Technik; mit 441 Tabellen und mehr als 5000 Stichwörter*, 18th edn, Vieweg, Wiesbaden.
- 4 *VDI-Wärmeatlas: Mit 320 Tabellen* (2013), 11th edn, Springer Vieweg, Berlin.
- 5 Schwerdtfeger, K. (ed) (1992) *Metallurgie des Stranggiessens: Giessen und Erstarren von Stahl*, Beispiel für Regelung und Automatisierung, Stahleisen, Düsseldorf.
- 6 Knüppel, H. (1983) *Desoxydation und Vakuumbehandlung von Stahlschmelzen: Grundlagen und Verfahren der Pfannenmetallurgie*, Verlag Stahleisen, Düsseldorf.
- 7 Grothe, H. (1999) Verfahren zum Angießen einer Stranggießanlage. DE19915268 (A1), filed Apr. 3, 1999 and issued Oct. 5, 2000.
- 8 Stolte, G. and Stolte, G. (2007) *Secondary Metallurgy: Fundamentals, Processes, Applications*, Verl. Stahleisen, Düsseldorf.
- 9 Roheisen und Rohstahlerzeugung | stahl-online.de - Part 3. <http://www.stahl-online.de/index.php/themen/stahltechnologie/stahlerzeugung/3/> (16 October 2016).
- 10 Pelss, A., Rückert, A., Pfeifer, H. (2015) Physical Simulation of the Flow Field in a Vertical Twin Roll Strip Caster - A Water Model Study. *Steel Research Int.*, **86** (7), 716–723.
- 11 Alzetta, F. (2002) 'Luna': the Danieli ECR Endless Casting Rolling plant for specialty steels - technology, innovation and benefits. *Iron and Steelmaker (I & SM)*, **7** (29), 41–49.
- 12 Odenthal, H.J. (2004) *Physical and numerical flow simulation of continuous casting processes of high-temperature technology (Physikalische und numerische Strömungssimulation kontinuierlicher Gießprozesse der Hochtemperaturtechnik)*, Zugl.: Aachen, Techn. Hochs., Habil., 2004, 1st edn, GRIPS media, Bad Harzburg.
- 13 Zohuri, B. (2017) *Dimensional Analysis Beyond the Pi Theorem*, Springer International Publishing, Cham, s.l.
- 14 Siekmann, H.E. and Thamsen, P.U. (2009) *Strömungslehre für den Maschinenbau: Technik und Beispiele*, 2nd edn, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- 15 Schlichting, H. and Gersten, K. (2006) *Grenzschicht-Theorie: Mit 22 Tabellen*, 10th edn, Springer, Berlin, Heidelberg, New York.
- 16 Sigloch, H. (2009) *Technische Fluidmechanik*, 7th edn, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- 17 Herwig, H. (2004) *Strömungsmechanik A-Z: Eine systematische Einordnung von Begriffen und Konzepten der Strömungsmechanik*, Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden.
- 18 Durst, F. (2008) *Fluid Mechanics: An Introduction to the Theory of Fluid Flows*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- 19 Unger, J. and Leyer, S. (2015) *Dimensionshomogenität: Erkenntnis ohne Wissen?*, Springer Spektrum, Wiesbaden.
- 20 John R. Biddle Fluid Mechanics: Similitude (24 of 34). <https://www.youtube.com/watch?v=PkRUJxWOROI&list=RDCMUCZScjkZuVuvwa-JVA3mHO3w&index=3> (14 March 2021.481Z).
- 21 Themelis, N.J. (1995) *Transport and chemical rate phenomena*, Gordon and Breach, Basel.
- 22 Konstantinova, N.Y., Popel', P.S., Yagodin, D.A. (2009) The kinematic viscosity of liquid copper-aluminum alloys. *High Temp*, **47** (3), 336–341.
- 23 Oertel, H. (2017) *Prandtl - Führer durch die Strömungslehre*, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden.
- 24 Franz, B., Franz, S., Riedel, E. (eds) (2009) *1x1 der Gase: Physikalische Daten für Wissenschaft und Praxis*, 4th edn, Air Liquide Deutschland, Düsseldorf.

