



Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg  
*Hamburg University of Applied Sciences*

# ***Bachelor Thesis***

Messung und numerische Simulation des Druckverlaufs  
in der Glattrohrleitung einer Schüttgutförderanlage

Durchgeführt am  
Department für Maschinenbau und Produktion  
der Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg

Unter Anleitung von

Herrn Prof. Dr. Ing. Peter Wulf und  
Herrn Dipl. Ing. Carsten Duwe

Durch  
**Christoph Poll**  
Gärtnerweg 3  
25436 Tornesch

Tornesch, 31. August 2011

Datum

---

Unterschrift

## **Vorwort**

Diese Bachelor Thesis zum Studiengang Maschinenbau – Energie- und Anlagentechnik an der Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg (im Weiteren als HAW-Hamburg bezeichnet) wurde im Rahmen des Forschungsprojektes SimPneuTrans durchgeführt. Es handelt sich hierbei um ein Forschungsprojekt der HAW-Hamburg in Zusammenarbeit mit der FLSmidth Hamburg GmbH.

In diesem Forschungsprojekt sollen Möglichkeiten zur Simulation und rechnergestützten Berechnung von pneumatischen Fördervorgängen untersucht werden.

Als Bestandteil des Forschungsprojektes wird die pneumatische Förderanlage der FLSmidth Hamburg GmbH untersucht. In einem ersten Schritt wird die in der Anlage enthaltene Glattrohrleitung unter der Verwendung einer reinen Luftströmung, also ohne Material, mit Hilfe von CFD-Techniken simuliert. Dieser Teil ist Inhalt dieser Bachelor Thesis.

Diese Bachelor Thesis wird durch die FLSmidth Hamburg GmbH unterstützt. Dies beinhaltet die Nutzung einer Workstation sowie die Durchführung sämtlicher Versuche, welche im Rahmen dieser Ausarbeitung beschrieben werden. Die Software Star-CCM+ wird für die Dauer der Abschlussarbeit von der Firma CD-Adapco zur Verfügung gestellt und ermöglicht das Simulieren auf drei parallelen Prozessorkernen.

Im Vorfeld der CFD-Simulationen werden Messungen am hauseigenen Technikum der FLSmidth Hamburg GmbH durchgeführt. Die CFD-Simulation soll dann so weit optimiert werden, bis die hiermit ermittelten Ergebnisse nahe denen der Messungen liegen.



# **I - Inhalt**

II – Formelzeichentabelle .....	5
1 Einleitung.....	7
1.1 Schüttgutfördertechnik .....	8
1.2 Schüttgüter .....	9
1.3 Anlagentechnik .....	13
1.3.1 Allgemeiner Aufbau .....	13
1.3.2 Druckgefäß.....	15
1.3.3 Steuerung des Förderleitungsdruckes .....	19
1.3.4 Aufbau der Versuchsanlage .....	20
1.3.5 Ziel der Förderversuche .....	23
2 Druckverluste in Rohrleitungen .....	24
2.1 Auftreten von Druckverlusten bei einphasigen Strömungen.....	24
2.1.1 Thermodynamische Betrachtung.....	24
2.1.2 Strömungsmechanische Betrachtung .....	27
2.2 Wirtschaftliche Bedeutung .....	30
2.3 Druckverlust in Mehrphasenströmungen .....	32
3 Versuchsdurchführung an der Förderanlage .....	35
3.1 Messung der Druckverluste .....	36
3.2 Messtechnik.....	37
3.2.1 Druckmesstechnik.....	37
3.2.2 Messung und Regelung des Luftmassenstromes .....	38
3.2.3 Messung des Silo- und Druckgefäßinhaltes .....	40
3.2.4 Fehlerbetrachtung der Messtechnik.....	41
3.2.5 Durchgeführte Vergleichsmessungen .....	45
3.3 Versuchsdurchführung .....	47
4 Numerische Simulation.....	49
4.1 Simulationsmodelle .....	51
4.1.1 3D-Geometrie .....	51
4.1.2 Berechnungsnetz .....	54
4.1.3 Randschichtstärke abschätzen.....	55
4.1.4 Turbulenzmodell.....	57
4.1.5 Wandrauigkeit .....	58

4.1.6	Korrektur des Turbulenzmodells und der Wandrauigkeit.....	60
4.1.7	Randbedingungen.....	61
4.2	Ermittlung der Grundeinstellungen für die Simulation.....	62
4.2.1	Netzunabhängige Lösung.....	62
4.2.2	Netzoptimierung aufgrund von Druckkorrektur .....	67
4.2.3	Simulationsparameter .....	70
4.2.3.1	Massenstromeintritt.....	70
4.2.3.2	Gegendruck im Vorbehälter .....	71
4.2.3.3	Wanddefinition.....	73
4.3	Unterrelaxation .....	74
4.4	Erstellung des Laufmakros .....	75
4.5	Auslesen der Simulationsdaten .....	76
5	Auswertung der Ergebnisse .....	78
5.1	Darstellung der Druckverläufe der Simulation.....	78
5.2	Vergleich Messung/Simulation .....	80
5.2.1	Direkter Vergleich der Druckverläufe .....	80
5.2.2	Abweichung der Druckdifferenzen der Messstrecke .....	83
5.3	Betrachtung spezieller Strömungsgebiete.....	85
5.3.1	Rohrbögen .....	85
5.3.2	Y-Stück und Kugelhahn .....	86
5.4	Ausblick auf Druckverluste bei Mehrphasenströmungen.....	88
6	Fazit .....	90
III	– Quellenangaben .....	92

## II – Formelzeichentabelle

Formelzeichen	Empfohlene Einheit	Beschreibung
$A$	1	Parameter bei Blendenmesstechnik nach DIN EN ISO 5167
$A$	$m^2$	Querschnittsfläche
$\beta$	1	Öffnungsverhältnis von Blenden
$C$	1	Durchflusskoeffizient
$c_p$	$kJ/(kg \cdot K)$	spezifische isobare Wärmekapazität
$c_w$	1	Widerstandsbeiwert
$\gamma$	$^\circ$	Krümmungsradius Rohrbogen
$D$	$m$	Rohrdurchmesser
$d$	$m$	Blendendurchmesser
$\Delta D$	$m$	Differenz Rohrdurchmesser (Fertigungsabweichung)
$\Delta d$	$m$	Differenz Blendendurchmesser (Fertigungsabweichung)
$d_s$	$m$	Korndurchmesser
$\varepsilon$	1	Expansionszahl
$\Delta\varphi$	1	allgemeiner Simulationsparameter
$g$	$m/s^2$	Erdbeschleunigung
$h$	$kJ/kg$	spezifische Enthalpie
$L$	$m$	Rohrlänge
$L_1, L_2'$	1	Messabstand bei Messblenden (dimensionslos)
$\lambda$	1	Rohrreibungsbeiwert
$\lambda_z$	1	zusätzlicher Rohrreibungsbeiwert bei Schüttguttransport
$m$	$kg$	Masse
$\dot{m}$	$kg/s$	Massenstrom
$\mu$	1	Materialbeladung
$\mu_V$	1	Materialbeladung (volumetrisch)
$n^+$	1	dimensionsloser Randabstand
$n$	$m$	Randabstand
$n$	1	Polytropenexponent
$P$	$W$	Leistung

Formelzeichen	Empfohlene Einheit	Beschreibung
$p$	$mbar$	Druck
$\Delta p$	$mbar$	Druckdifferenz
$\delta p$	$mbar$	Messunsicherheit des Förderleitungsdruckes
$\delta \Delta p$	$mbar$	Druckunterscheid (Messung zu Rechnung)
$q$	$kJ/kg$	spezifische Wärmemenge
$R$	$kJ/(kg \cdot K)$	Gaskonstante
$Re, Re_D$	1	Reynoldszahl (auf Durchmesser D bezogen)
$\rho$	$kg/m^3$	Dichte
$\Delta \rho$	$kg/m^3$	Dichtedifferenz
$\rho_s$	$kg/m^3$	Partikeldichte
$\rho_L$	$kg/m^3$	Luftdichte
$T$	$K$	absolute Temperatur
$\Delta T$	$K$	Temperaturdifferenz
$\tau_w$	$MPa$	Wandschubspannung
$u_\tau$	$m/s$	Schubspannungsgeschwindigkeit
$v$	$m^3/kg$	spezifisches Volumen
$V$	$m^3$	Volumen
$w$	$m/s$	Strömungsgeschwindigkeit
$\bar{w}$	$m/s$	mittlere Strömungsgeschwindigkeit
$w_{sch}$	$m/s$	Schwebegeschwindigkeit von Partikeln
$w_{t12}$	$kJ/kg$	spezifische technische Arbeit
$z$	$m$	Höhe
$\Delta z$	$m$	Höhendifferenz
$\zeta_{EB}$	1	Druckverlustbeiwert für Rohrleitungseinbauten

# **1 Einleitung**

Thema dieser Arbeit ist die Messung und Simulation des Druckverlaufs in einer pneumatischen Förderanlage. Objekt der Betrachtung ist dabei eine Glattrohranlage, welche für die Bestimmung von Druckverlustbeiwerten für die pneumatische Schüttgutförderung verwendet wird.

Zuerst wird eine Einführung in die Fördertechnik gegeben. Als Zweites wird die untersuchte Druckgefäßanlage genauer beschrieben. Dabei wird die verwendete Mess-, Steuer- und Regeltechnik vorgestellt und anhand eines Beispiels erläutert. Die zu fördernden Schüttgüter werden ebenso aufgeführt wie die daraus folgenden typischen Problemstellungen.

Anschließend erfolgt ein allgemeiner kurzer Überblick über die in Rohrleitungen auftretenden Druckverluste. Zuerst wird die Charakteristik von Druckverlusten im Allgemeinen beschrieben. Im Weiteren folgen einige Betrachtungen zu der Auslegung von Gebläsen sowie der Auswirkung des hier untersuchten Leerlaufdruckverlustes auf die pneumatische Förderung.

Es folgt ein Kapitel, in welchem die Messtechnik in der Versuchsanlage detaillierter beschrieben wird. Der Toleranzbereich, welcher für die Auswertung am Ende der Ausarbeitung verwendet wird, wird hier in einer Untersuchung der Genauigkeit der verwendeten Messtechnik bestimmt. Am Ende dieses Kapitels wird auf den durchgeführten praktischen Versuch eingegangen sowie die Ergebnisse kurz dargestellt.

Die Erstellung des Simulationsmodells für die pneumatische Förderanlage wird detailliert beschrieben. Dabei wird auf die Vorgehensweise der Geometrieerstellung, die verwendeten physikalischen Modelle sowie einige speziell für diesen Aufbau ausgeführten Optimierungsansätze eingegangen. Im Anschluss erfolgt die Darstellung der Simulationsdaten der Luftströmung.

Um die Qualität der Simulationsergebnisse zu bestimmen, werden diese mit den Messergebnissen aus dem praktischen Versuch verglichen. Zum einen wird auf die Druckverläufe entlang der gesamten Förderleitung wie auch auf die Druckverluste auf den Messstrecken eingegangen. Anhand dieser Auswertung werden die Simulationen sowie die praktische Versuchsreihe bewertet.

Zum Abschluss wird eine Schlussfolgerung über die durchgeführten Versuche gezogen sowie ein Ausblick auf zukünftige Arbeitsgebiete gegeben.

## **1.1 Schüttgutfördertechnik**

In der Industrie gibt es diverse Anwendungsfälle, in denen Schüttgüter transportiert werden. Der Schüttguttransport wird hier am Beispiel der Braunkohleverstromung dargestellt. Dabei wird die Braunkohle zuerst im Tagebau abgebaut und dann über lange Förderbänder in die angrenzenden Kraftwerke gefördert. Die bei der Verbrennung entstehende Asche wird aus der Luft abgeschieden und transportiert. Hierbei kann es sich um bis zu 250 t Asche pro Stunde handeln. Zudem wird auch Kalksteinmehl für die Rauchgasreinigung befördert. In anderen Industriezweigen finden sich ebenfalls Schüttgutförderanlagen. Zu diesen zählen z. B. Getreidelager, die pharmazeutische und chemische Industrie.

Dabei werden die Schüttgüter mit unterschiedlichen Techniken transportiert. Wie genau dies geschieht, hängt oft von der Schüttgutmenge, den diversen Schüttguteigenschaften [1.1] und der Förderentfernung ab. Die Braunkohle wird z. B. häufig auf Förderbändern direkt vom Tagebau in die Kraftwerke gefördert. Im Kraftwerk selbst, von der Kohlenmühle bis zum Kessel, findet hingegen ein pneumatischer Transport statt. Manche Transporte rentieren sich jedoch wirtschaftlich nur per LkW, Bahn oder Schiff. Dies insbesondere, wenn die Entfernungen für eine kontinuierliche Förderung zu groß sind.

Die hier untersuchte pneumatische Förderung wird häufig dort angewendet, wo feinkörnige Schüttgüter transportiert werden. Die maximale Förderentfernung beträgt dabei einige hundert Meter beim Rinnentransport bis zu wenigen Kilometern beim Rohrtransport. Die Förderung erfolgt dabei nahezu kontinuierlich in Chargen. Wegen der benötigten hohen Förderdrücke beim Rohrtransport lassen sich die Entfernungen nicht beliebig weit steigern. Die weltweit längste Förderleitung ist seit 2001 in Japan in Betrieb und fördert Flugasche über eine Entfernung von 3,2 km ohne Zwischenstopp durch eine Rohrleitung. Rinnentransporte sind aufgrund der benötigten Neigung der Förderrinnen meist nur wenige hundert Meter lang. Die Rinnensysteme besitzen für den Schüttguttransport ein Gefälle, bis zu  $10^\circ$  zur Waagerechten. Hierdurch ergeben sich zusätzliche Höhendifferenzen, welche mit geeigneten Hebeeinrichtungen überwunden werden. Entsprechende Hebeeinrichtungen und die Unterkonstruktion für die Rinne machen Förderentfernungen über 500 m häufig unrentabel.

Die pneumatische Schüttgutförderung ist ein Spezialgebiet der Stetigförderung. Diese Technik kann in einigen Bereichen auch durch mechanische Verfahren ersetzt werden. Dann ist aber mit teilweise

hohem Verschleiß an beweglichen Bauteilen zu rechnen. Dies macht die pneumatische Schüttgutförderung besonders bei stark abrasiven Schüttgütern (siehe Kapitel 1.2) oft wirtschaftlicher als die mechanische Alternative. Die mechanische Fördertechnik würde aufgrund des abrasiven Materials schneller verschleißen, daraus folgen längere Stillstandszeiten sowie steigende Instandhaltungskosten.

In diversen Industriezweigen ist die pneumatische Schüttgutförderung zu finden. Ein Großteil der in der Industrie verwendeten Produkte liegt in Form von Pulvern oder Granulaten vor [1.2]. Beispiele hierbei sind Flugasche, Aluminiumoxid, Kupferkonzentrat und Zement, aber auch Kunststoffgranulat und Holzspäne.

## 1.2 Schüttgüter

Als Schüttgüter kommen für die pneumatische Fördertechnik nur relativ feinkörnige Güter zum Einsatz. Wenn ein Schüttgutkorn von einem Fluid umströmt wird, so übt dieses Fluid eine Kraft auf das Korn aus. Bei der pneumatischen Förderung handelt es sich hierbei i. d. R. um Luft, seltener um ein Inertgas. Durch diese Kraft wird das Korn bis auf eine bestimmte Geschwindigkeit, die Beharrungsgeschwindigkeit, hin beschleunigt. Die Beharrungsgeschwindigkeit variiert je nach Förderrichtung, waagrecht oder lotrecht.

Beispielhaft wird hier die Beharrungsgeschwindigkeit bei der lotrechten Förderung untersucht. Wenn ein Korn senkrecht von unten angeströmt wird und die von dem Fluid ausgeübte Kraft der Gewichtskraft des Kornes entspricht, so spricht man von der Schwebegeschwindigkeit  $w_{Sch}$ . Diese kann durch Formel { 1.1 } ausgedrückt werden [1.3].

$$w = w_{Sch} = \sqrt{\frac{4 \cdot g \cdot d_s \cdot \rho_s}{3 \cdot c_w \cdot \rho_L}} \quad \{ 1.1 \}$$

Dabei ist:

$c_w$  = Widerstandsbeiwert

$\rho_s$  = Dichte des Partikels

$\rho_L$  = Fluiddichte

$d_s$  = Korndurchmesser

Anhand von Formel { 1.1 } lässt sich erklären, weshalb nur feinkörnige Schüttgüter bis zu einer Korngröße von etwa 6 mm pneumatisch gefördert werden können. Die Schwebegeschwindigkeit nimmt proportional zur Wurzel des Korndurchmessers zu, da hier der Korndurchmesser  $d_s$  im Zähler steht. Für die pneumatische Förderung ist im Allgemeinen eine deutlich größere Geschwindigkeit als die Schwebegeschwindigkeit notwendig. Diese ist i. d. R. etwa 5 bis 8fach höher als die Schwebegeschwindigkeit. Der Verschleiß erhöht sich bei steigendem Korndurchmesser. Zudem steigen die Betriebskosten. Grund hierfür sind die größeren Luftgeschwindigkeiten, welche für den Transport von grobkörnigen Material notwendig sind. Dieser Verschleiß ist in etwa proportional zu  $\dot{V}^3$ , wie Diagramm 1 zeigt [1.4].