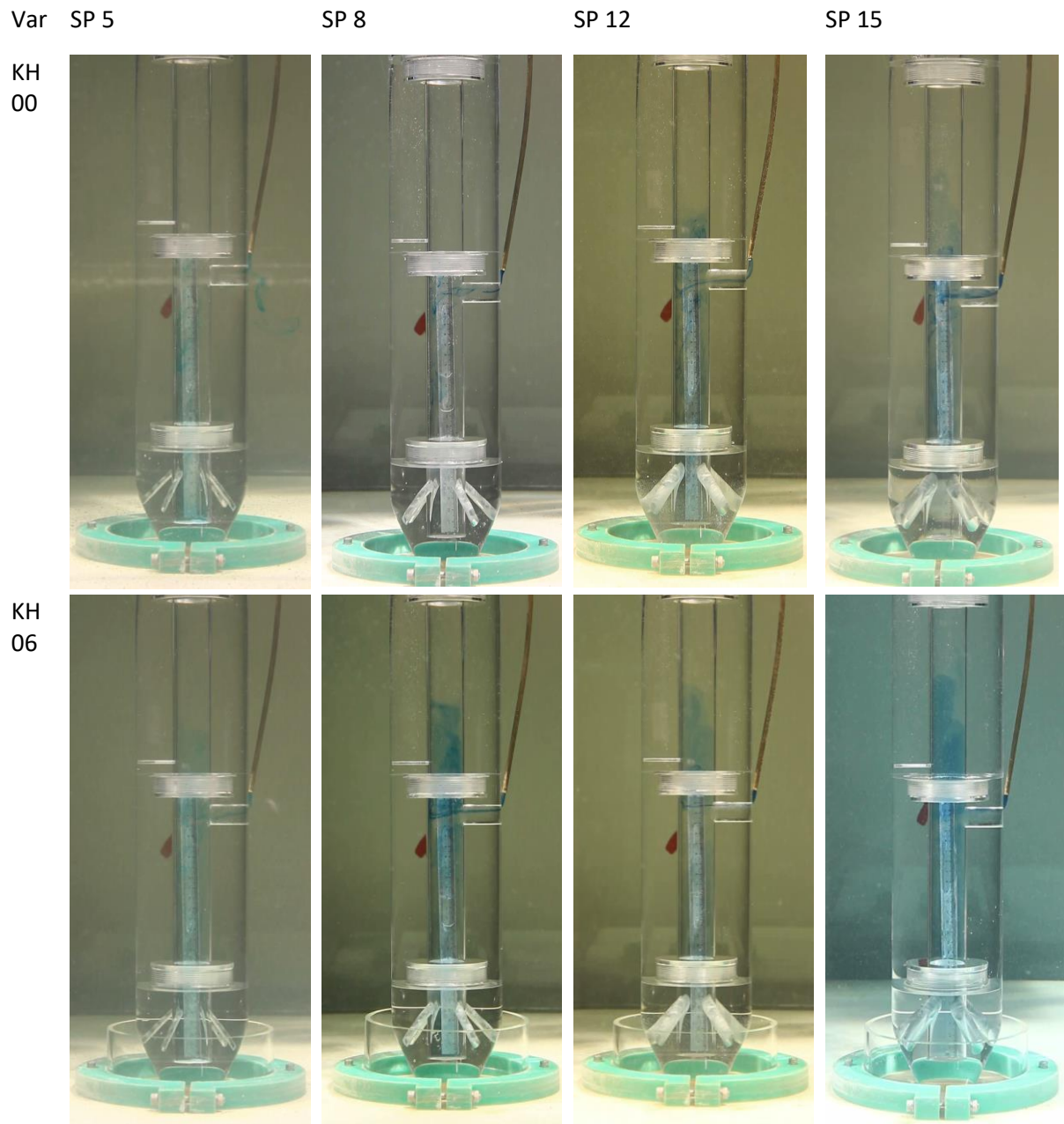
- 25 Bersch, B., Fröber, H., Weise, H. (1976) Optimierung der Zerspanbarkeit von Automatenstahl. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.*, **7** (5), 181–189.
- 26 Hashimura, M., Mizuno, A., Naito, K., Hagiwara, H., Isobe, K., Hirata, H. (2008) Steel superior in machinability and method of production of same. US2009050241 (A1), filed Oct. 20, 2008 and issued Feb. 26, 2009.
- 27 Schubert, H. (ed) (2003) *Handbuch der mechanischen Verfahrenstechnik: Partikeleigenschaften, Mikroprozesse, Makroprozesse, Zerteilen, Agglomerieren, Trennen, Mischen, Schüttgut*, Wiley-VCH, Weinheim.
- 28 TBH GmbH Was ist Feinstaub? | Feinstaub - Gefahr für die Gesundheit. <http://feinstaub-gesundheit.de/feinstaub.html> (15 October 2016).
- 29 Deutsche Forschungsgemeinschaft DFG (2013) *MAK- und BAT-Werte-Liste 2013: Maximale Arbeitsplatzkonzentrationen und Biologische Arbeitsstofftoleranzwerte*, Wiley-VCH; DFG, Weinheim, Germany, Bonn.
- 30 Umweltbundesamt Feinstaub. <http://www.umweltbundesamt.de/themen/luft/luftschadstoffe/feinstaub> (5 April 2017).
- 31 Stieß, M. (2009) *Mechanische Verfahrenstechnik - Partikeltechnologie 1*, 3rd edn, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- 32 History. <https://www.hazelett.com/history/> (26 June 2018).
- 33 Palkowski, H. and Wondraczek, L. (2004) Direct Strip Casting of Magnesium. *MEKU*, **95** (12), 1080–1086.
- 34 Spitzer, K.-H., Rüppel, F., Višćorová, R., Scholz, R., Kroos, J., Flaxa, V. (2003) Direct Strip Casting (DSC) - an Option for the Production of New Steel Grades. *Steel Research Int.*, **74** (11-12), 724–731.
- 35 Bundespräsidialamt and Stifterverband für die Deutsche Wissenschaft Horizontales Bandgießen von Stahl – neue Hochleistungswerkstoffe ressourcenschonend herstellen. Team 2 | Deutscher Zukunftspreis. <https://m.deutscher-zukunftspreis.de/download/jahrgaenge/2014/team2?sec=1> (26 June 2018).