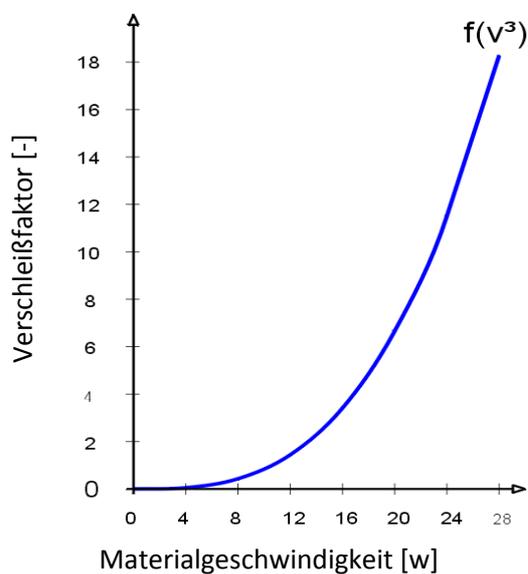


Diagramm 1 – Verschleißfaktor über die Fördergeschwindigkeit

In einem lotrechten Rohr entspricht die Beharrungsgeschwindigkeit der Differenz zwischen Luftgeschwindigkeit und der Schwebegeschwindigkeit.

$$w_B = w - w_{Sch} \quad \{ 1.2 \}$$

Die hier geführte Betrachtung gilt nur für die lotrechte Förderung. Zudem wird die waagerechte Förderung dadurch beeinträchtigt, dass sich die Partikel im unteren Rohrsegment als Strähne ablagern. Diese Strähne ist weniger durchlüftet als in der Lotrechten, weshalb sie sich langsamer durch die Förderleitung bewegt. Zusätzlich ist in der Strähne die Reibung mit der Rohrwandung deutlich erhöht. Im Vergleich zur lotrechten treten in der waagerechten Förderleitung signifikant höhere Druckverluste auf.

Auf die in der Strömung bewegten Partikel wirken unterschiedliche Kräfte, zu denen insbesondere die Widerstands- und Massenkräfte zählen. Die Widerstandskräfte  $F_W$  sind dabei entweder proportional zum Partikeldurchmesser  $d_s$  (bei Reibung) bzw. proportional zu  $d_s^2$  (nur Druckwiderstand) [1.5].

$$F_W \sim d_s^1 \dots d_s^2 \quad \{ 1.3 \}$$

Die Massenkräfte  $F_M$  sind proportional zu  $d_s^3$ , also dem Volumen  $V = \frac{\pi}{4} \cdot d_s^3$ .

$$F_M \sim \rho \cdot d_s^3 \quad \{ 1.4 \}$$

Das Kräfteverhältnis  $F_W/F_M$  kann dann wie folgt beschrieben werden:

$$\frac{F_W}{F_M} = \frac{1}{\rho \cdot d_s} \dots \frac{1}{\rho \cdot d_s^2} \quad \{ 1.5 \}$$

Die auf die Partikel wirkenden Kräfte sind also im großen Maße von den Durchmessern abhängig. Bei kleinen Partikeln wird die Bewegungsbahn durch die Widerstandskräfte  $F_W$ , bei größeren Partikeln wird diese durch die Massenkräfte  $F_M$  bestimmt. Allgemein hin muss  $F_W$  größer sein als  $F_M$ , um die Partikel fördern zu können. Hierfür sind entsprechend hohe Strömungsgeschwindigkeiten notwendig. Aufgrund dieser Bedingung steigt die Strömungsgeschwindigkeit bei größerem Korndurchmesser und steigender Dichte stark an.

In [1.1] sind diverse Schüttguteigenschaften aufgelistet, welche alle ihre jeweilige Auswirkung auf das Förderverhalten von Schüttgütern haben. Aufgrund von Erfahrungswerten der Verfahrenstechniker der FLSmidth Hamburg GmbH ist es nicht nötig alle Parameter zu berücksichtigen. Hierbei werden je nach Berechnungsmethode andere Parameter betrachtet. Zu diesen Eigenschaften gehören u. a.:

- Kornverteilung / mittlerer Korndurchmesser  $d_s$
- Schüttdichte  $\rho_s$
- Feststoffdichte  $\rho_{fs}$
- Schüttkegelwinkel
- Ggf. Wassergehalt (gew. %)
- Betausdehnung bei Fluidisierung
- Spez. Luftbedarf für Fluidisierung

Im Zuge von Siloauslegungen werden in der Industrie häufig Scherversuche nach Jenike oder Walker durchgeführt [1.6]. Hiermit können vor allem folgende Werte ermittelt werden:

- Fließorte
- Zeitfließorte
- Wandfließorte

Neben den oben genannten Verfahren existieren noch diverse andere Versuche, welche ausführlich in [1.7] beschrieben werden. Für die Auslegung von pneumatischen Förderanlagen wird bei der FLSmidth Hamburg GmbH die Methode nach [1.8] verwendet. Hierfür wird in deren Technikum der zusätzliche Druckverlustbeiwert  $\lambda_z$  für die pneumatische Förderung von einem speziellen Schüttgut ermittelt. Mit diesem Druckverlustbeiwert ist es möglich eine Druck- oder Saugförderanlage (siehe Abbildung 3) zu entwerfen, siehe Kapitel 2.3.

Eine weitere Herausforderung beim pneumatischen Schüttguttransport ist das abrasive Verhalten der Schüttgüter zu minimieren. Häufig handelt es sich bei den zu fördernden Schüttgütern um mineralische Substanzen wie Tonerde oder gebrannte Materialien wie Zement und Flugasche. Diese Materialien zeichnen sich durch eine hohe Mohs-Härte der Partikel aus. Dadurch ist die Förderleitung besonders hohem Verschleiß ausgesetzt. Dieser Verschleiß erhöht sich stark bei Erhöhung der Geschwindigkeit  $c$ , mit welcher das Material durch die Förderleitung bewegt wird. Folglich ist eine geringe Materialgeschwindigkeit stets erstrebenswert. Eine Auflistung der Mohs-Härte von diversen Materialien ist in [1.9] zu finden.

Es werden allerdings auch Materialien mit geringer Mohs-Härte wie beispielsweise Kalksteinmehl gefördert. Diese Materialien werden häufig langsamer gefördert, weil sonst Kornbruch auftritt. Kornbruch zeigt sich an der Korngrößenverteilung. Nach einer Förderung hat sich diese häufig zu kleineren Korndurchmessern hin verschoben. Bei anderen sehr weichen Materialien wie Kunststoffgranulaten wird auf eine geringe Temperatur wert gelegt. Ansonsten können sich die Granulatkörner verformen oder teilweise schmelzen. Dieses Schmelzen erzeugt lange Fäden, sog. Engelshaar, welches sich negativ auf die Förderung und das Dosierverhalten des Granulats auswirkt.

## **1.3 Anlagentechnik**

Bei der in dieser Ausarbeitung untersuchten pneumatischen Förderanlage handelt es sich um eine Druckgefäßanlage. Andere pneumatische Förderanlagen nutzen eine Zellenradschleuse oder Schneckenschleuse (Möller- oder Fuller-Kinyon-Pumpe) für die Einschleusung des Materials in die Förderleitung. In Druckgefäßanlagen kann ein fluidisierbares Material in Chargen von ca. 500 kg bis zu 35 t von einem Druckgefäß durch eine Leitung mit beliebigem Leitungsverlauf gefördert werden, siehe Abbildung 3b. Diese Förderleitung kann durch Rohrweichen zu unterschiedlichen Abwurfpunkten geführt werden. In dem Technikum der FLSmidth Hamburg GmbH erfolgt diese Schaltung durch Kugelhähne, da diese kostengünstiger sind als Rohrweichen. Kugelhähne werden unterhalb der Baugröße DN 100 deutlich günstiger als Rohrweichen. Bis zu der o.g. Baugröße sind dies Standardbauteile. Oberhalb dieser Größe rentiert sich wieder die Konstruktion von Rohrweichen, weil diese kostengünstiger zu Fertigen sind als Kugelhähne.

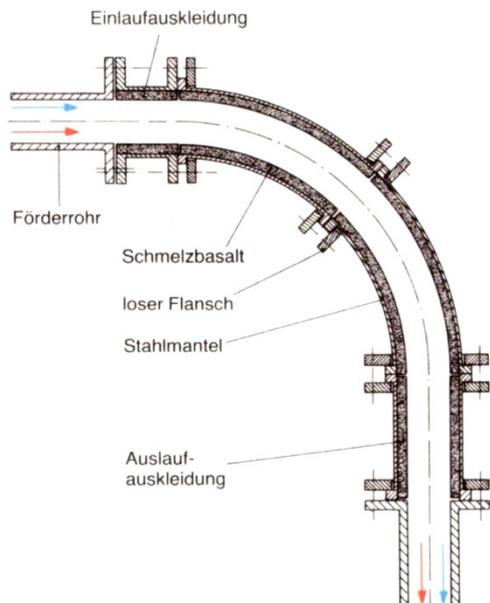
### **1.3.1 Allgemeiner Aufbau**

Die Rohrleitung ist ein druckfestes Rohr nach DIN EN 10220, welches in Segmente geteilt und durch Flansche nach DIN EN 1092 verbunden ist. Auf diese Weise ist eine leichte Austauschbarkeit von defekten Rohren gegeben. Seit kurzem ist es Stand der Technik Rohrschellen-Klemmverbindungen anstatt von Flanschen zum Verbinden der Rohre in kurzen Förderleitungen bis 300 m zu verwenden. Diese Schellen erlauben eine schnellere Montage. Das Fertigen von Passlängen erfolgt schneller, weil das Anschweißen des zweiten Flansches bei Passlängen von Rohren entfällt.

Um das Material in der Förderleitung umzulenken, werden Rohrbögen verwendet. Alternativ ist es möglich für die Umlenkung einen Umlenktopf zu verwenden. Dieser wird aufgrund seines deutlich höheren Druckverlustes selten verwendet, da er unwirtschaftlich ist. Die Bögen haben einem Radius von 500, 1 000 oder 2 000 mm. Zudem sind sie mit verschleißfesten Materialien wie Schmelzbasalt oder Zirkonoxid (Keramik) ausgekleidet und werden als Segmentrohrbögen gefertigt. Durch die Auskleidung erhalten sie dann wieder die für die Förderung optimale knickfreie Innenkontur.

Abbildung 1 zeigt die Schnittansicht durch einen solchen Schmelzbasaltbogen [1.10]. Das Material wird i. d. R. nur in einer Richtung umgelenkt. Wenn eine Umlenkung in zwei Dimensionen notwendig ist, so erfolgt dies oft mit hintereinander montierten Rohrbögen, wie in Abbildung 2 dargestellt ist. Dadurch können die auf die Rohrlager wirkenden Kräfte besser berechnet und kontrolliert werden.

Selten werden die Rohrbögen schräg gestellt. Dies ist durch die Verwendung von Bundflanschen möglich. Die seltene Verwendung folgt aus der umständlichen Berechnung der aus der Schrägstellung resultierenden schräg wirkenden Kräfte.



**Abbildung 1 – Schnitt durch einen Schmelzbasaltbogen [1.10] - und Fertigungsbeispiel nach Fa. Kalenborn**



**Abbildung 2 – Mehrfacher Rohrbogen in einer Förderleitung - Technikum FLSmidth Hamburg GmbH**

Am Ende der Förderleitung befindet sich ein Prallrohr oder eine Prallplatte. Hier wird das Material von der Luft getrennt und wird in ein Silo oder einen Vorbehälter geleitet. Die Luft wird über einen Filter abgesaugt. Hier wird die Luft von Feinstaubpartikeln befreit. In einigen Fällen wird das Material

auch durch einen Förderleitungsbogen direkt in das Silo geblasen. Dabei wird hier ein größerer Beruhigungsraum im oberen Teil des Silos benötigt um Material und Luft voneinander zu trennen. In Abbildung 3 sind die Schemata von einer Saugförderanlage (a) und einer Druckförderanlage (b) dargestellt [1.11].

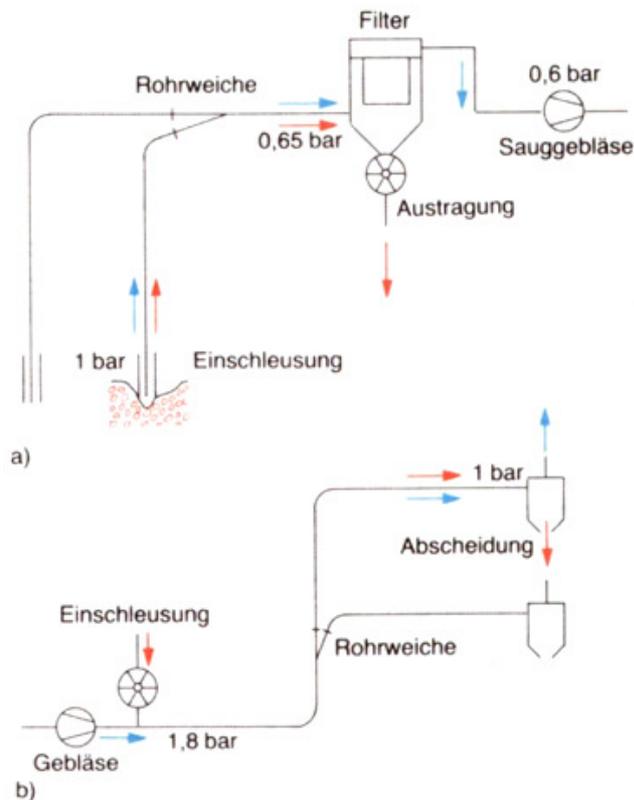


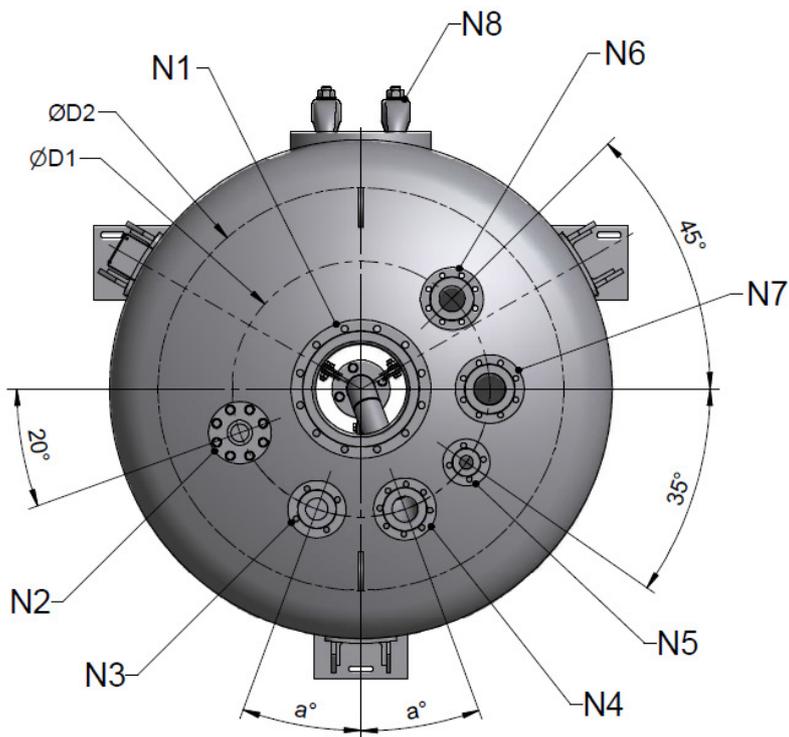
Abbildung 3 – Anlagenschemata für eine Saug- und eine Druckförderanlage Druckgefäß [1.11]

### 1.3.2 Druckgefäß

Das Druckgefäß ist ein Apparat, der mit Schüttgut gefüllt wird. Dieses wird chargenweise mit Hilfe von Druckluft durch die Förderleitung befördert. Häufig handelt es sich um ein Konus-Druckgefäß, seltener um ein Gefäß mit beidseitigem gewölbten Boden. Dabei begünstigt der Konus das Ausfließen des Schüttgutes aus dem Druckgefäß in die Förderleitung und hat i. d. R. einen Öffnungswinkel von 60°. Auf der Oberseite ist das Gefäß mit einem gewölbten Boden verschlossen. Aufgrund der geringeren Bauhöhe wird hier meistens der Klörperboden nach DIN 28011 gewählt. Die Druckgefäße haben verschiedene Anschlussstutzen, welche im Folgenden kurz aufgelistet werden:

1. Einlauf für das Schüttgut (N1).
2. Auslauf für das Schüttgut (nicht dargestellt)
3. Füllstandssonde (N2): Hier wird i. d. R. eine Stimmgabelsonde oder Schwingstabsonde verwendet. Diese sendet, sobald das Material einen bestimmten Füllstand erreicht ein entsprechendes Signal an die Prozesssteuerung. Sie kann auch entfallen, wenn die Förderung zeitgesteuert abläuft.
4. Oberdruck (N3): liefert Druck auf die Oberfläche des Materials. Diese Luft drückt den Materialkolben durch den Auslauf.
5. Ringspaltdüse (N4): Über eine Ringspaltdüse wird das Material aufgelockert, indem Luft kurz vor dem Auslauf in das Material geblasen wird. Dadurch fließt es leichter in die Förderleitung.
6. Notentspannung (N5): Hier kann über eine Handarmatur die Druckluft aus dem Druckgefäß abgelassen werden, wenn die Anlagensteuerung ausfällt.
7. Vorentspannung (N6): Bei bestimmten Dichtstromförderanlagen kann das Förderleitungsventil 3A2 bereits bei höherem Druck geschlossen werden. Dadurch bleibt Material in der Förderleitung liegen. Bevor das Druckgefäß mit Schüttgut befüllt werden kann, muss der Druck aus dem Druckgefäß entweichen. Hierfür wird die Vorentspannung verwendet. In einer nachgeschalteten Lochblende wird die Luft kontrolliert entspannt.
8. Hauptabluft (N7): Beim Füllen des Druckgefäßes muss die darin noch enthaltene Luft entweichen. Um gleichzeitig einen Unterdruck im Vorbehälter zu vermeiden, wird diese Luft dorthin geleitet.

Abbildung 4 zeigt die Stutzen an einem standardisierten Druckgefäß nach Werksnorm M880 der FLSmidth Hamburg GmbH.



**Abbildung 4 – Stutzen am standardisierten Druckgefäß – FLSmidth Hamburg GmbH**

Bei der FLSmidth Hamburg GmbH werden Druckgefäße mit der sog. Flip-Flap-Steuerung seit Jahren erfolgreich eingesetzt. Zusätzliche Luft kann hinter dem Druckgefäß über eine Förderluftringkammer in die Förderleitung eingeleitet werden. Zusätzlich kann bei Bedarf, ähnlich einem Injektor, an den Auslauffopf des Druckgefäßes Luft aufgegeben werden. Bei sehr schwer fließenden Schüttgütern, beispielsweise einigen Zementsorten, wird zusätzlich im Auslauffopf ein Fluidisierboden vorgesehen, der das Material gezielt auflockert. Abbildung 5 zeigt einen Ausschnitt des Pipes and Instrumentations-Diagramm (nachfolgend P+ID genannt) aus Anhang A, welcher die Leitungsführung um das Druckgefäß zeigt. Abbildung 6 zeigt dieses Druckgefäß als SolidWorks 3D-Modell ohne Fluidisierboden im Auslauffopf.