- 36 Hazelett Corporation Copper anode technology. <https://www.hazelett.com/copper-anode-technology/> (25 June 2018).
- 37 Schmalfuß, S. and Sommerfeld, M. (2017) Numerical and experimental analysis of Fluid Phase Resonance mixers. *Chemical Engineering Science*, **173**, 570–577.
- 38 Säuberlich, R. (2011) Einführung der Resonanzschwingungstechnologie (RST) in den Apparatebau. Abschlussbericht (gekürzt) *FKZ: 1718X08*.
- 39 Schmalfuß, S., Säuberlich, R., Sommerfeld, M. (2013) Verbesserung des Fluidphasenresonanzmischens mit OpenFOAM. *Chemie Ingenieur Technik*, **85** (12), 1934–1940.
- 40 Chernev, V. (2014) Numerical and experimental investigation of air bubble column reactor. Otto-von-Guericke-Universität. Masterarbeit.
- 41 Schmidt, V. (2015) Charakterisierung eines Blasensäulen-Sets mit starken Randeffekten und variablen Strömungsdurchmessern, zur Bestimmung von Betriebsparametern für den Eintrag von Pulvern mit unterstützender Begasung. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg. Studienarbeit.
- 42 Kraume, M. (2020) *Transportvorgänge in der Verfahrenstechnik: Grundlagen und apparative Umsetzungen*, 3rd edn, Springer Berlin Heidelberg; Imprint: Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg.
- 43 Shah, Y.T., Kelkar, B.G., Godbole, S.P., Deckwer, W.-D. (1982) Design parameters estimations for bubble column reactors. *AIChE J.*, **28** (3), 353–379.
- 44 Memarpour, A. (2010) *A study on the submerged entry nozzles (SEN) respecting clogging and decarburization*, Skolan för industriell teknik och management, Kungliga Tekniska högskolan, Stockholm.
- 45 Schulz, H. (1977) Stoßheber (hydraulischer Widder), in *Die Pumpen* (ed H. Schulz), Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, pp. 487–490.
- 46 Grave, A. and Pöllinger, N. (2011) GLATT Wirbelschichttechnologie zum Coating von Pulvern, Pellets und Mikropellets, in *Easy Coating* (eds M. Kumpugdee-Vollrath and J.-P. Krause), Vieweg+Teubner, Wiesbaden, pp. 80–119.

- 47 Schlüter, M., Warnecke, H.-J., Zehner, P. (2019) Reaktoren für Fluid-Fluid-Reaktionen: Schlaufenreaktoren, in *Handbuch der Geodäsie* (eds W. Freeden and R. Rummel), Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, pp. 1–32.
- 48 Lichtenberg, N., Kinzel, P., Parks, N.A., Thévenin, D., Urlaub, U. (2019) Experimental and numerical investigations of a twin belt caster on the ground of a water model and simulations. *Journal of Chemical Technology and Metallurgy*, **54** (2), 326–338.
- 49 Reader-Harris, M. (2015) *Orifice Plates and Venturi Tubes*, Springer International Publishing, Cham, s.l.
- 50 Eck, B. (ed) (1966) *Technische Strömungslehre*, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, s.l.
- 51 Munson, B.R. (2013) *Fundamentals of fluid mechanics*, 7th edn, Wiley, Hoboken, NJ.
- 52 Spurk, H. and Aksel, N. (2008) *Fluid Mechanics*, 2nd edn, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg.
- 53 Janiga, G. (2011) Flow optimization using Computational Fluid Dynamics. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg. Habilitation Thesis.
- 54 Thévenin, D. and Janiga, G. (ed) (2008) *Optimization and Computational Fluid Dynamics*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- 55 Daróczy, L., Janiga, G., Petrasch, K., Webner, M., Thévenin, D. (2015) Comparative analysis of turbulence models for the aerodynamic simulation of H-Darrieus rotors. *Energy*, **90**, 680–690.
- 56 Menter, F.R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications, in *AIAA Journal*, American Institute of Aeronautics and Astronautics, pp. 1598–1605.
- 57 Shih, T.-H., Liou, W.W., Shabbir, A., Yang, Z., Zhu, J. (1995) A new k- ϵ eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows. *Computers & Fluids*, **24** (3), 227–238.
- 58 Meneveau, C. and Katz, J. (2000) Scale-Invariance and Turbulence Models for Large-Eddy Simulation. *Annu. Rev. Fluid Mech.*, **32** (1), 1–32.
- 59 Post, S. (2011) *Applied and computational fluid mechanics*, Jones and Bartlett, Sudbury, Mass.
- 60 Gray, D.D. (2000) *A first course in fluid mechanics for civil engineers*, Water Resources Publ, Highlands Ranch, Colo.
- 61 Hellsten, A. (06151998) Some improvements in Menter's k- ω SST turbulence model, in *29th AIAA, Fluid Dynamics Conference*. 29th AIAA, Fluid Dynamics Conference, 15 June 1998 - 18 June 1998, Albuquerque, NM, U.S.A. American Institute of Aeronautics and Astronautics, Reston, Virginia.
- 62 Egorov, Y. and Menter, F. (2008) Development and Application of SST-SAS Turbulence Model in the DESIDER Project, in *Advances in Hybrid RANS-LES Modelling: Papers contributed to the 2007 Symposium of Hybrid RANS-LES Methods, Corfu, Greece, 17-18 June 2007* (eds S.-H. Peng and W. Haase), Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, pp. 261–270.
- 63 Davidson, L. (2007) The SAS model: A turbulence model with controlled modelled dissipation, in *20th Nordic Seminar on Computational Mechanics, 20-23 Nov 2007, Göteborg*.
- 64 Brackbill, J., Kothe, D., Zemach, C. (1992) A continuum method for modeling surface tension. *Journal of Computational Physics*, **100** (2), 335–354.
- 65 Hirt, C. and Nichols, B. (1981) Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of Computational Physics*, **39** (1), 201–225.
- 66 Rieutord, M. (2015) *Fluid Dynamics: An Introduction*, Springer, Cham.
- 67 Siemens PLM Software (ed) (2016) *User Guide - STAR-CCM+ v11.06*.
- 68 Noda, I. and Ozaki, Y. (2004) *Two-dimensional correlation spectroscopy: Applications in vibrational and optical spectroscopy*, Wiley, Chichester.
- 69 Papula, L. (2016) *Vector analysis, probability calculus, mathematical statistics, error and compensation calculation (Vektoranalysis, Wahrscheinlichkeitsrechnung, Mathematische Statistik, Fehler- und Ausgleichsrechnung)*, 7th edn, Springer Vieweg, Wiesbaden.