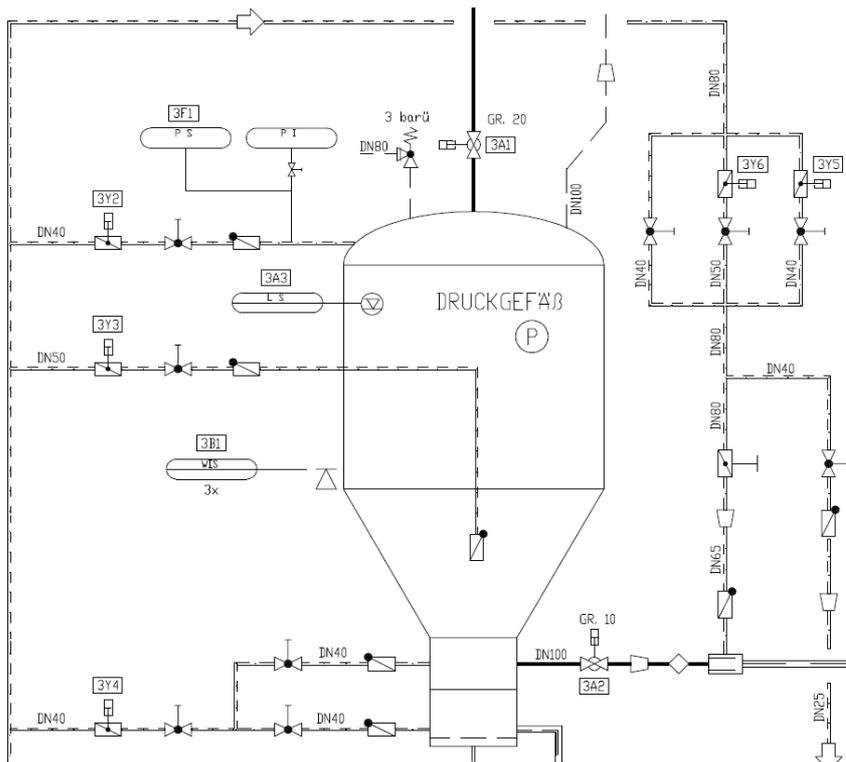


Abbildung 5 – P+I-Diagramm Druckgefäßanschlüsse



Abbildung 6 – 3D-Ansicht eines vollständig verrohrten Druckgefäßes (ohne Fluidisierboden im Auslauftopf)

### 1.3.3 Steuerung des Förderleitungsdruckes

Mit der Flip-Flap-Steuerung wird die Luftmenge an verschiedene Stellen des Druckgefäßes geleitet. Für diese Schaltung werden pneumatisch angetriebene Absperrklappen verwendet. Die Steuerung vom Förderleitungsdruck  $p_{FLTG}$  erfolgt mit fünf Steuerpunkten. Die Steuerung stellt, je nach Höhe des Förderleitungsdrucks, die Steuerklappen anders. Die Steuerdrücke sollen hier mit  $S_1$  bis  $S_5$  bezeichnet werden.

Durch die Steuerung der Luft soll der Druck  $p_{FLTG} = S_3$  in der Förderleitung möglichst konstant gehalten werden. Der Förderleitungsdruck variiert in der untersuchten Anlage um  $\pm 0,4$  bar. In diesem Bereich wird der Druck durch die Steuerung gehalten. Je nach Anlagengröße kann dieser Bereich variieren. Die Steuerdrücke  $S_1$  bis  $S_5$  sind gleichmäßig auf diesen Bereich verteilt, wie Diagramm 2 zeigt.

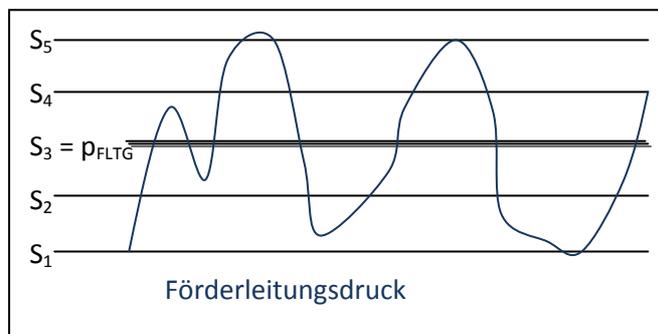


Diagramm 2 – Verteilung der Steuerpunkte für Flip-Flap-Steuerung

Je nachdem, wie die Luft mit Hilfe der Flip-Flap-Steuerung geschaltet wird, verhält sich der Förderleitungsdruck anders. Wenn viel Luft über die Förderluftringkammer geleitet wird, wird das Material mit mehr Luft verdünnt und bewegt sich dadurch schneller. Durch die geringere Beladung  $\mu$  sinkt der Druck  $p_{FLTG}$  in der Förderleitung. Reziprok verhält sich  $p_{FLTG}$ , wenn mehr Luft direkt in das Druckgefäß gegeben wird. In diesem Fall wird mehr Material in die Förderleitung gepresst, dadurch steigt die Beladung  $\mu$  und somit  $p_{FLTG}$  an (siehe Kapitel 2.3).

Wenn mehr Luft von der Steuerung auf die Förderluftringkammer gegeben wird, fällt der Förderleitungsdruck. Wenn der Förderleitungsdruck  $S_3$  überschritten wird, wird mehr Luft in die Förderluftringkammer gegeben, bei weiterem Ansteigen über  $S_4$  wird keine Luft mehr in das Druckgefäß gegeben. Wenn  $p_{FLTG}$  unter  $S_2$  fällt, wird mehr Luft in das Druckgefäß geleitet, um den Förderleitungsdruck wieder zu erhöhen. In Tabelle 1 ist die Flip-Flap-Steuerung exemplarisch für  $p_{FLTG} = 2\text{bar}$  mit einem Schwankungsbereich von  $\pm 0,4$  bar zu entnehmen.

Tabelle 1 – Steuertabelle Förderleitungsdruck

Steuerpunkt	Klappe Ringspaltdüse <b>3Y2</b> Klappe Oberdruck <b>3Y3</b>	Klappe „Großer Bypass“ <b>3Y6</b>
$S_5 - (p_{FLTG} + 0,4 \text{ bar})$	geschlossen	offen
$S_4 - (p_{FLTG} + 0,2 \text{ bar})$	schließt bei steigendem Druck	offen
$S_3 - (p_{FLTG} + 0,0 \text{ bar})$	öffnet bei fallendem Druck	öffnet bei steigendem Druck
$S_2 - (p_{FLTG} - 0,2 \text{ bar})$	offen	schließt bei fallendem Druck
$S_1 - (p_{FLTG} - 0,4 \text{ bar})$	offen	geschlossen

### 1.3.4 Aufbau der Versuchsanlage

Die untersuchte Versuchsanlage besteht aus einem Druckgefäß mit einem Volumen  $V$  von etwa  $0,6 \text{ m}^3$  und einer Förderleitung DN 80, welche in drei verschiedenen Ausführungen vorliegt. Erstens handelt es sich um die untersuchte Glatrohrleitung, zweitens eine ältere und drittens eine neuere Version des patentierten Turbuflow-Rohres. Dieses ist speziell für die Dichtstromförderung von stark abrasiven Materialien entwickelt worden.

Die verschiedenen Varianten der Förderleitung werden über Kugelhähne voneinander getrennt. Der Weg des Materials wird vor dem Versuch eingestellt. Wahlweise ist es möglich das Material, nachdem es durch die Turbuflow-Leitung geleitet wurde, durch eine Umgehung in die Glatrohrleitung zu befördern. Durch diese Umgehung kann der Förderweg  $L$  auf etwa 250 m verlängert werden, wenn der Versuchsablauf dies verlangt. Dies kann für die Betrachtung des sog. Kornbruchs verwendet werden. Eine nachträgliche Umschaltung des Förderwegs ist während des Versuches nicht möglich.

Wahlweise kann das Material zurück in den Vorbehälter über dem Druckgefäß oder in einen kleineren Vorbehälter über der Bigbag-Abfüllstation gefördert werden. In der Simulation im Rahmen dieser Arbeit wird der längere Weg in den großen Vorbehälter über dem Druckgefäß simuliert. Dieser wird i. d. R. bei Förderversuchen in der Glatrohrleitung verwendet, was dem üblichen Vorgehen der FLSmidth Hamburg GmbH entspricht. Das Material wird für mehrere Versuche hintereinander verwendet. Da sich die Korngröße im Förderverlauf ändert ist es erstrebenswert möglichst wenige Versuche durchzuführen.

Nachdem das Material das Druckgefäß auf einer Höhe von 0,2 m über dem Boden verlassen hat wird es zuerst über eine Strecke von etwa 13,5 m waagrecht gefördert. In diesem Bereich wird der Druck  $P_1$  gemessen. Anschließend führt die Förderleitung über zwei 90°-Rohrbögen das Material auf eine Höhe von etwa 5,2 m über dem Boden. Auf dieser Höhe wird das Material in einer P-förmigen Schleife ein Mal durch die angrenzende Halle gefördert. Dabei wird es insgesamt vier Mal in einem Winkel von 90° waagrecht in der sog. P-Schleife umgelenkt. Auf den beiden geraden Strecken der Schleife sind vier Druckmesspunkte, die Messpunkte  $P_2$  bis  $P_5$ , angebracht. Nachdem das Material die P-Schleife verlassen hat, wird es erneut um 90° waagrecht umgelenkt und erreicht anschließend über mehrere kürzere Rohrbögen mit einem Winkel von 45° den großen Vorbehälter.

Abbildung 7 zeigt den Förderleitungsverlauf in der Versuchs- und Versandhalle bei der FLSmidth Hamburg GmbH. Das entsprechende P-I-Diagramm ist in Anhang A zu finden, die Aufstellungs-Zeichnung mit allen Förderleitungslängen in Anhang B. In dem Bild ist der Weg der Glattröhrlleitung in Grün (1) dargestellt. Die hellblaue Leitung stellt die alte (2), die dunkelblaue Leitung die neue Variante (3) der Turbuflow-Förderleitung dar. Die Kugelhähne sind Grau eingefärbt mit roten Handhebeln, welche auch die Stellung der Kugelhähne anzeigen, wie diese während der Messreihen geschaltet wurden.

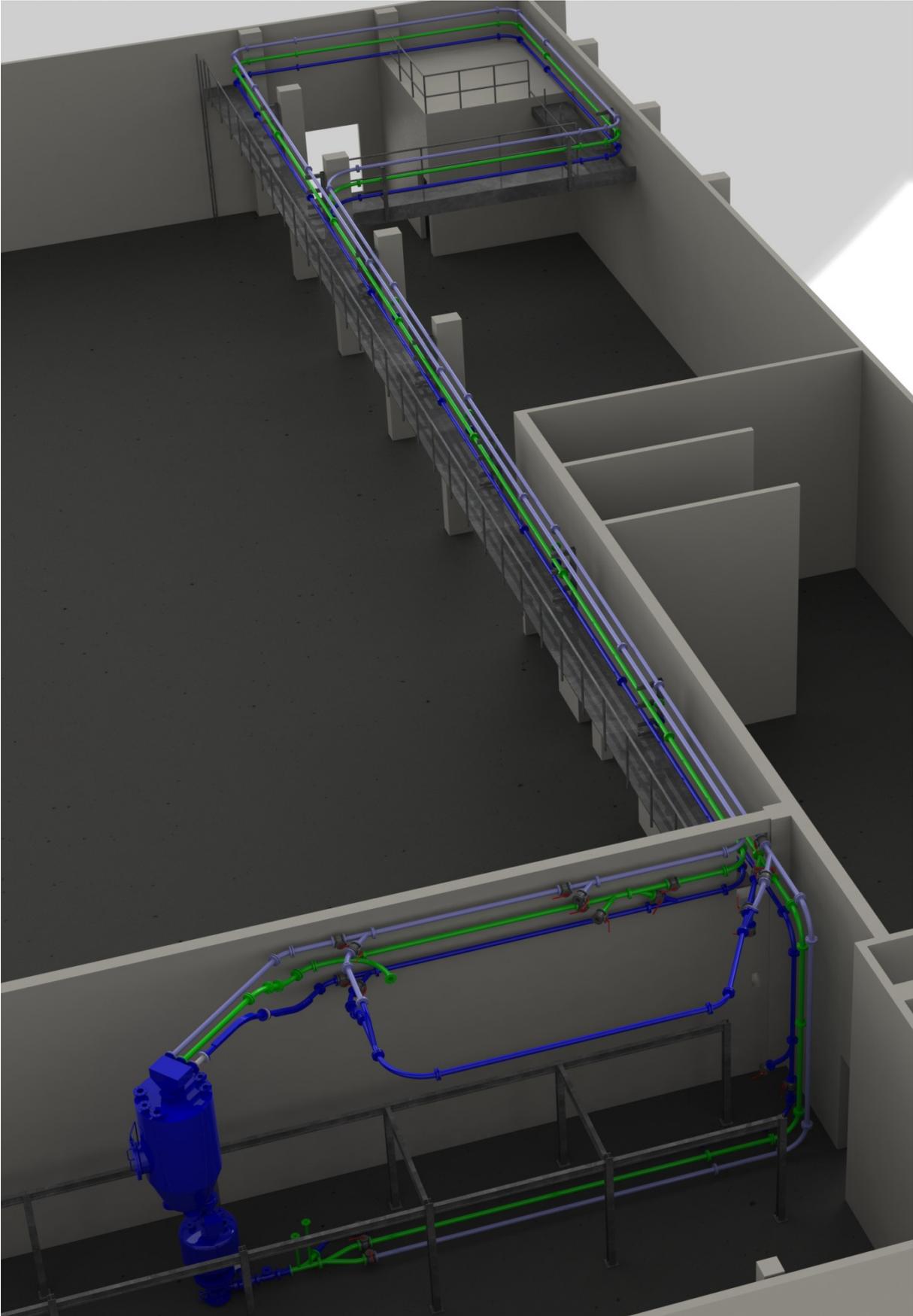


Abbildung 7 – 3D-Ansicht der Förderleitung bei der FLSmidth Hamburg GmbH

### **1.3.5 Ziel der Förderversuche**

Ziel der Förderversuche ist es, den zusätzlichen Druckverlustbeiwert  $\lambda_Z$  für den Schüttguttransport zu bestimmen. Mit Hilfe dieses Druckverlustbeiwertes ist es möglich eine neue Förderanlage auszulegen. Dieser ist stark von der Luft- und Gutgeschwindigkeit sowie den Guteigenschaften abhängig. Neben dem zusätzlichen Druckverlustbeiwert  $\lambda_Z$  werden noch der Förderleitungsverlauf mit allen Bögen sowie die Schüttgutdichte  $\rho_S$  und der erforderliche Gutmassenstrom  $\dot{m}_S$  für die Auslegung benötigt (siehe Kapitel 2.3).

Um den zusätzlichen Druckverlustbeiwert  $\lambda_Z$  zu ermitteln werden mehrere Versuche mit einem vom Kunden zur Verfügung gestellten Material durchgeführt. Dieses Material wird über die Bigbag Entladestation mit der Hebeeinrichtung, dem Airlift<sup>TM</sup>, über eine Schlauchverbindung (gewellte Leitung) in den großen Vorbehälter gefüllt. Anschließend können Versuche bei unterschiedlichen Fördergeschwindigkeiten von etwa 6 m/s bis 18 m/s durchgeführt werden. Hierzu sollte mindestens 1 m<sup>3</sup> Material in dem Vorbehälter vorhanden sein, damit das Druckgefäß komplett gefüllt werden kann. Auf diese Weise sind die Messreihen länger, folglich ist deren Aussagekraft für die Ermittlung von  $\lambda_Z$  gesteigert.

Für die Bestimmung der  $\lambda_Z$ -Kurven wird die Fördergeschwindigkeit bei den Messpunkten P<sub>2</sub> bis P<sub>5</sub> variiert. Einerseits kann hierzu der Luftmassenstrom erhöht werden. Andererseits kann  $p_{FLTG}$ , und somit die Geschwindigkeit, variiert werden. Dies geschieht über die Einstellung der Drosselklappen am Druckgefäß oder die Anpassung der Steuerpunkte S<sub>1</sub> bis S<sub>5</sub>. Mit Hilfe der unterschiedlichen Messungen kann die Kurve von  $\lambda_Z$  für das jeweilige Material erstellt werden. Es sollten wenigstens 10 unterschiedliche Messungen vorliegen. Näheres hierzu wird in Kapitel 5.3 erläutert.

## 2 Druckverluste in Rohrleitungen

Druckverluste treten an den Stellen auf, an welchen Fluide an einer Rohrwand entlang strömen oder Richtungsänderungen unterworfen sind. Ersteres ist im Allgemeinen bei Fluiden auf die Wandhaftung zurückzuführen. Dadurch stellen sich Scherspannungen ein, die einen Druckverlust zur Folge haben. In Rohrleitungen wird im Falle der pneumatischen Schüttgutförderung ein Fluid-Granulat-Gemisch gefördert. Zusätzlich zu den Reibungsdruckverlusten treten weitere Druckverluste auf. Diese Druckverluste haben einen direkten Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit einer Förderanlage.

### 2.1 Auftreten von Druckverlusten bei einphasigen Strömungen

Zunächst werden die Druckverluste bei einer reinen Luftströmung näher erläutert. In Kapitel 2.3 wird auf die Druckverluste von Mehrphasenströmungen eingegangen.

#### 2.1.1 Thermodynamische Betrachtung

Um ein Fluid durch eine Leitung zu befördern, muss dem System Energie zugeführt werden. Diese Energie wird von einem Gebläse oder Kompressor zur Verfügung gestellt. Dabei setzt sich die Energie aus verschiedenen Komponenten zusammen. Um dies zu erläutern wird im Folgenden der erste Hauptsatz der Thermodynamik herangezogen [2.1]. Das System wird dabei als adiabat angesehen. In diesem Fall wird nur die Zustandsänderung vom Förderleitungseintritt 1 zum Förderleitungsausstritt 2 betrachtet.

$$q_{12} + w_{t12} = h_2 - h_1 + \frac{1}{2}(w_2^2 - w_1^2) + g(z_2 - z_1) \quad \{2.1\}$$

Die zuzuführende technische Arbeit  $w_{t12}$  ist gleich der Summe der Änderung der Enthalpie  $\Delta h_{12}$ , der Änderung der Strömungsenergie sowie der potentiellen Energie  $g\Delta z$  des strömenden Fluides. Wenn der Druck oder die Temperatur während des Prozesses verändert werden, ändert sich zur Folge die Enthalpie. Wie allgemein hin bekannt ist wird Energie ausschließlich in andere Energieformen gewandelt. Im Falle von strömenden Gasen bedingt eine Druckänderung auch eine Volumenänderung, wie die Gleichung für Ideale Gase zeigt [2.2].

$$p \cdot v = R \cdot T \quad \{2.2\}$$

$$V = \frac{m \cdot R \cdot T}{p}$$

Durch diese Volumenzunahme ändert sich die Strömungsgeschwindigkeit. Die Änderung der technischen Arbeit zum Anheben von Gasen kann i. d. R. vernachlässigt werden, wenn die Höhenunterschiede  $\Delta z$  nicht allzu groß sind. Die erhöhte Strömungsgeschwindigkeit kann bei der pneumatischen Förderung verfahrenstechnisch genutzt werden. Daher wird die Änderung der technischen Arbeit zur Geschwindigkeitsänderung nicht vernachlässigt. Dies wird in folgendem Beispiel berechnet. Hierzu werden Daten aus dem Versuchsstand herangezogen.

### Beispiel 1

Gegeben sind:

Luftmassenstrom:	$\dot{m} = 12 \frac{kg}{min}$
Druckverlust:	$\Delta p = 0,125 \text{ bar}$
Höhendifferenz:	$\Delta z = 5,2 \text{ m}$
Anfangsdichte:	$\rho_1 = 1,225 \frac{kg}{m^3}$
Strömungsgeschwindigkeit am Anfang:	$w_1 = 27,2 \frac{m}{s}$
Strömungsgeschwindigkeit am Ende:	$w_2 = 30,5 \frac{m}{s}$
Adiabates System:	$q = 0$

Hiermit wird die spezifische technische Arbeit  $w_{t\Delta p}$  berechnet, welche benötigt wird um das Fluid auf den Druck zu bringen (nach Formel { 2.1 }).

$$w_{t\Delta p} = \frac{\Delta p}{\rho_1} = 12 \frac{kg}{min} \cdot \frac{0,125 \text{ bar}}{1,225 \frac{kg}{m^3}} = 10,20 \frac{kJ}{kg} \quad \{ 2.3 \}$$

Die technische Arbeit  $w_{t\Delta z}$  für das Anheben des Fluids um  $\Delta z$  beträgt:

$$w_{t\Delta z} = g \cdot \Delta z = 9,81 \frac{m}{s^2} \cdot 5,2 \text{ m} = 0,051 \frac{kJ}{kg} \quad \{ 2.4 \}$$

Die für die Änderung der Strömungsgeschwindigkeit benötigte technische Arbeit  $w_{t\Delta w}$  berechnet sich nach:

$$w_{t\Delta w} = \frac{1}{2} (w_2^2 - w_1^2) = \frac{1}{2} \left( \left( 30,5 \frac{m}{s} \right)^2 - \left( 27,2 \frac{m}{s} \right)^2 \right) = 0,095 \frac{kJ}{kg} \quad \{ 2.5 \}$$

Der Berechnung ist zu entnehmen, dass die benötigte technische Arbeit für die Änderung der Geschwindigkeit sowie der potentiellen Energie um 2 Größenordnungen kleiner ist als die technische Arbeit für die Änderung der Druckenergie. Die in dem komprimierten Gas enthaltene Energie kann nur in Wärme dissipieren. Diese Wärme kann als innere Energie anhand der Kalorischen Zustandsgleichung beschrieben werden:

$$u = w_{t\Delta p} - w_{t\Delta z} - w_{t\Delta w} = c_p \cdot \Delta T \quad \{ 2.6 \}$$

Diese Wärmeenergie  $u$  steht für das Verfahren nicht mehr zur Verfügung, im Gegensatz z. B. zur Strömungsenergie. Mit den obigen Werten kann die Änderung der Temperatur des Gases mit Hilfe der isobaren Wärmekapazität  $c_p$  berechnet werden. Diese beträgt für Luft:

$$c_p = 1,004 \frac{\text{kJ}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \quad \{ 2.7 \}$$

Die Temperaturänderung  $\Delta T$  berechnet sich wie folgt:

$$\Delta T = \frac{w_{t\Delta p} - w_{t\Delta z} - w_{t\Delta w}}{c_p} = \frac{10,20 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}} - 0,051 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}} - 0,095 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}}}{1,004 \frac{\text{kJ}}{\text{kg} \cdot \text{K}}} = 10,02 \text{K}$$

Der energetische Wirkungsgrad  $\eta_E$ , welcher der Quotient zwischen nutzbarer  $|w_{\text{nutz}}|$  und aufgewendeter Energie  $|w_{\text{aufwand}}|$  ist, zeigt, zu welchem Teil die Druckenergie genutzt wird:

$$\eta_E = \frac{|w_{\text{nutz}}|}{|w_{\text{aufwand}}|} \quad \{ 2.8 \}$$

Dabei entspricht  $w_{\text{nutz}}$  der technischen Arbeit für die Strömungsänderung, da diese in der pneumatischen Förderung verwendet werden kann.  $w_{\text{aufwand}}$  ist entsprechend die gesamte eingebrachte technische Arbeit in Form von Druck. Auf diese Weise berechnet sich der Wirkungsgrad  $\eta_E$  zu:

$$\eta_E = \frac{0,095 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}}}{10,20 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}}} = 0,93\% \quad \{ 2.9 \}$$

Der überwiegende Teil der eingebrachten Energie mit 99,07 % steht nicht mehr für die pneumatische Förderung zur Verfügung, da sie als Wärme dissipiert ist. Die Anhebung der Luft um 5,2 m bringt zudem keinen nennenswerten Gewinn an potentieller Energie.

## 2.1.2 Strömungsmechanische Betrachtung

Schon seit längerem ist es von Seiten der Strömungsmechanik übliche Praxis die Druckverluste in Verlustbeiwerten zusammenzufassen. Die Druckverluste und Höhenunterschiede sind im ersten Auslegungsschritt unbekannt. Daher ist eine thermodynamische Betrachtung nicht möglich. Aus Druckverlustmessungen können empirische Werte ermittelt werden. Diese lassen sich für eine erste Approximation bei inkompressiblen Fluiden i. d. R. gut verwenden. Anschließend kann eine abschnittsweise, kompressible Betrachtung durchgeführt werden. Aufgrund des Druckverlustes ändert sich die Strömungsgeschwindigkeit in der Förderleitung. Daraus resultiert wieder ein höherer Druckverlust. Dies kann man durch eine abschnittsweise Betrachtung der Förderleitung berücksichtigen. Auf diese Weise kann iterativ auf den endgültigen Druckverlust geschlossen werden. Alternativ kann auf diverse Formeln für den Druckverlust von adiabaten, isothermen oder allgemein beschriebenen Rohrströmungen zurückgegriffen werden.

Bei Druckverlusten unter 100 mbar kann ein Fluid noch mit guter Näherung als inkompressibel betrachtet werden [2.3]. Die Änderung der Strömungsgeschwindigkeit  $\Delta w$  aufgrund der Volumenzunahme  $\Delta V$  entlang der Leitung ist dann noch vernachlässigbar. Die Druckverluste  $\Delta p$  können durch unterschiedliche Effekte auftreten. Einige davon werden hier aufgeführt [2.4]:

- Reibung
- Querschnittsveränderungen
- Ablösewirbel
- Verteilungen und Zusammenführungen
- Beschleunigungsdruckverluste (Massenträgheit)

Diese Druckverluste  $\Delta p$  können mit folgender Formel überschlägig berechnet werden:

$$\Delta p = \lambda \cdot \frac{L}{d} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot \bar{w}^2 + \Delta p_{V,zus} \quad \{ 2.10 \}$$

Dabei ist

- $\lambda$  = Rohrreibungsbeiwert
- $L$  = Rohrlänge
- $D$  = Rohrinne Durchmesser
- $\rho$  = Dichte des Fluides
- $\bar{w}$  = mittlere Strömungsgeschwindigkeit
- $\Delta p_{V,zus}$  = zusätzliche Druckverluste

Die zusätzlichen Druckverluste berechnen sich nach:

$$\Delta p_{V,zus} = \zeta_{EB} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot \bar{w}^2 \quad \{ 2.11 \}$$

Hier entspricht  $\zeta_{EB}$  dem Verlustbeiwert von Rohrleitungseinbauten. Dies sind empirisch aus Messungen entwickelte dimensionslose Beiwerte, von denen einige in [2.5] aufgeführt sind.

Der Rohrreibungsbeiwert  $\lambda$  kann über verschiedene Ansätze ermittelt werden. Er ist stark von der Reynoldszahl sowie von den hydraulischen Eigenschaften des Rohres abhängig. So verhält sich ein hydraulisch raues Rohr anders als ein hydraulisch glattes [2.6]. Bei einem hydraulisch rauen Rohr sind die Druckverluste deutlich höher, da hier die Wandrauigkeit nicht von der laminaren Grenzschicht eingehüllt wird, wie Abbildung 8 zu entnehmen ist. Bei einem hydraulisch glatten Rohr bildet sich hingegen die laminare Unterschicht aus, so dass dies einen geringeren Druckverlust erzeugt.

Ob ein Rohr hydraulisch glatt oder hydraulisch rau ist hängt neben der Oberflächenbeschaffenheit des Rohres auch von der Strömungsgeschwindigkeit und dem verwendeten Fluid ab.

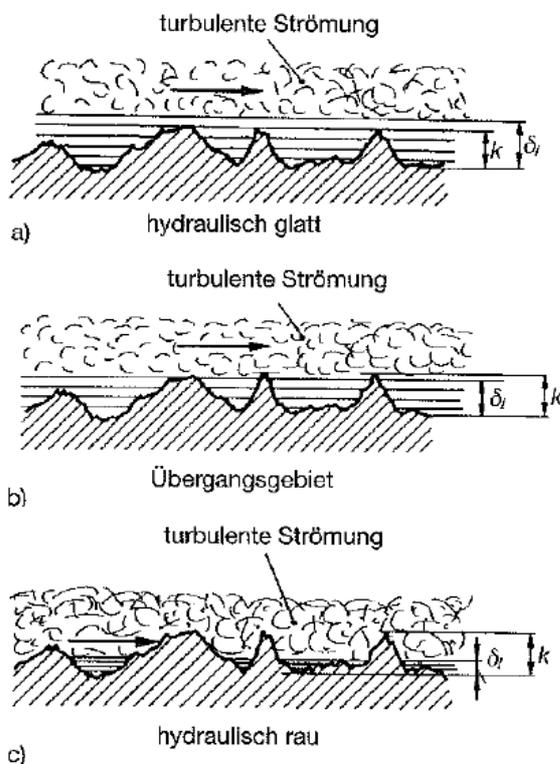


Abbildung 8 – Definition der Strömungszustände an der Rohrwand [2.6]

Für die Bestimmung des Rohrreibungsbeiwertes kommt häufig das Diagramm nach Colebrook zum Einsatz. Abbildung 9 zeigt dieses Diagramm, wie es [2.6] entnommen wurde. Aufgrund von immer ähnlichen Rohrabmessungen und Fördergeschwindigkeiten der Standardwert  $\lambda = 0,02$  in der Fördertechnik als hinreichend genau herausgestellt [2.7]. Dieser Wert soll hier kurz nachgewiesen werden.

Für die Bestimmung des Rohrreibungsbeiwertes werden die gleichen Werte wie aus Beispiel 1 angenommen. In diesem Fall erfolgt die Rechnung inkompressibel, daher bleibt die Geschwindigkeit bei 30,5 m/s. Der Innendurchmesser des Rohres beträgt 82,5 mm. Hiermit errechnet sich eine Reynoldszahl von:

$$Re = \frac{\rho \cdot \bar{w} \cdot D}{\eta} = \frac{1,225 \frac{kg}{m^3} \cdot 30,5 \frac{m}{s} \cdot 82,5 mm}{17,1 \cdot 10^{-6} Pa \cdot s} = 180258 \quad \{ 2.12 \}$$

Zudem muss der Quotient  $D/k_s$  nach Formel { 2.13 } bestimmt werden, wobei  $k_s$  die angenommene Sandrauigkeit des Rohres von 0,1 mm ist:

$$\frac{D}{k_s} = \frac{82,5 mm}{0,1 mm} = 825 \quad \{ 2.13 \}$$

Mit Hilfe dieser Werte wird dem Diagramm ein Rohrreibungsbeiwert von 0,022 entnommen. Bei dem kleinsten untersuchten Massenstrom liegt der Widerstandsbeiwert bei etwa 0,024. Der gesamte untersuchte Messbereich hat ein turbulent-glattes Wandverhalten. Die Rohrreibungsbeiwerte können sich jedoch nach Alter der Anlage und nach Fördergut noch ändern. Ablagerungen an der Rohrwand oder eine Glättung durch das Fördergut können der Grund hierfür sein. Die Glättung der Rohrwand tritt insbesondere bei der Förderung von abrasiven Materialien wie Tonerde auf.

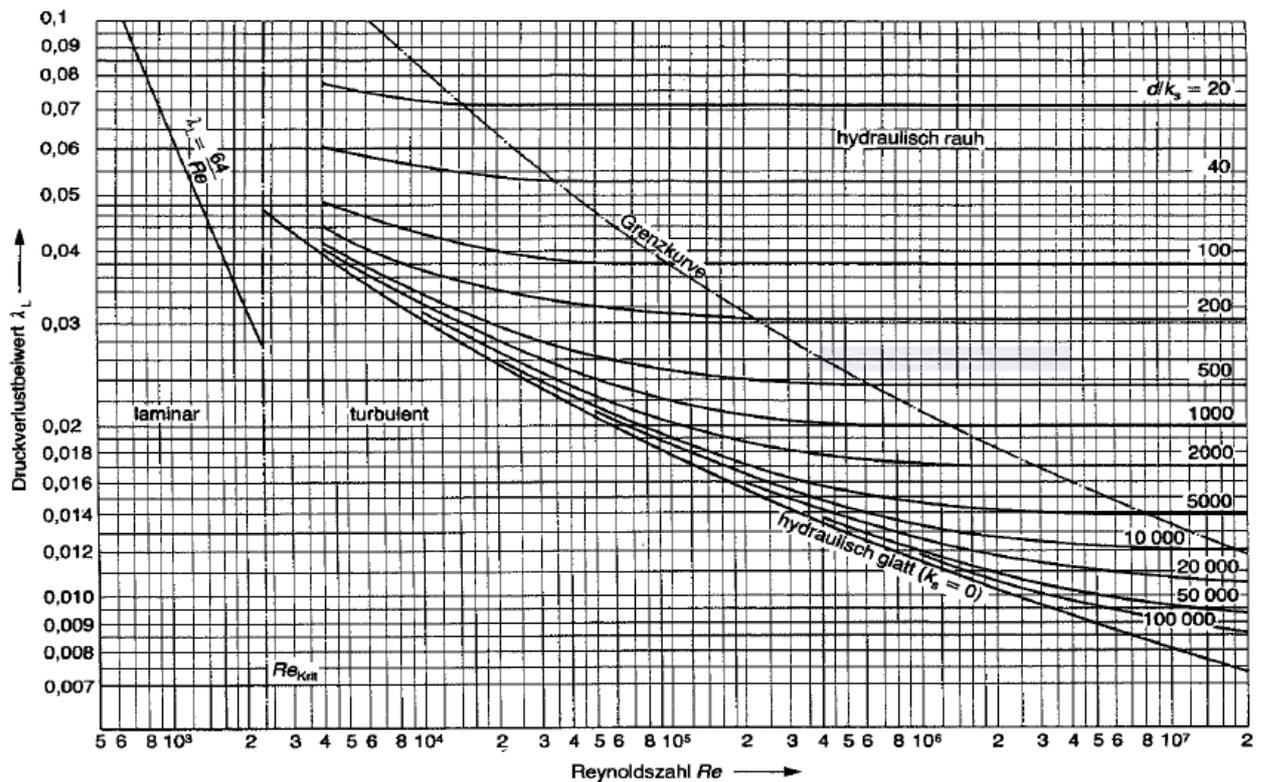


Abbildung 9 – Diagramm für Druckverluste in zylindrischen Röhren nach Colebrook ( $\log(\lambda)$  über  $\log(Re)$ ) [2.6]

## 2.2 Wirtschaftliche Bedeutung

Der Verdichter hat die Aufgabe, einen Volumenstrom auf einen höheren Druck zu bringen. Meistens wird Luft vom Atmosphärenzustand  $p_0 = p_1$  auf einen höheren Druck  $p_2$  verdichtet. Beim Ventilator oder Turboverdichter erfolgt dies kontinuierlich, beim Drehkolbengebläse oder Schraubenverdichter werden Einzelvolumina verdichtet (nach [2.8]). Schraubenverdichter können einen wesentlich höheren Druck  $p_2$  erzeugen als Drehkolbengebläse. Dadurch sind diese insbesondere für Druckförderanlagen besser geeignet. Drehkolbengebläse werden häufig für Sauganlagen verwendet.