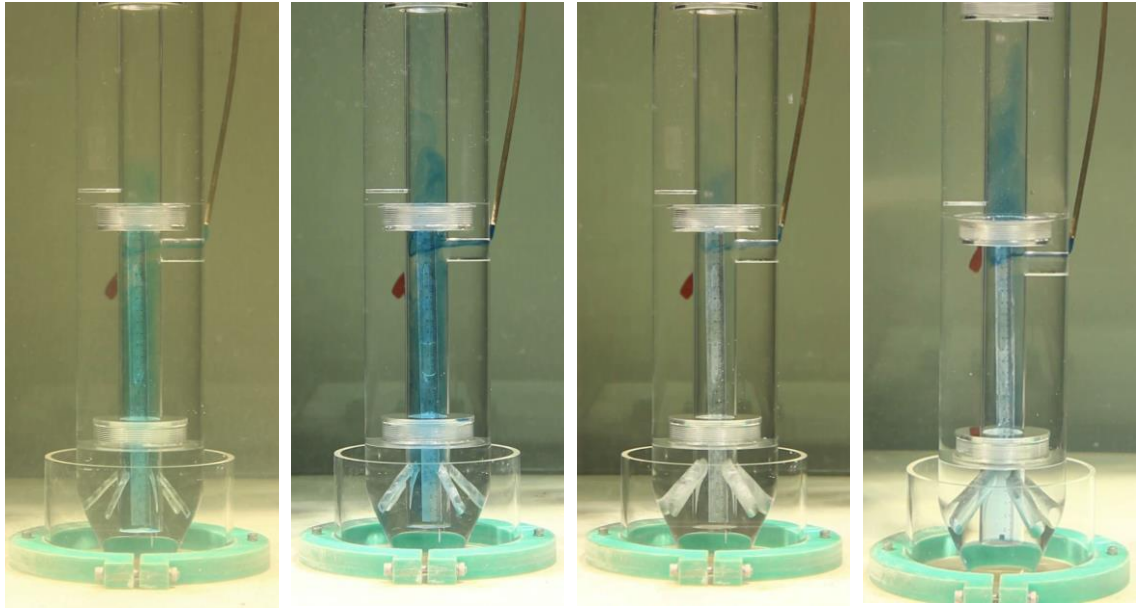
Anhang

Einfluss geometrischer Änderungen von Stopfenspitze und Bypass auf die Strömung im Stopfen