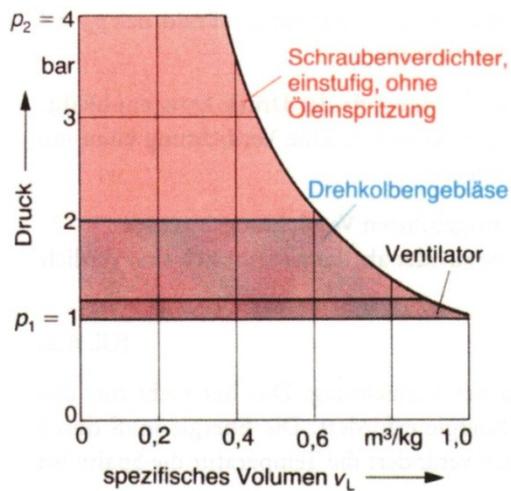


Abbildung 10 – p-v-Diagramm für Verdichter

Bei allen Verdichtungs Vorgängen wird das zu verdichtende Gas erwärmt, weil die Moleküle des Gases stärker aneinander reiben. In einem p-v-Diagramm ergeben die Zustandsänderungen gekrümmte Linien, wie in Abbildung 10 dargestellt. Die Fläche unter der gekrümmten Grenzkurve

$$p \cdot v^n = konst \quad \{ 2.14 \}$$

entspricht dabei der zuzuführenden Arbeit pro Kilogramm verdichtetem Gas. Dabei ist  $n$  der Polytropenexponent. Dieser entspricht bei der Vernachlässigung von Zu- oder Abfuhr von Wärme sowie aller Verdichterverluste (z. B. Leckluft) dem Isentropenexponenten  $\kappa$ .

Wenn nun ein gewisser Massenstrom  $\dot{m}_L$  an verdichteter Luft für die pneumatische Förderung benötigt wird, so kann mit folgender Formel nach [2.9] die Leistung des Verdichters abgeschätzt werden:

$$P_{th} = \frac{\dot{m}}{\rho_1} \cdot p_1 \cdot \left( \frac{n}{n-1} \right) \cdot \left[ \left( \frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right] \quad \{ 2.15 \}$$

Mit der Gleichung { 2.15 } und der Kenntnis über den Gesamtwirkungsgrad der Kompressoranlage kann die zuzuführende Leistung bestimmt werden. Während der Förderung muss die Leistung dauerhaft zur Verfügung gestellt werden, damit die Förderung kontinuierlich läuft. Der vom Verdichter erzeugte Druck  $p_2$  setzt sich aus mehreren Teilen zusammen. Hierzu zählen der Druckverlust der Förderleitung, die Leitungsverluste für die Versorgung der Anlage sowie die zusätzlichen Druckverluste durch den Schüttguttransport. Bei einer zentralen Luftversorgung mit Hilfe eines Werksnetzes ist es notwendig, dass der benötigte Druck für die Förderung am Entnahmestutzen des Werksnetzes anliegt.

## 2.3 Druckverlust in Mehrphasenströmungen

Wird nun mit dem Luftstrom ein Materialstrom bewegt, steigt der Druck in der Förderleitung an. Um den Druckverlust zu berechnen muss das Verhältnis von Materialmassenstrom zu Luftmassenstrom, die Beladung  $\mu$ , ermittelt werden:

$$\mu = \frac{\dot{m}_s}{\dot{m}_L} \quad \{ 2.16 \}$$

Der Leerlaufdruck geht nach [2.10] über folgende Formel in den Gesamtdruckverlust der Anlage ein:

$$\Delta p = (\lambda + \mu \cdot \lambda_Z) \cdot \frac{\Delta l}{D} \cdot \frac{\rho_L}{2} \cdot w^2 \quad \{ 2.17 \}$$

Die Beladung wird aus wirtschaftlichen Gründen i. d. R. über zehn gehalten. Der Druckverlustbeiwert  $\lambda$  ist aufgrund von relativ hoher Beladung um eine Größenordnung kleiner als der Druckverlust durch den Schüttguttransport. Dennoch wird er in vielen Auslegungen in die Berechnung einbezogen. Der Leerlaufdruckverlust wirkt sich immer noch deutlich, mit bis zu 10 %, auf den Gesamtdruckverlust aus. Alle hier aufgeführten Formeln wurden [2.11] entnommen.

Allerdings ist die obige Formel { 2.16 } nur für die gerade, horizontale Förderung gültig. In einer Förderleitung treten hingegen noch weitere Druckverluste auf. Diese Druckverluste können in vier maßgebliche Druckverluste unterschieden werden:

- Krümmerverluste
  - Gutreibungsverluste
  - Beschleunigungsverluste
  - Hubverluste
- 
- Krümmerverluste  $\Delta p_K$  berücksichtigen die Geschwindigkeitsänderung des Materials, die durch die Umlenkung und Reibung entstehen. Das Material wird nach dem Rohrkrümmer wieder auf die Beharrungsgeschwindigkeit beschleunigt. Dies macht sich ebenfalls als Druckverlust bemerkbar:

$$\Delta p_K = \mu \cdot \frac{\rho_L}{2} \cdot v^2 \cdot i \cdot \frac{c}{w} \quad \{ 2.18 \}$$

Die Ausrichtung der Rohrbögen, waagrecht oder senkrecht, wird in dieser Formel nicht berücksichtigt. Die senkrechte Förderstrecke bei einer Umlenkung waagrecht-senkrecht oder

senkrecht-waagrecht wird in den Hubverlusten berücksichtigt.  $i$  ist die Anzahl der 90°-Rohrbögen in der Förderleitung. Alle Rohrbögen mit einem kleineren oder größeren Winkel  $\gamma$  gehen entsprechend dem Quotienten  $\frac{\gamma}{90^\circ}$  anteilig ein.

- Gutreibungsverluste  $\Delta p_R$  sind die eigentlichen Druckverluste, welche den Verlustbeiwert  $\lambda_Z$  ausmachen. Diese treten entlang der gesamten Förderleitung auf und sind auf die Reibung der Partikel gegenüber der Rohrwand sowie der Partikel untereinander zurückzuführen:

$$\Delta p_R = \lambda_Z \cdot \frac{\Delta l_1}{D} \cdot \frac{\Delta l}{\Delta l_1} \cdot \mu \cdot \frac{\rho_L}{2} \cdot v^2 \quad \{ 2.19 \}$$

In der Gleichung ist  $\lambda_Z \cdot \frac{\Delta l_1}{D}$  der nach Kapitel 2.1.2 bestimmte Druckverlustbeiwert multipliziert mit der Länge  $\Delta l_1 = 1 \text{ m}$  bezogen auf den Rohrdurchmesser. Der Term  $\frac{\Delta l}{\Delta l_1}$  beschreibt dann die dimensionslose Förderentfernung.

- Am Beginn der Förderleitung treten einmalig Beschleunigungsverluste  $\Delta p_B$  auf. Durch diese wird berücksichtigt, dass das Material aus dem Druckgefäß heraus auf die Beharrungsgeschwindigkeit beschleunigt wird. Die Beschleunigungsverluste entsprechen dem Verhalten nach einem Teil der Krümmerverluste, weshalb sie in der unten aufgeführten Formel { 2.23 } mit den Krümmerverlusten zusammengefasst werden:

$$\Delta p_B = \mu \cdot \frac{\rho_L}{2} \cdot v^2 \cdot 2 \cdot \frac{c}{w} \quad \{ 2.20 \}$$

- Die Hubverluste beschreiben den Druckverlust, der durch das Anheben des Materials entsteht. Exakt betrachtet sollte in der lotrechten Förderleitung ein anderer Druckverlustbeiwert  $\lambda_Z$  verwendet werden als in der Waagerechten, da hier die Wandreibung geringer ausfällt. Allerdings wird der Druckverlust bei der Verwendung von  $\lambda_Z$  der waagerechten Förderleitung höher eingeschätzt als die Realität dies zeigt. Die Resultate aus dieser Annahme sind so vernachlässigbar, da die Förderanlagen dennoch voll funktionsfähig sind [2.12]:

$$\Delta p_H = \Delta h \cdot \pi \cdot \frac{c}{w} \cdot \rho_L \cdot g \quad \{ 2.21 \}$$

Das o. g. Geschwindigkeitsverhältnis  $c/v$  beträgt dabei nach [2.13] für staubförmige Schüttgüter wie beispielsweise Flugasche 0,8 und für körnige Schüttgüter wie Getreide 0,7.

Alle o. g. Druckverluste lassen sich verallgemeinert zu einer Formel zusammenfassen. Die komplette Herleitung ist in [2.11] zu finden:

$$\Delta p = \Delta p_L + \Delta p_H + \Delta p_B + \Delta p_R + \Delta p_K \quad \{ 2.22 \}$$

$$\Delta p = \frac{\rho_L}{2} \cdot w^2 \cdot (K_L + \mu \cdot K_S) \quad \{ 2.23 \}$$

Mit

$$K_L = \lambda \cdot \frac{\Delta l}{d} \quad \{ 2.24 \}$$

sowie

$$K_S = \lambda_Z \cdot \frac{\Delta l_1}{D} \cdot \frac{\Delta l}{\Delta l_1} + \frac{2 \cdot \Delta h \cdot g}{v^2 \cdot \frac{c}{w}} + 2 \cdot \frac{c}{w} \cdot \left( 1 + \frac{i}{2} \right) \quad \{ 2.25 \}$$

Der Leerlaufdruckverlust einer Anlage wird nur einmalig bestimmt. Hingegen ist der deutlich größere Druckverlust durch die Schüttgutförderung von dem transportierten Material, der Beladung, dem Gutmassenstrom und der Fördergeschwindigkeit abhängig. Es ist zudem notwendig den Druckverlustbeiwert  $\lambda_Z$  für ein bestimmtes Material in einem Technikum zu ermitteln. Je nach Material variiert der Druckverlust. Der Grund hierfür ist die hohe Variabilität der in Kapitel 1.2 genannten Gutparameter.

### 3 Versuchsdurchführung an der Förderanlage

Im Technikum der FLSmidth Hamburg GmbH befindet sich die in Kapitel 1.3.1 beschriebene Druckgefäßanlage, die für die Bestimmung des Druckverlustbeiwertes  $\lambda_z$  verwendet wird. Um diesen Beiwert zu ermitteln, werden an Anfang und Ende von zwei je 24 m langen Messstrecken die Förderleitungsdrücke als Überdrücke gegenüber dem Atmosphärendruck gemessen.

Der Versuchsablauf für ein beliebiges Schüttgut ist in Diagramm 3 dargestellt. Für die untersuchte Glattrohrströmung werden die rot unterlegten Blöcke in dem Fließbild ignoriert, da sich die Versuche auf eine Leerrohrströmung beschränken.

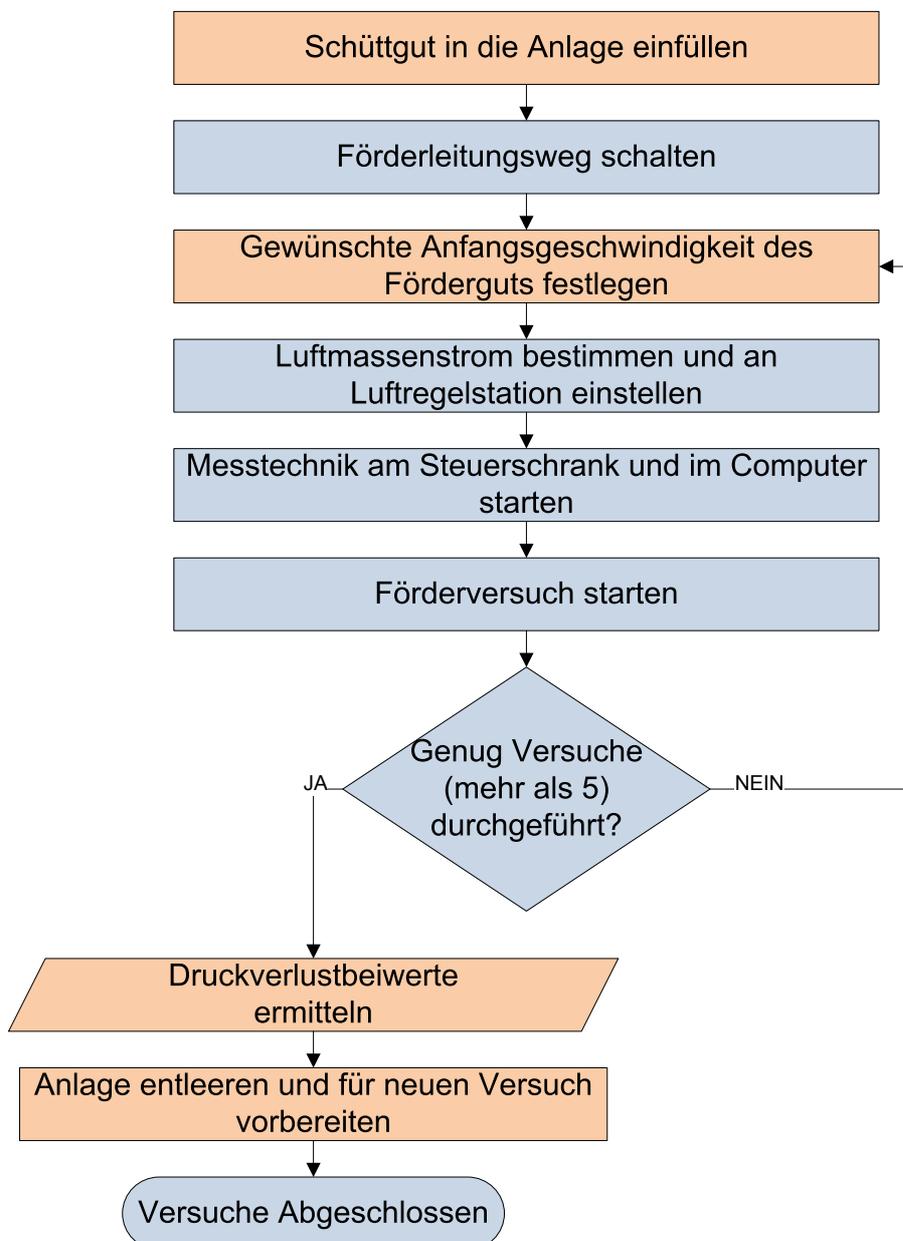


Diagramm 3 – Fließbild Förderversuch in Druckgefäßanlage

### 3.1 Messung der Druckverluste

Um die benötigten Drücke für die Auslegung von pneumatischen Förderanlagen zu erhalten (siehe Kapitel 5.4) sind entlang der Förderleitung der Versuchsanlage mehrere Drucktransmitter vorhanden. Diese sind mit einer ½-Zoll Gewindebuchse rechtwinklig an die Förderleitung montiert und messen auf diese Weise den statischen Druck in der Förderleitung.

Tabelle 2 zeigt die Position der Drucktransmitter bezogen auf den Förderweg und in kartesischen Koordinaten, welche für die Einbindung der Druckmesspunkte in das Simulationsprogramm genutzt wurden. Bei der Simulation werden die Drücke im Gegensatz zum praktischen Versuch in der Mittelachse des Rohres gemessen. Der Koordinatenursprung ist der Zeichnung in Anhang 2 zu entnehmen.

Tabelle 2 – Position der Messpunkte an der Glattrohrleitung DN 80

Messpunkt	Förderweg [mm]	X-Koordinate [mm]	Y-Koordinate [mm]	Z-Koordinate [mm]	KKS-Nummer	Bemerkung
P1	18 610	-7 930	13 800	200	3B4	Für Regelung $p_{FLTG}$
P2	30 610	-11 530	19 506	4 862	3B5	Beginn Messstrecke 1
P3	42 610	-35 530	19 506	4 862	3B6	Ende Messstrecke 1
P4	80 610	-35 530	19 306	4 862	3B7	Beginn Messstrecke 2
P5	92 610	-11 530	19 306	4 862	3B8	Ende Messstrecke 2

## **3.2 Messtechnik**

Im Folgenden werden die in der Anlage verwendeten Messprinzipien für Druck, Luftmassenstrom und Behälterfüllung erläutert. Sofern vorhanden werden hier die Kraftwerks-Kennzeichnungssystem-Nummern (kurz KKS-Nummern) für die jeweiligen Anlagenkomponenten angegeben.

### **3.2.1 Druckmesstechnik**

Bei den verwendeten Drucktransmittern handelt es sich um das Fabrikat WIKA S-10. Diese haben unterschiedliche Messbereiche, welche in der Versuchsanlage zwischen 0 bis 500 mbar und 0 bis 4 bar liegen. Auf der Förderleitung haben alle Drucktransmitter eine Messspanne von 0 bis 4 bar. Die Transmitter geben ein Signal von 4 bis 20 mA an den Steuerschrank der Druckgefäßanlage sowie den Mess- und Auswertecomputer weiter. Die Messunsicherheit beträgt 0,5 % der Messspanne. Dies entspricht einer Messungenauigkeit von 20 mbar. Zudem sind die Signale durch ein starkes Rauschen überlagert, welches aus der nahe der Versuchsanlage befindlichen Langwellenfunkanlage stammt. Die Drücke werden arithmetisch gemittelt. Dadurch kann das Rauschen größtenteils eliminiert werden. Im Steuerschrank wird mit geeigneten Steuerelementen mit Hilfe des Druckes  $P_1$  der Förderleitungsdruck gesteuert (Kapitel 1.3.3). Die Drücke  $P_2$  bis  $P_5$  werden für die Auslegung von Förderanlagen verwendet und im Mess- und Auswertecomputer aufgezeichnet (Kapitel 1.3.5).

Im Computer werden alle Signale der Drucktransmitter von einem Analog/Digital-Wandler mit einer Genauigkeit von 16 Bit aufgenommen und in digitale Werte umgewandelt. Diese werden dann mit Hilfe des Computerprogramms DasyLab ausgewertet. Die Software erlaubt eine sequentielle Auswertung der Daten, wodurch arithmetisch gemittelte Drücke aus den aufgenommenen Werten berechnet werden können.

### 3.2.2 Messung und Regelung des Luftmassenstromes

Um den Luftmassenstrom  $\dot{m}_L$  möglichst exakt zu regeln wird dieser mit einer Messblende gemäß DIN EN ISO 5167 gemessen.  $\dot{m}_L$  wird für die Auslegung der Förderanlage, insbesondere für die Berechnung der Beladung  $\mu$ , benötigt. Innerhalb der letzten Jahre wurde die Messtechnik mehrfach auf verschiedene Arten überprüft. Alle Verfahren, auf die in Kapitel 3.2.5 eingegangen wird, zeigen eine Abweichung des Massenstromes von maximal +/- 5 % zum Sollwert. Zusätzlich wird in Kapitel 3.2.4 noch die Messunsicherheit der Messblende nach DIN EN ISO 5167 betrachtet.