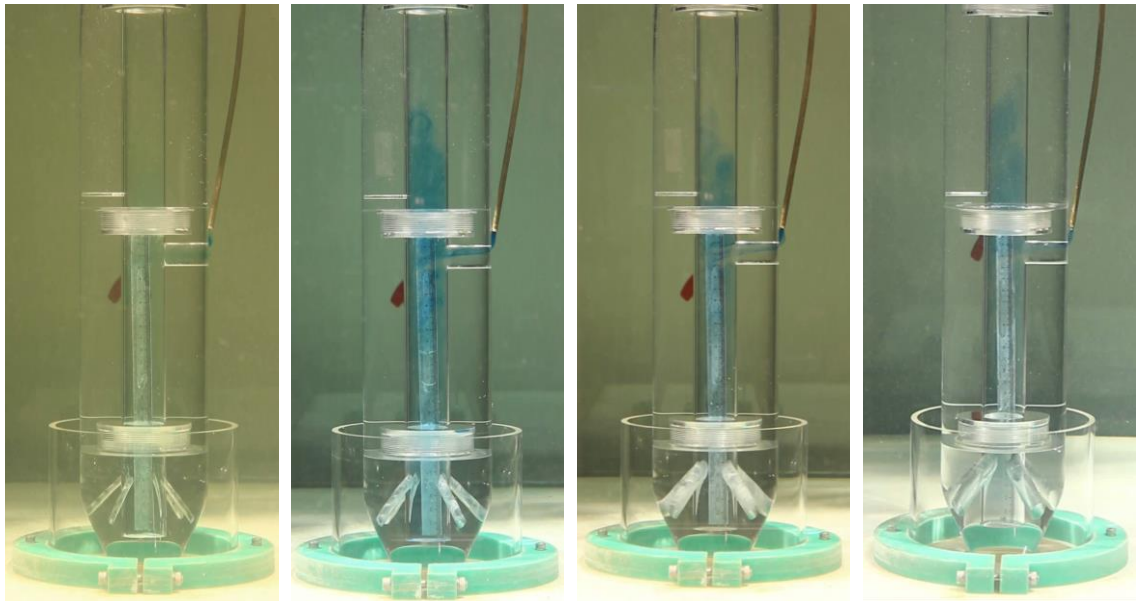
Tabelle 42: Übersicht der Variationen von Kragenhöhen (KH) und Bohrungsdurchmessern an der Stopfenspitze (SP)



KH
09



KH
12



KH
15

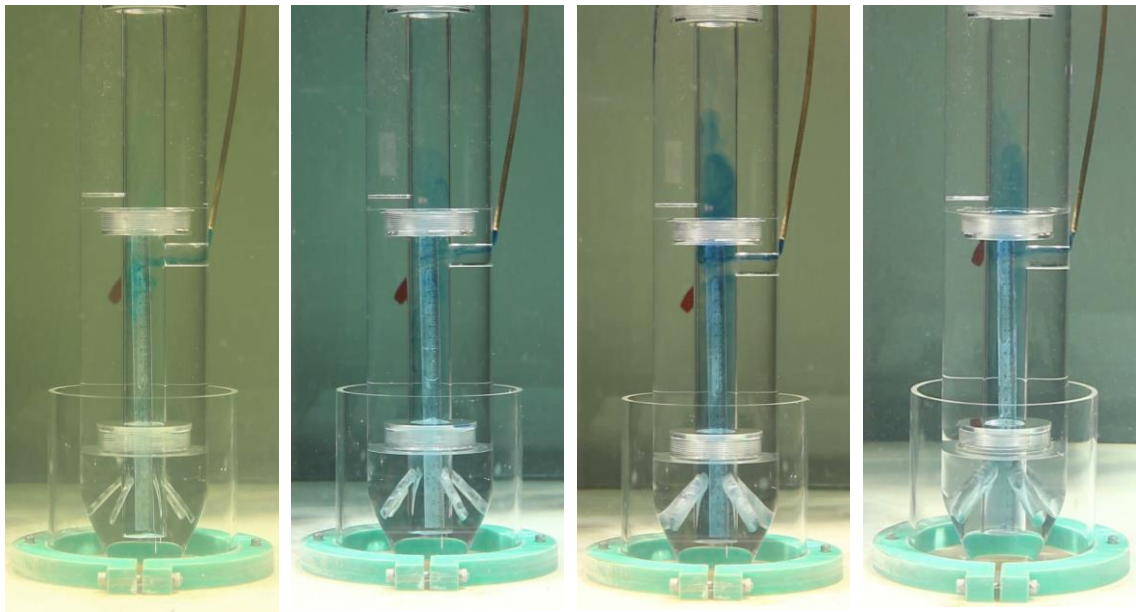


Tabelle 43: Übersicht der Variationen an Stopfenspitzen (SP), Kragenhöhen (KH), und Bypass

Var SP 15

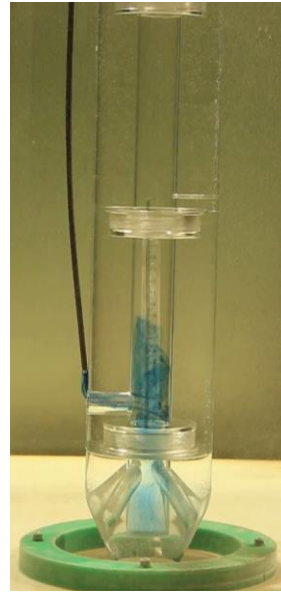
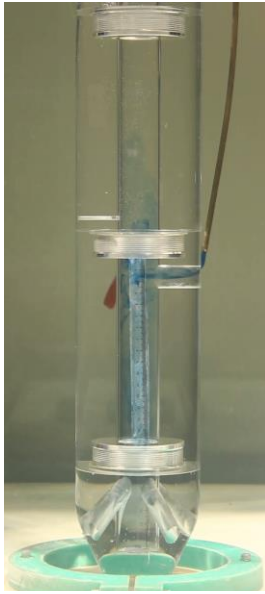
SP 15

SP 15

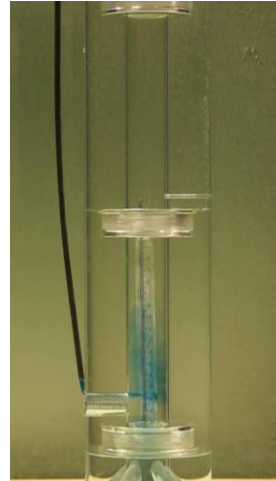
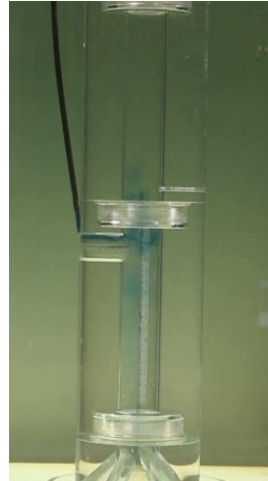
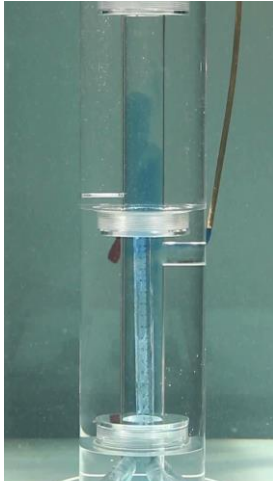
Bypass 25 mm

Bypass 25 mm, unten

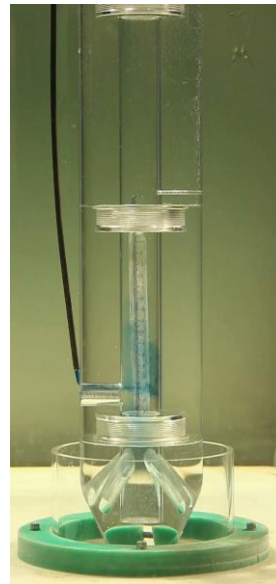
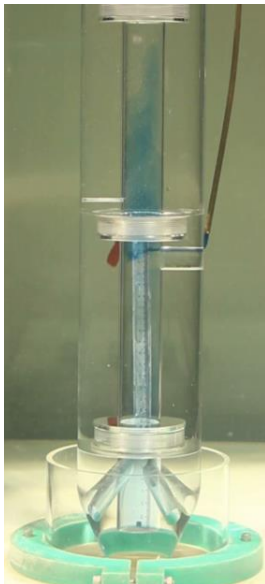
KH 00