Die gesamte Schaltung der Regelstrecke ist als Ausschnitt aus Anhang A in Abbildung 11 dargestellt. Die im Technikum vorhandene Regelstrecke ist in Abbildung 12 zu erkennen. In Abbildung 11 ist die Regelstrecke schematisch dargestellt, wobei einige Bauteile in dem mit **Regelung** beschrifteten Kasten zusammengefasst sind. Die Regelstrecke setzt sich aus folgenden Bauteilen zusammen:

- a) Zwei Messblenden für unterschiedliche Messbereiche, welche über zwei Drei-Wege-Ventile geschaltet werden können. Der Messbereich der kleinen Blende mit einem Innendurchmesser von 11,5 mm beträgt von 0,57 bis 3,61 kg/min. Hingegen hat die große Blende einen Messbereich von 2,59 bis 16,11 kg/min mit einem Blendendurchmesser von 27,3 mm.
- b) Zwei pneumatische Messumformer. Mit diesen wird aus den vor und hinter der Messblende gemessenen Werten der Differenzdruck gegenüber dem Vordruck berechnet.
- c) Ein pneumatischer Computer, welcher aus dem Differenzdruck der Messblende sowie dem Druck weit vor der Blende den Massenstrom bei konstanter Temperatur ( $T = 293 \text{ K}$ ) bestimmt.
- d) Ein PI-Regler, welcher den Sollwert vom Luftmassenstrom (in %) mit dem Ist-Wert vergleicht und dann das pneumatische Stellventil Größe DN 25 ansteuert.

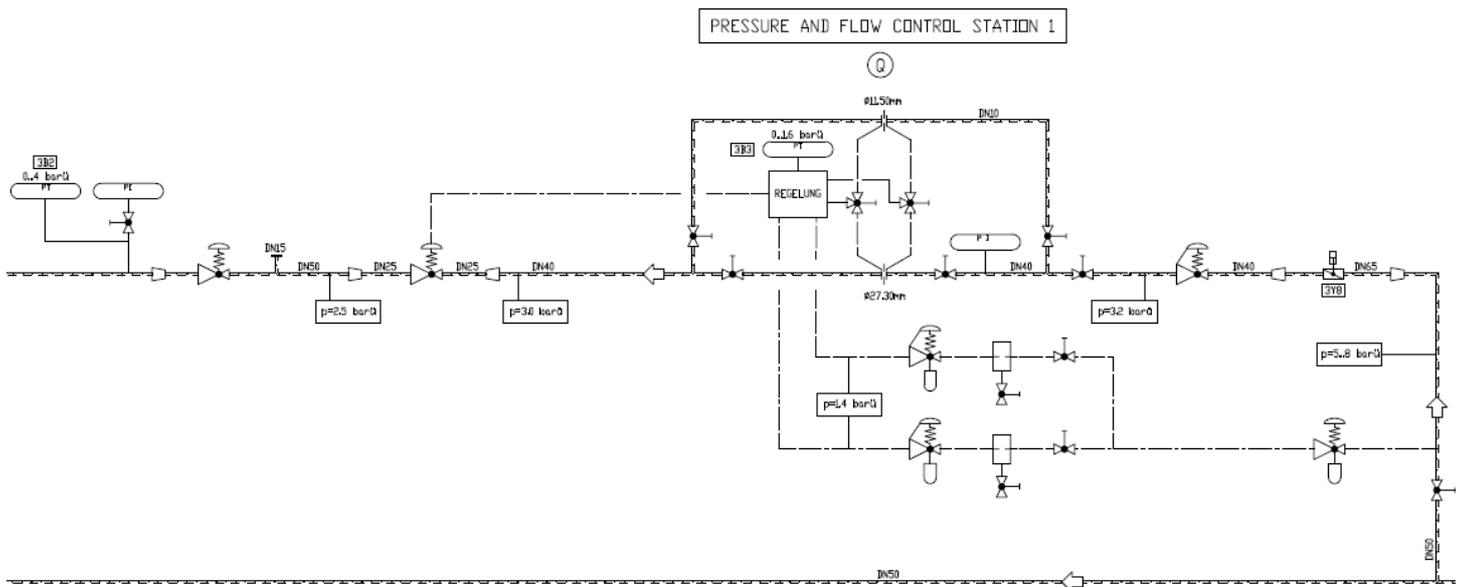


Abbildung 11 — Ausschnitt P+ID für Luftmengenregelstation (Eigentum FLSmidth Hamburg GmbH)



Abbildung 12 — Luftmassenstrom-Regelstrecke — Technikum FLSmidth Hamburg GmbH

Nach dem pneumatischen Stellventil (in Abbildung 12 grau nach der Rohrzusammenführung) befindet sich ein Druckminderer, welcher den Druck vor dem Druckgefäß und der Förderleitung auf 2,5 bar begrenzt. Um das Stellventil wird die Luftleitung eingeschnürt, damit die Ventilautorität höher ist.

Bei der Ventilautorität  $\alpha_v$  handelt es sich um einen analogen Wert, der beschreibt, wie sich die Stellung des Ventils auf den Durchfluss durch die gesamte Anlage verhält. Maximal kann  $\alpha_v$  einen Wert von 1, minimal von 0 annehmen. Eine hohe Ventilautorität bedeutet, dass das Ventil eine bedeutende Auswirkung auf den Massenstrom besitzt. Ein solches Ventil kann gut für eine Regelung

verwendet werden. Der Regelbereich verteilt sich auf einen großen Stellbereich des Ventils. Dieser große Stellbereich ermöglicht eine feine Einstellung.

Bei einem Ventil mit geringer Ventilautorität ist der Stellbereich, in dem sich der Massenstrom in der Anlage ändert, sehr klein. Solche Ventile werden oft nur zum Absperren verwendet. Der Stellbereich lässt sich nicht fein genug auflösen, um ein gutes Regelverhalten zu erzielen. Durch die Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit im Ventil kann die Ventilautorität erhöht werden, da hierdurch der Druckverlust im Ventil steigt. Aus diesem Grund wird in der o. g. Regelstrecke eine Reduzierung dem Regelventil vor- und nachgeschaltet.

Der vom pneumatischen Computer ausgegebene Druck ist proportional zum Quadrat des Massenstromes. Dieser Druck wird über den Drucktransmitter **3B2** an den Mess- und Auswertecomputer übergeben. Dieser Messwert wird dann im Mess- und Auswertecomputer in einen Massenstrom umgerechnet und an das Programm Dayslab übergeben. Mit dem Programm kann ein mittlerer Massenstrom bestimmt werden.

### ***3.2.3 Messung des Silo- und Druckgefäßinhaltes***

Um den Massenstrom des Materials und somit die Beladung  $\mu$  zu berechnen, wird das Gewicht von den Vorbehältern und dem Druckgefäß gemessen. Diese Messung erfolgt kontinuierlich mit einer Frequenz von 2 Hz. Damit kann zu gewissen Zeitpunkten ein Gewicht bestimmt und daraus wiederum ein Massenstrom errechnet werden.

Hierfür werden sogenannte Wägezellen verwendet. Diese sind unter den Tragpratzen oder Beinen der Behälter montiert. In die Wägezellen sind Dehnungsmessstreifen eingebaut, mit denen die Längenänderung der Wägezelle aufgenommen wird. Eine integrierte Elektronik nimmt die Diagonalspannung einer Wheatstoneschen Brückenschaltung auf. Darin sind die in den Wägezellen verwendeten Dehnungsmessstreifen als Vollbrücke eingebaut. Durch einen Messumformer wird dieses Spannungssignal in ein Stromsignal von 4 bis 20 mA umgewandelt. Eine weitere Elektronik nimmt die Messwerte der einzelnen Wägezellen eines Gefäßes auf und addiert diese zu einem Gesamtgewicht. Das Gesamtgewicht wird wiederum in ein Stromsignal von 4 bis 20 mA umgewandelt und an den Steuerschrank sowie den Mess- und Auswertecomputer übermittelt. Über die Software DasyLab kann dann der Massenstrom des Fördergutes bestimmt werden.

Bei dem Druckgefäß kommt zudem eine Füllstandssonde zum Einsatz. Aufgrund der unterschiedlichen Schüttdichten der untersuchten Materialien ist es nicht möglich nur allein aus dem Gewicht des Druckgefäßes auf dessen Füllstand zu schließen. Im Versuchsstand kommt ein Stimmgabel-Messgerät zum Einsatz. Eine integrierte Steuerung versetzt die Stimmgabel in Vibration. Sobald die Stimmgabel, welche ca. 200 mm in das Gefäß vom Klöpperboden aus hineinreicht, von Schüttgut umgeben ist, sinkt die Amplitude der Schwingung. Wird dies von der Steuerung ermittelt, schaltet der Füllstandsmelder auf „voll“ und sendet ein entsprechendes Signal an die Steuerelemente im Steuerschrank. Daraufhin wird das Füll- sowie Abluftventil am oberen Teil des Druckgefäßes geschlossen um die Füllung des Druckgefäßes zu stoppen. Erst wenn diese Ventile geschlossen wurden, kann eine Förderung gestartet werden, da diese Ventile das Druckgefäß druckfest verschließen.

### **3.2.4 Fehlerbetrachtung der Messtechnik**

In diesem Abschnitt wird auf die Messunsicherheit der Blendenmessung eingegangen. Jede Messung ist stets mit Messfehlern behaftet. Dies können systematische oder zufällige Messfehler sein. Zu den zufälligen Messfehlern zählen u.a. plötzliche Druckschwankungen. Hingegen treten systematische Messfehler immer dann auf, wenn ein Messprinzip nicht konsequent angewendet wird. So kann eine einmalig falsch berechnete  $\beta$ -Zahl bei einer Messblende sich immer gleich auf die Berechnung von Massenströmen auswirken.

Vor allem unter dem Gesichtspunkt der Ergebnisvalidierung ist die durchgeführte Fehlerbetrachtung wichtig. Ein besonderes Augenmerk wird hierbei auf die Durchflussmesstechnik gelegt. Der sich daraus ergebende Fehler im Massenstrom wird auf den Messfehler im Druckverlust in der Förderleitung extrapoliert. Der Massenstrom wird nach DIN EN ISO 5167 mit einer Blende gemessen und berechnet sich nach Gleichung { 3.1 }. Um Überschneidungen in den Einheitensymbolen zu vermeiden, wurden alle Einheitensymbole der o. g. Norm an die entsprechenden in dieser Ausarbeitung verwendeten angepasst:

$$\dot{m} = \frac{c}{\sqrt{1-\beta^4}} \cdot \varepsilon \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d^2 \sqrt{2 \cdot \Delta p \cdot \rho_1} \quad \{ 3.1 \}$$

Um mit dieser Formel den Massenstrom zu berechnen werden vorher einige Parameter berechnet. Diese werden in den Formeln { 3.2 } bis { 3.7 } aufgeführt. Dabei beschreibt  $\beta$  das Öffnungsverhältnis der Blende:

$$\beta = \frac{d}{D} \quad \{3.2\}$$

Der Faktor  $C$  ist der Durchflusskoeffizient:

$$\begin{aligned} C = & 0,5961 + 0,0261 \cdot \beta^2 - 0,216 \cdot \beta^8 + 0,000521 \cdot \left(\frac{10^6 \cdot \beta}{Re_D}\right)^{0,7} \\ & + (0,0188 + 0,0063 \cdot A) \cdot \beta^{3,5} \cdot \left(\frac{10^6 \cdot \beta}{Re_D}\right)^{0,3} \\ & + (0,043 + 0,080 \cdot e^{-10 \cdot L_1}) \cdot (1 - 0,11A) \cdot \frac{\beta^4}{1 - \beta^4} \\ & - 0,031 \left(M'_2 - 0,8 \cdot M_2^{1,1}\right) \cdot \beta^{1,3} + 0,011(0,75 - \beta) \cdot \left(2,8 - \frac{D}{25,4}\right) \end{aligned} \quad \{3.3\}$$

Darin sind

$$L_1 = L'_2 = \frac{25,4}{D} \quad \{3.4\}$$

$Re_D$  die auf den Durchmesser  $D$  bezogene Reynoldszahl gemäß Formel { 2.12 }.

$$M'_2 = \frac{2 \cdot L'_2}{1 - \beta} \quad \{3.5\}$$

$$A = \left(\frac{19000 \beta}{Re_D}\right)^{0,8} \quad \{3.6\}$$

$\varepsilon$  ist die Expansionszahl, die immer dann angewendet wird, wenn das Fluid als kompressibel anzusehen ist. Dies gilt insbesondere für Luft.

$$\varepsilon = 1 - (0,351 + 0,256 \cdot \beta^4 + 0,93 \cdot \beta^8) \cdot \left[1 - \left(\frac{p_2}{p_1}\right)^{1/\kappa}\right] \quad \{3.7\}$$

Der Massenstrom  $\dot{m}_L$  kann mit Hilfe der Drücke  $p_1$  und  $\Delta p$  ermittelt werden. Hierzu müssen die o. g. Parameter der Formeln { 3.2 } bis { 3.7 } bekannt sein. Die Dichte  $\rho_1$  wird aus dem Druck  $p_1$  weit vor der Blende mit Hilfe des Idealen Gasgesetzes { 2.2 } ermittelt. Die Parameter der o. g. Formeln stehen fest, wenn die Messtechnik erstmalig aufgebaut und geprüft wurde.

Der Druckverlust in der Förderleitung ist proportional zum Quadrat des Massenstromes, wie Gleichung { 3.8 } zeigt:

$$\Delta p \sim \dot{m}^2 \quad \{ 3.8 \}$$

Dadurch ergibt sich eine Abhängigkeit der Messunsicherheit  $\delta\Delta p$  im Druck von:

$$\frac{\delta\Delta p}{\Delta p} = \left( \frac{\Delta\dot{m}}{\dot{m}} \right)^2 \quad \{ 3.9 \}$$

Durch die DIN EN ISO 5167 ist eine Abschätzung des Fehlers in der Berechnung des Massenstromes wie folgt gegeben.

$$\frac{\Delta\dot{m}}{\dot{m}} = \sqrt{\left(\frac{\Delta C}{C}\right)^2 + \left(\frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon}\right)^2 + \left(\frac{2\beta^4}{1-\beta^4}\right)^2 \left(\frac{\Delta D}{D}\right)^2 + \left(\frac{2}{1-\beta^4}\right)^2 \left(\frac{\Delta d}{d}\right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\delta\Delta p}{\Delta p}\right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\Delta\rho_1}{\rho_1}\right)^2} \quad \{ 3.10 \}$$

Um dies zu berechnen werden folgende Werte angenommen bzw. ermittelt. Folgende Werte wurden der o. g. Norm entnommen:

$$\frac{\Delta D}{D} \leq 0,4\%$$

$$\frac{\Delta d}{d} \leq 0,05\%$$

Für den Fehler von C muss zuerst das Öffnungsverhältnis  $\beta$  bestimmt werden. Dies geschieht in diesem Fall für die größere Blende, welche während aller Versuche verwendet wurde. Aus der Anlage sind bekannt:

$$D = 43,1 \text{ mm}$$

$$d = 27,5 \text{ mm}$$

Damit ergibt sich  $\beta$  zu:

$$\beta = \frac{27,5}{43,1} = 0,638$$

Aus der o. g. Norm lässt sich die Formel entnehmen, mit der die Unsicherheit im Durchflusskoeffizienten C bestimmt werden kann:

$$\frac{\Delta C}{C} = (1,667 \cdot \beta - 0,5) \% = (1,667 \cdot 0,638 - 0,5) \% = 0,563\% \quad \{ 3.11 \}$$

In der Messblende können Reynoldszahlen von weniger als 10 000 auftreten. Daher muss analog der o. g. Norm der Fehler  $\frac{\Delta C}{C}$  noch um 0,5 % erhöht werden. Dies erfolgt insbesondere auf Grund der geringen Abmessungen der Blende.

Die Unsicherheit von  $\frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon}$  wird vorerst zu 0,5 % abgeschätzt. Eine exakte Bestimmung nach Norm ist nicht gegeben.

Der Fehler für die Druckentnahme  $\frac{\delta \Delta p}{\Delta p}$  wird schätzungsweise mit dem Wert 0,5 % angenommen. Hierbei wird sich an der Messunsicherheit der Drucktransmitter Fabrikat Wika S-10 orientiert. Diese haben eine Messunsicherheit von 0,5 % der Messspanne.

Der Fehler der Dichte  $\frac{\Delta \rho_1}{\rho_1}$  wird über die Schwankung der Lufttemperatur bestimmt. Diese geht fest eingestellt immer mit 298 K in die Steuerung der Anlage ein. Eine Schwankung von  $\pm 10$  K ist allerdings aufgrund der Temperaturen in der Versuchshalle nicht auszuschließen. Damit ergibt sich die Unsicherheit in der Dichte über das Ideale Gasgesetz { 2.2 } zu:

$$\frac{\Delta \rho_1}{\rho_1} = \frac{\Delta T_1}{T_1} = \frac{10 \text{ K}}{298 \text{ K}} = 3,36\%$$

Mit diesen angenommenen und ermittelten Werten ergibt sich die Unsicherheit im Massenstrom zu:

$$\frac{\Delta \dot{m}}{\dot{m}} = \sqrt{(1,163\%)^2 + (0,5\%)^2 + \left(\frac{2 \cdot 0,638^4}{1 - 0,638^4}\right)^2 (0,4\%)^2 + \left(\frac{2}{1 - 0,638^4}\right)^2 (0,05\%)^2 + \frac{1}{4} (0,5\%)^2 + \frac{1}{4} (3,36\%)^2}$$

$$\frac{\Delta \dot{m}}{\dot{m}} = 2,13\%$$

Die Druckverluste in der Förderleitung können also aufgrund der Messunsicherheit des Massenstromes mit einem Fehler von

$$\frac{\delta\Delta p}{\Delta p} = \left(\frac{\Delta\dot{m}}{\dot{m}}\right)^2 = (2,13\%)^2 = 4,56\%$$

betrachtet werden. Dieser Wert wird auf 5 % aufgerundet. Dadurch wird auch ein Teil der nicht weiter ermittelten Unsicherheit in der Regelung berücksichtigt.

### **3.2.5 Durchgeführte Vergleichsmessungen**

Im Laufe der letzten Jahre wurden mehrere Messungen durchgeführt, um die Genauigkeit der Luftregelstation zu bestimmen. Diese Messungen waren praktischer Natur und bedienten sich unterschiedlicher Messprinzipien. Protokolle zu diesen Vergleichsmessungen waren nicht einsehbar, die Ergebnisse wurden in einem Gespräch von dem Anlagenführer erläutert.

#### 1. Vergleichsmessung durch zweite Messblende

Die erste Untersuchung wurde nach dem Neuaufbau der Anlage in Pinneberg durchgeführt. Hierfür wurde eine zweite Blende hinter dem 2,5 bar Druckminderer eingebaut und die Luft danach in die Umgebung abgeblasen. Die Messung der Differenzdrücke erfolgte mit Hilfe von U-Rohr-Manometern.

#### 2. Messung mit Kompressormassenstrom

Im Druckluft-Werksnetz der FLSmidth Hamburg GmbH wird ein Schraubenspindelverdichter eingesetzt. Dieser versorgt normalerweise einen Windkessel, welcher Druckschwankungen im Werksnetz ausgleicht. Dadurch wird vermieden, dass der Kompressor kontinuierlich betrieben werden muss. Für diese Messung wurde der Kompressor direkt an die Luftregelstation angeschlossen und auf seinen maximalen Luftmassenstrom eingestellt. Die Luftregelstation wurde dann auf einen Soll-Wert von 100 % eingestellt. Der dann an dem Regler angezeigte Ist-Wert der Luftregelstation lag innerhalb der Fertigungsabweichung des Kompressors von 5 %.

### 3. Windkesselinhalt

Eine weitere Vergleichsbetrachtung war die Berechnung der ausgeströmten Masse über den Windkessel. Hierzu wurde das gesamte Werksnetz gesperrt, damit die Luft nur noch an die Luftregelstation gelangt. Zudem wurde der Verdichter abgeschaltet, nachdem dieser den Windkessel auf den maximalen Druck  $p = 7$  bar gebracht hatte. Über den Druck, das bekannte Rohrleitungs- und Windkesselvolumen sowie die Raumtemperatur wurde dann auf die Luftmasse geschlossen.

Anschließend wurde ein Luftmassenstrom an der Regelstation fest eingestellt und über eine festgelegte Zeit abgeblasen. Nach dieser Zeit wurde erneut die Luftmasse berechnet, wodurch sich der Massenstrom über die gemessene Zeit ermitteln ließ. Auch diese Messung ergab ein zufriedenstellendes Ergebnis mit einer Abweichung von weniger als 5 %.

### 4. Messung über Glühfadenanemometer

Für ein aktuelles Kundenprojekt wird eine genauere Messtechnik benötigt, welche insbesondere kleine Massenströme genau messen kann. Diese sieht auch ein Glühfadenanemometer vor. Über die an einem Glühdraht abgeführte Wärmemenge wird auf den Massenstrom der Luft geschlossen. Der Glühdraht wird von Luft umströmt und so abgekühlt. Mit Hilfe eines Referenzdrahtes, welcher auf die gleiche Temperatur eingestellt aber nicht umströmt wird, kann auf die Kühlleistung und so auf den Massenstrom geschlossen werden.

Alle vier hier beschriebenen Versuche zeigten eindeutig, dass die Luftregelstation innerhalb einer Genauigkeit von  $\pm 5$  % betrieben wird. Dieser Wert schließt die nach Kapitel 3.2.4 bestimmte Messunsicherheit im Massenstrom ein. Daher wird für die Auswertung eine Abweichung von  $\pm 5$  % im Druckverlust als tolerabel angenommen.

### 3.3 Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung erfolgt wie in Diagramm 3 dargestellt. Hierbei werden 7 Massenströme eingestellt und in einzelnen Versuchen aufgenommen. Bei den Massenströmen wurden Werte gewählt, die bei dieser Anlage auch für pneumatische Förderversuche verwendet werden. Der Messbereich erstreckt sich von 6 kg/min bis zu 12 kg/min, in Schritten von je 1 kg/min.

Während des gesamten Versuches wird die Filterabsaugung nicht aktiviert, wodurch sich ein leichter Überdruck im Vorbehälter einstellt. Bevor die Messungen durchgeführt werden, wird der Förderweg in allen Rohren bei maximalem Luftmassenstrom durchgeblasen um evtl. in der Leitung befindliches Material zu entfernen. Dabei wurden auch die Turbuflow-Leitungen durchgeblasen, damit sich kein Restmaterial in den Y-Stücken entlang des Förderweges mehr befindet. Die Druckluft wird direkt über die Bypassklappe „Verstopferbeseitigung“ auf die Förderluft-Ringkammer gegeben. Anschließend wird der Förderweg wieder so geschaltet, dass die Luft nur noch über die Glattrohrleitung geführt wird (siehe Abbildung 7).

Während des Versuches wird die Luft wie beim Freiblasen der Leitung über die Bypassklappe auf die Förderluft-Ringkammer gegeben. Der Luftmassenstrom wird über die Luftregelstation eingestellt. Anschließend wird am Computer eine Messung mit einer Abtastrate von 2 Hz gestartet und die manuelle Hauptluftklappe geöffnet. Dadurch strömt die Luft über die Förderluft-Ringkammer in die Förderleitung. Nachdem der Luftmassenstrom eingeregelt ist, wird die Messung weitere 60 Sekunden durchgeführt, bevor die Luft abgeschaltet wird.

Mit Hilfe der Software DasyLab werden die im Anhang C angefügten Diagramme sowie die dazu gehörigen Auswertungsblätter von Anhang D erstellt. Aus den Auswertungsblättern werden der mittlere Luftmassenstrom  $\dot{m}_L$  sowie die gemittelten Drücke  $P_1$  bis  $P_5$  entnommen. Tabelle 3 zeigt die aufgenommenen Messwerte. In Diagramm 4 sind die aufgenommenen Kurven  $\Delta p = f(\dot{m}_L)$  aufgetragen. Aufgrund der relativ ungenauen Einstellmöglichkeit am Regler weichen die Massenströme von den glatten Sollwerten etwas ab.

Tabelle 3 – Druckverluste in der Glattrohrleitung DN 80

Luftmassenstrom [kg/min]	5,94	6,92	7,96	8,57	9,67	10,8	11,5
p1 [mbar]	52	64	80	88	106	129	141
p2 [mbar]	51	63	76	83	99	118	129
p3 [mbar]	45	53	66	72	85	102	110
p4 [mbar]	25	30	37	40	49	58	64
p5 [mbar]	21	23	28	31	35	42	44

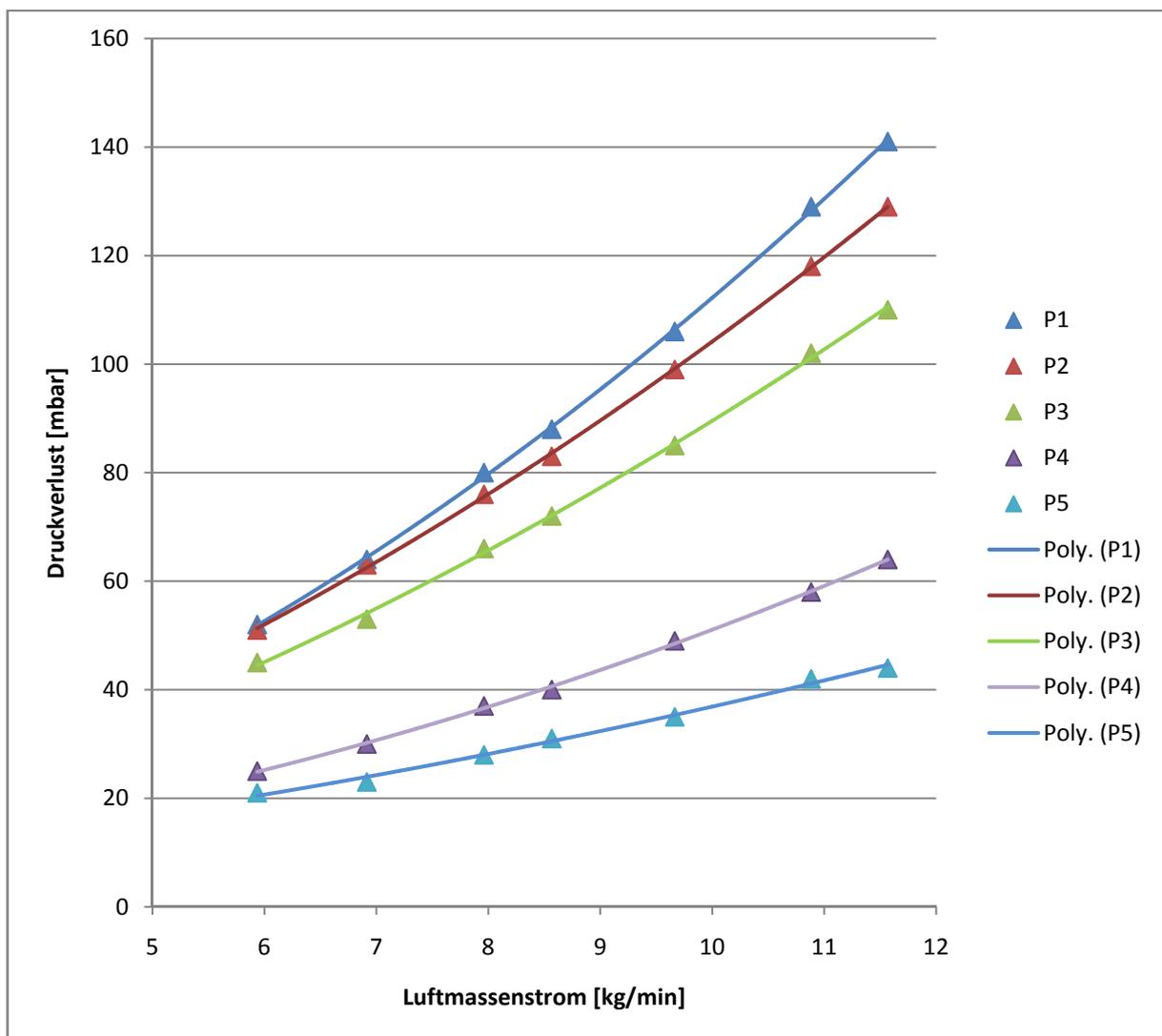


Diagramm 4 – Druckverlust in der Glattrohrleitung über den Massenstrom

## 4 *Numerische Simulation*

Im Rahmen dieser Ausarbeitung erfolgt für das Projekt SimPneuTrans eine numerische Strömungssimulation der Glattröhreleitung. Hierfür wird die Software Star-CCM+ von CD-Adapco verwendet.

Die numerische Simulation kann grob in drei Abschnitte eingeteilt werden:

1. Netzgenerierung
2. Pre-Processing
3. Solving
4. Post-Processing

Häufig wird dem Pre-Processing noch die Generierung des Berechnungsnetzes angegliedert. Die Netzgenerierung ist vielmehr eine Schnittstelle vom CAD-Programm zum CFD-Programm vor dem Pre-Processing. Dabei wird das häufig nur aus wenigen Volumina bestehende Strömungsgebiet in viele Einzelvolumina zerlegt. Diese dienen als diskrete Berechnungsvolumina für die Finite-Volumen-Methode (im Folgenden FV-Methode genannt). Auf jedes der diskreten Volumina werden die Navier-Stokes-Gleichungen, oder deren Abwandlungen, angewendet. Viele Programme zur Netzgenerierung sind heute interaktiv und ermöglichen auf diese Weise eine effektive und schnelle Vernetzung. Bei den erstellten Netzen wird nach strukturierten, blockstrukturierten und unstrukturierten Netzen unterschieden.

Das Pre-Processing beschreibt die Zusammenführung und Auswahl von passenden Modellgleichungen, um die Strömung möglichst exakt abzubilden. Oft wird das Zusammenführen der Gleichungen durch das CFD-Programm unterstützt. Dies ist insbesondere hilfreich, wenn einige Rechenmodelle durch andere vorausgesetzt werden. Ein Beispiel hierfür ist das Ideale Gasgesetz, welches ohne die Berechnung einer Temperatur nicht verwendet werden kann. Zum Pre-Processing gehört auch die Definition der Randbedingungen. Die Randbedingungen werden derart gewählt, dass die Berechnung durchgeführt werden kann. Die auf diese Weise erstellten Matrizen eines nichtlinearen Gleichungssystems dürfen nicht singulär sein.

Beim Solving werden die im Pre-Processing gewählten physikalischen Modelle und Randbedingungen auf das Berechnungsnetz angewendet. Die Nichtlinearität der verwendeten Gleichungen, die dem

Gleichungssystem zugrunde liegen, erfordert hier ein iteratives Vorgehen. Nichtlineare Gleichungen sind u.a. die Navier-Stokes-Gleichungen und die Gleichungen der Turbulenzmodelle.

Für das Lösen dieser Gleichungssysteme stehen unterschiedliche Solver zur Verfügung. Die Solver arbeiten häufig in zwei Schichten, den inneren und den äußeren Iterationen. Die äußeren Iterationen werden vom Benutzer vorgegeben, ihre Anzahl richtet sich u.a. nach dem Berechnungsmodell und der gewünschten Genauigkeit. Sie dienen dazu, die Werte der Geschwindigkeiten und der Massenerhaltung zu bestimmen. Durch die inneren Iterationen werden die Druckkorrektur sowie ggf. weitere chemische Spezies und Volumenanteile bei Mehrphasenströmungen bestimmt. Erst wenn die inneren Iterationen ein ausreichend gutes Ergebnis liefern, die Residuen um wenigstens eine Größenordnung gefallen sind, werden diese Daten in die gesamte Rechnung übertragen. Anschließend wird eine äußere Iteration durchgeführt und das gesamte Gleichungssystem gelöst.

Zudem unterscheidet man zwischen gekoppelten und nicht-gekoppelten (segregated) Solvern. Letztere lösen die Geschwindigkeitsfelder sowie die Impulserhaltung für alle drei Raumrichtungen getrennt voneinander. Die gekoppelten Solver sind i. d. R. genauer, da sie bestimmte Terme mit berücksichtigen. Diese Terme werden von den nicht-gekoppelten Solver vernachlässigt. Dafür sind die gekoppelten Solver aber auch deutlich langsamer und finden Ihre Anwendung oft nur bei stark kompressiblen Strömungen wie z. B. Überschallströmungen. Bei schwach kompressiblen Strömungen wie in diesem Fall reicht es hingegen aus einen nicht-gekoppelten Solver zu verwenden.

Um die Simulationsdaten auswerten zu können, muss der Post-Processor verwendet werden. Dieser greift auf ausgewählte Teile des Berechnungsnetzes zu. Auf diese Weise können diverse Operationen ausgeführt werden. Zu diesen gehören u.a. Volumen- und Flächenintegrale, Drehmomente und Anderes. Zudem kann relativ schnell eine anschauliche Visualisierung der Strömung erzeugt werden. Alle so ermittelten Daten werden einer Prüfung unterzogen. Durch Modellfehler und eine falsche Diskretisierung können die Ergebnisse stark von der wirklichen Strömung abweichen.

## **4.1 Simulationsmodelle**

Für die Simulation müssen mehrere physikalisch-mathematische Modelle selektiert und kombiniert werden. Damit kann das Verhalten der turbulenten Strömung simuliert werden. Hierzu gehören unter anderem:

- Ein Modell der 3D-Geometrie des Rohrleitungsverlaufes
- Ein Modell für die Diskretisierung der erstellten 3D-Geometrie. Dies ist eine Methode, die Geometrie in Kontrollvolumina für die FV-Methode zu zerteilen.
- Modellansätze für die Nachbildung der physikalischen Vorgänge im Simulationsgebiet, insbesondere für
  - Turbulenzmodellierung
  - Erhaltungsgleichungen für Impuls und Masse
  - Realgasverhalten
  - Grenzschichtverhalten

Alle diese Modelle sind nur Approximationen an das reale Verhalten von Fluiden. Diese werden derart aufeinander abgestimmt, dass die durch die Simulation ermittelten Ergebnisse denen der realen Strömung möglichst nahe kommen.

Zuerst wird die Erstellung der 3D-Geometrie beschrieben. Anschließend erfolgt die Erstellung des Berechnungsnetzes sowie die Ermittlung der für die Turbulenzmodellierung benötigten Randschichtstärke. Es wird ebenfalls auf das Turbulenzmodell, die Modellierung der Wandrauigkeit sowie die gesetzten Randbedingungen eingegangen.

### **4.1.1 3D-Geometrie**

Die 3D-Geometrie wird benötigt um den Simulationsraum zu definieren. Für die Erstellung der 3D-Geometrie wird das CAD-Programm SolidWorks 2010 verwendet. Mit Hilfe der bei FLSmidth Hamburg vorhandenen Bauteilbibliothek wird der Leitungsverlauf modelliert.

Zuerst wird anhand von Zeichnungen sowie durch eigene Messungen ein Leitungsverlauf erstellt. Dieser wird in SolidWorks als *3D-Skizze*, ähnlich einer Rohrleitungsisometrie, aufgebaut. An den

Stellen, an denen Armaturen und T-Stücke im Leitungsverlauf zu finden sind werden als Konstruktionshilfe in der *3D-Skizze* Konstruktionspunkte positioniert.

Im nächsten Schritt werden alle Armaturen und bereits in der 3D-Datenbank vorhandenen Rohrformteile wie beispielsweise die Förderlufringkammer in ein Montagemodell zusammen mit der *3D-Skizze* eingefügt. Mit Hilfe der vorher in der *3D-Skizze* definierten Punkte können diese Armaturen genau positioniert werden. Rohrkompensatoren werden nicht in der 3D-Geometrie berücksichtigt, da diese bei der Versuchsanlage in Form von einfachen Gummikompensatoren vorliegen (siehe Abbildung 13). Deren Geometrie wird aufgrund ihrer Oberflächenkomplexität nicht simuliert und ist in 3D-CAD sehr schwer umzusetzen.