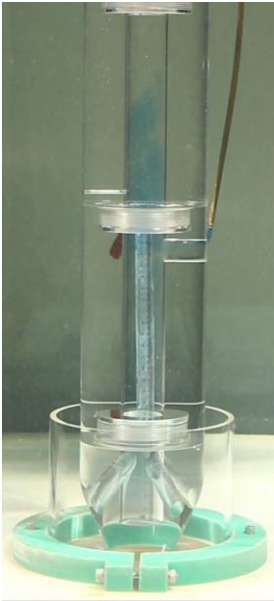
KH 06



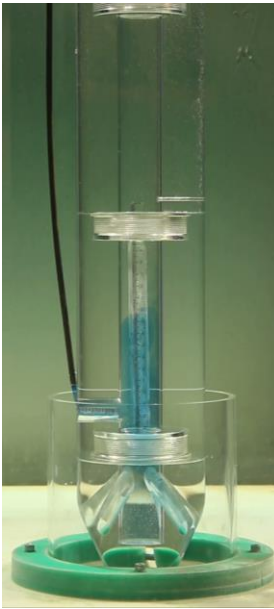
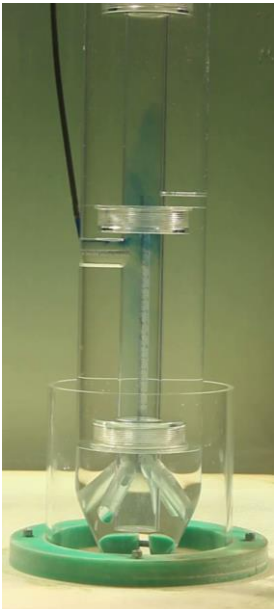
KH 09



KH
12



KH
15



Untersuchungen zum Durchfluss im Tauchrohr

Tabelle 44: Abhängigkeit des Volumenstroms von der Höhe des Stopfens (dargestellt in Abb. C-32)

Volumenstrom (Durchschnitt)	Volumenstrom (Schwankung)	Höhe des Stopfens	Badspiegel (BEGINN)	Badspiegel (ENDE)	Eintauchtiefe
[m ³ /h]	[m ³ /h]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
7,6	7,57-7,7	8,7	744	747	395-410
7,1	7,09-7,16	7,5	747	743	265-275
6,6	6,59-6,65	5,9	752	757	25-35
6,1	6,06-6,14	5,4	749	749	Freistrah
5,6	5,55-5,63	5	755	749	Freistrah
5,1	5,08-5,16	4,4	748	750	Freistrah
4,6	4,57-4,63	4	752	753	Freistrah
4,1	4,09-4,16	3,7	750	749	Freistrah
4,1	4,09-4,16	3,6	750	757	Freistrah
3,8	3,75-3,82	3,4	752	755	Freistrah
3,8	3,77-3,83	3,5	752	743	Freistrah
3,5	3,46-3,58	3,1	753	757	Freistrah
3,5	3,46-3,58	3,2	753	747	Freistrah
3,2	3,17-3,25	2,9	748	748	Freistrah
2,9	2,85-2,91	2,7	753	743	Freistrah
2,9	2,82-2,92	2,8	753	743	Freistrah
2,6	2,6-2,68	2,6	753	749	Freistrah
2,6	2,54-2,62	2,5	753	755	Freistrah
2,3	2,19-2,27	2,3	751	748	Freistrah
2,3	2,29-2,36	2,3	751	751	Freistrah
2	1,99-2,05	2,1	753	761	Freistrah
2	2,05-2,15	2,2	753	744	Freistrah