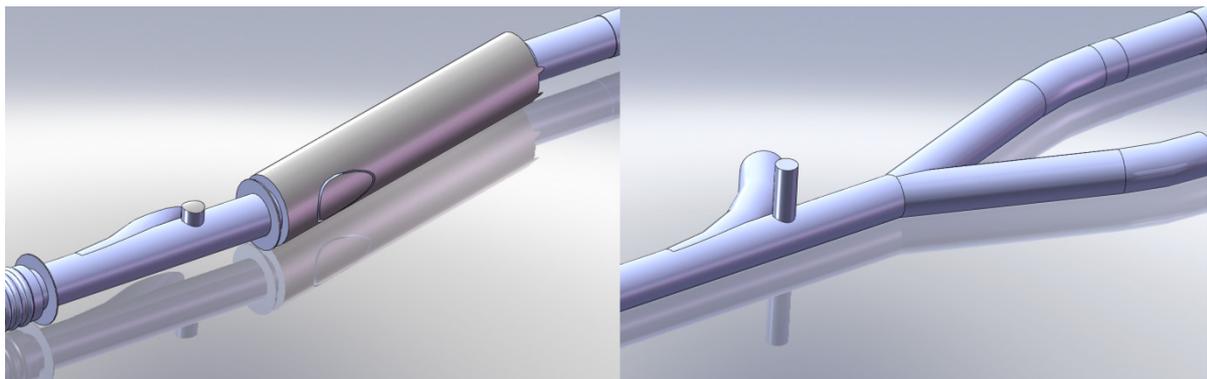
**Abbildung 13 – Rohrkompensator hinter der Förderlufringkammer**

Für die Konstruktion der Y-Stücke wird zuerst ein Sweep-Körper erstellt, welcher die Rohrgeometrie enthält. An diesem Sweep-Körper werden dann in einer Unterbaugruppe Flansche positioniert. Die Flansche sind als Normteile in der Bauteilbibliothek vorhanden. Diese Baugruppe wird dann mit Hilfe der in der *3D-Skizze* definierten Punkte an den Förderleitungsverlauf verknüpft.

Der Pralltopf am Auslauf der Förderleitung wird zunächst als volles Volumenmodell erstellt. Anschließend wird mit einem Offset-Feature, dem Feature *Wandung*, die Wandstärke erstellt, damit der Pralltopf als hohles Teil vorliegt. Dieses Feature verändert die Außengeometrie nicht und fügt in einem definierten Abstand eine weitere Oberfläche hinzu. Diese wird als Innengeometrie in das Bauteil eingefügt. Ebenso wie bei den Y-Stücken werden beim Pralltopf in eine Unterbaugruppe Flansche eingefügt.

Um den Förderleitungsverlauf komplett darzustellen werden sog. Flansch-Rohr-Flansch-Bauteile verwendet. Zuerst werden mit diesem Bauteil alle großen Abstände mit 6-Meter-Längen, dem üblichen Liefermaß für Rohre, versehen. Bei längeren geraden Strecken werden die Bauteile in SolidWorks mit einem Bauteilmuster vervielfältigt. Danach erfolgt das Ausmessen von Passlängen im Leitungsverlauf des 3D-Modells. Mit Hilfe dieser Passlängen werden die fehlenden Rohrstücke konfiguriert und verknüpft. Alle Rohre und Komponenten werden mit einem Offset von 3 mm positioniert, um jeweils die Dichtung zwischen den Flanschen zu berücksichtigen.

Zu allen Bauteilen wird entlang der *3D-Skizze* ein Sweep-Körper zusätzlich erstellt und in die Baugruppe eingefügt. Dieser wird später dazu genutzt, den Simulationsraum zu generieren. Dazu wird die Förderleitungsbaugruppe als Bauteil gespeichert, wodurch alle verwendeten Teile zu einzelnen Bodys umgewandelt werden. Diese Bodys werden mit Booleschen Operationen von dem Sweep-Körper des Simulationsraumes abgezogen. Anschließend noch vorhandene Modellfehler werden mit Hilfe von Extrusionen oder Rotationskörpern korrigiert. Ein Beispiel hierfür zeigt Abbildung 14.



**Abbildung 14 – Modellfehler vor und nach der Bearbeitung der 3D-Geometrie**

In SolidWorks erfolgt auch die Benennung der für das Pre-Processing benötigten Flächen, den Einström- und Ausströmflächen von Vorbehälter und Förderleitung. Nachdem dies durchgeführt ist, wird das Modell im STEP-Format gespeichert und im Simulationsprogramm Star-CCM+ importiert.

## 4.1.2 Berechnungsnetz

Für die FV-Methode ist es notwendig ein Netz aus diskreten Volumina zu erzeugen. Mit Hilfe dieser einzelnen Zellen ist es möglich die Navier-Stokes-Gleichungen, wie sie in [4.1] zu finden sind, auf das durchströmte Volumen anzuwenden. Für die numerische Lösung werden dabei folgende Approximationen vorgenommen:

1. Approximation der Flächenintegrale zur Bestimmung von Flüssen wie z. B. von Energie und Masse
2. Approximation der Volumenintegrale für bestimmte Terme der Transportgleichungen z. B. Turbulenz, siehe Kapitel 4.1.4

Einige Terme der Navier-Stokes-Gleichungen erfordern Koeffizienten aus den umliegenden Zellen. Hierfür werden unterschiedliche Interpolationsverfahren angewendet. Im Normalfall sind dies Upwind-Verfahren der ersten oder zweiten Ordnung sowie einige Sonderformen. Die unterschiedlichen Verfahren werden u.a. in [4.2] erläutert. Für die in dieser Arbeit durchgeführten Simulationen wurden folgende Interpolationsverfahren verwendet:

Tabelle 4 – Interpolationsverfahren

Interpolierte Größe	Verfahren
Druck	Upwind 2. Ordnung
Geschwindigkeit (x, y und z)	Upwind 2. Ordnung
Impuls (x, y und z)	Upwind 2. Ordnung
Temperatur	Upwind 2. Ordnung
Turbulente kinetische Energie	Upwind 1. Ordnung
Turbulente Dissipationsrate	Upwind 2. Ordnung

Für die Simulation der Turbulenz ist es zudem wichtig eine spezielle Randschichtvernetzung vorzunehmen. Dies geschieht i. d. R. indem prismatische Zellen von der Oberfläche des Rohres senkrecht in das Simulationsgebiet gezogen werden. Diese Zellen müssen eine bestimmte Stärke haben, um die Turbulenz richtig abbilden zu können. Die Grenzschicht wächst dabei exponentiell von einer bestimmten Zellstärke über mehrere Schichten mit einem gleichmäßigen Wachstumsfaktor. Eine solche Grenzschicht ist in Abbildung 15 dargestellt.

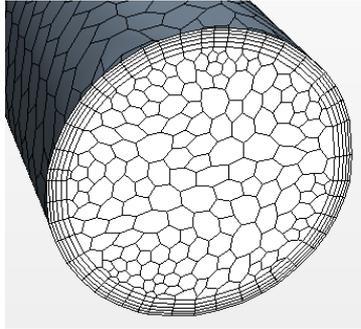


Abbildung 15 – Randschichtvernetzung am Einlauf des Simulationsraumes

Die Stärke der ersten Zelle an der Wand wird mit Hilfe des  $n^+$  Ansatzes über die Reynoldszahl ermittelt. Dieses Verfahren wird in Kapitel 4.1.3 erläutert. Dabei ist es wichtig zu wissen, ob das Turbulenzmodell über einen Satz von Wandfunktionen verfügt. Bei niedrigen Reynoldszahlen ergeben die Gleichungsmodelle ohne Wandfunktionen ein besseres Simulationsergebnis. Bei hohen Reynoldszahlen wird die erste Randschichtzelle zu dünn für eine gute Konvergenz des Rechenmodells. In solchen Fällen wird mit Wandfunktionen gearbeitet. In den hier durchgeführten Simulationen wird ein Turbulenzmodell mit Wandfunktionen verwendet. Die in Kapitel 2.1.2 ermittelten Reynoldszahlen von mehr als 90.000 sind als „hoch“ anzusehen.

Bei der Verwendung von Wandfunktionen muss die laminare Unterschicht nicht komplett aufgelöst werden. In diesem Fall reicht es aus, wenn die erste Zelle eine Stärke von  $n^+ \approx 30$  bis **50** (in seltenen Fällen bis **300**) besitzt. Bei Turbulenzmodellen ohne Wandfunktionen muss die Randschicht entsprechend feiner aufgelöst werden. Die erste Zelle hat dann eine Höhe von  $n^+ \approx 1$  bis **4**.

### 4.1.3 Randschichtstärke abschätzen

Die Zellstärke der ersten Zelle in der Randschicht muss für Turbulenzmodelle vorausberechnet werden. Die erforderliche Zellstärke wird über einen Ansatz für ebene Platten ermittelt. Diese Zellstärke wird in CFD-Programmen oft dimensionslos gemacht und mit  $n^+$  (auch  $y^+$ ) bezeichnet.

Sie berechnet sich über die Wandschubspannung, welche nach Gleichung { 4.1 } bestimmt werden kann [4.1]:

$$\tau_w = \rho \cdot C_\mu^{1/4} \cdot \kappa \cdot \sqrt{k} \cdot \frac{\bar{v}_t}{\ln(n^+ \cdot E)} \quad \{ 4.1 \}$$

In dieser Gleichung sind allerdings viele Variablen unbekannt, wie z. B. die turbulente kinetische Energie  $k$  und die lokale Dichte des Fluides. Im CFD-Programm werden diese Variablen iterativ ermittelt. Daher ist die Bestimmung der Wandschubspannung händisch so nicht möglich.

Die Wandschubspannung kann allerdings auch über einen anderen Ansatz berechnet werden. Dieser berücksichtigt den Rohrreibungsbeiwert  $\lambda$  sowie die Dichte des Fluids  $\rho$  und die mittlere Strömungsgeschwindigkeit  $w$ :

$$\tau_w = \frac{\lambda}{4} \cdot \rho \cdot \frac{w^2}{2} \quad \{ 4.2 \}$$

Die Schubspannungsgeschwindigkeit  $u_\tau$  berechnet sich nach { 4.3 }:

$$u_\tau = \sqrt{\frac{|\tau_w|}{\rho}} \quad \{ 4.3 \}$$

Der dimensionslose Randabstand berechnet sich dann über die Schubspannungsgeschwindigkeit:

$$n^+ = \frac{\rho \cdot u_\tau \cdot n}{\eta} \quad \{ 4.4 \}$$

Mit Formel { 4.4 } wird die Zellstärke  $n$  der ersten Randschichtzelle in einer turbulenten Rohrströmung bestimmt.

Zunächst folgt die Abschätzung der Zellstärke bei maximalem Massenstrom. Diese Zellstärke wird für alle Rechnungen verwendet. Dies führt zu einem kleineren dimensionslosen Wandabstand  $n^+$  bei kleineren Massenströmen. Die laminare Unterschicht wird bei kleinen Massenströmen durch die Randschichtvernetzung besser aufgelöst.

Gegebene Werte:

Durchschnittliche Anströmgeschwindigkeit:  $w = \frac{\dot{m}}{\rho \cdot A} = \frac{12 \frac{kg}{min}}{1,225 \frac{kg}{m^3} \cdot \frac{\pi}{4} (82,5 mm)^2} = 30,54 \frac{m}{s}$

Rohrreibungsbeiwert:  $\lambda = 0,02$

Luftdichte (am Ende der Rohrleitung):  $\rho = 1,225 \frac{kg}{m^3}$

Daraus errechnet sich die Wandschubspannung zu:

$$\tau_w = \frac{\lambda}{4} \cdot \rho \cdot \frac{w^2}{2} = \frac{0,02}{4} \cdot 1,225 \frac{kg}{m^3} \cdot \frac{(30,54 \frac{m}{s})^2}{2} = 2,8567 Pa$$

Die Schubspannungsgeschwindigkeit beträgt damit:

$$u_\tau = \sqrt{\frac{|\tau_w|}{\rho}} = \sqrt{\frac{2,8567 \text{ Pa}}{1,225 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}} = 1,5271 \frac{\text{m}}{\text{s}}$$

Entsprechend Formel { 4.4 } beträgt dann die Zellstärke:

bei  $n^+ = 1$

$$n = \frac{n^+ \cdot \eta}{\rho \cdot u_\tau} = \frac{1 \cdot 17,1 \cdot 10^{-6} \text{ Pa s}}{1,225 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 1,5271 \frac{\text{m}}{\text{s}}} = 0,00914 \text{ mm}$$

bei  $n^+ = 30$

$$n = \frac{n^+ \cdot \eta}{\rho \cdot u_\tau} = \frac{30 \cdot 17,1 \cdot 10^{-6} \text{ Pa s}}{1,225 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 1,5271 \frac{\text{m}}{\text{s}}} = 0,2742 \text{ mm}$$

Diese berechnete Zellstärke für eine Randschicht in einer turbulenten Strömung ist größer als der angenommene Rohrrauigkeitswert von 0,1 mm. Da das verwendete Turbulenzmodell über Wandfunktionen verfügt kann der Wert für  $n^+ = 30$  verwendet werden. Wie im Kapitel 4.1.5 gezeigt wird muss diese Zellstärke nicht wegen der Rohrrauigkeit verändert werden.

#### 4.1.4 Turbulenzmodell

In ersten Testrechnungen wurde das k- $\omega$ -SST-Modell verwendet. Dadurch ergaben sich allerdings deutliche Abweichungen zu den Messungen. Als Turbulenzmodell wird das k- $\epsilon$ -Modell verwendet. In Kapitel 4.2.2 werden Simulationen aufgeführt und beschrieben, in denen sich dieses Turbulenzmodell als Modell der Wahl herausgestellt hat.

Im k- $\epsilon$ -Modell [4.4] werden zwei Transportgleichungen zum Lösen des viskosen Spannungstensors der Navier-Stokes-Gleichungen verwendet. Die Transportgleichungen können u. a. aus den Navier-Stokes-Gleichungen sowie den RANS-Gleichungen hergeleitet werden. Die unten angegebenen Gleichungen { 4.5 } und { 4.6 } sind [4.5] entnommen:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{u}_i k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \cdot \left( \mu \cdot \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) - \frac{\partial}{\partial x_j} \cdot \left( \frac{\rho}{2} \overline{u'_j u'_i u'_i} + \overline{\rho' u'_i} \right) - \frac{\rho}{2} \overline{u'_j u'_i} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \mu \frac{\partial \overline{u'_i}}{\partial x_k} \cdot \frac{\partial \overline{u'_i}}{\partial x_k} \quad \{ 4.5 \}$$

$$\frac{\partial(\rho \epsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{u}_i \epsilon)}{\partial x_j} = C_{\epsilon 1} \cdot P_k \cdot \frac{\epsilon}{k} - \rho C_{\epsilon 2} \cdot \frac{\epsilon^2}{k} + \frac{\partial}{\partial x_j} \cdot \left( \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \cdot \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) \quad \{ 4.6 \}$$

Mit Hilfe dieser beiden Transportgleichungen für  $k$  und  $\varepsilon$  kann die Wirbelviskosität berechnet werden { 4.7 }. Diese wird zu der Viskosität des Fluides addiert, wodurch sich der Reibungswiderstand des Fluides erhöht. Entsprechend dieser Annahme wird dieser Ansatz Wirbelviskositätsansatz genannt:

$$\mu_t = \rho C_\mu \cdot \sqrt{k} \cdot L = \rho C_\mu \cdot \frac{\varepsilon^2}{k} \quad \{ 4.7 \}$$

Die Gleichungen für  $k$  und  $\varepsilon$  enthalten einige Koeffizienten. Im Laufe der letzten Dekaden { 4.8 } wurden in diversen Forschungen folgende Werte für diese Koeffizienten iterativ ermittelt. Hierfür wurden Simulationen mit Hilfe der direkten numerischen Simulation als Vergleich herangezogen:

$$C_\mu = 0.09; \quad C_{\varepsilon 1} = 1.44; \quad C_{\varepsilon 2} = 1.92; \quad \sigma_k = 1.0; \quad \sigma_\varepsilon = 1.3 \quad \{ 4.8 \}$$

Die effektive Viskosität berechnet sich nach:

$$\mu_{eff} = \mu_t + \mu \quad \{ 4.9 \}$$

Das  $k$ -  $\varepsilon$ -Modell benötigt einen iterativen Solver, da eine direkte Kopplung aufgrund des starken nichtlinearen Verhaltens der Transportgleichungen schwer umzusetzen ist. Häufig führt dies zu einem Divergieren der Lösung.

Zudem ist eine Unterrelaxation notwendig. Dadurch werden die Änderungen  $\Delta\mu_t$ , bzw. der Werte von  $k$  und  $\varepsilon$ , von einer Iteration zur nächsten nicht komplett weitergegeben. Dies hat zur Folge, dass man mehr Iterationen benötigt, als wenn man die Werte direkt überträgt. Allerdings werden dadurch starke Schwankungen, um bis zu 3 Größenordnungen oder mehr, unterbunden. Die Lösung konvergiert besser. Eine Auflistung aller verwendeten Unterrelaxationsfaktoren wird in Kapitel 4.3 gegeben.

### 4.1.5 Wandrauigkeit

Die Wandrauigkeit geht, wie bereits in Kapitel 2.1.2 beschrieben wurde, in den Rohrreibungsbeiwert  $\lambda$  ein. Das Turbulenzverhalten in Wandnähe muss im CFD-Programm angepasst werden, damit die Wandrauigkeit berücksichtigt werden kann. Hierzu wird bei Star-CCM+ der Wert  $E$  aus Gleichung { 4.1 } modifiziert [4.6][4.7]:

$$E = \frac{E'}{f} = \frac{e^{\kappa \cdot B}}{f} \quad \{ 4.10 \}$$

Darin existiert eine Funktion  $f$ , welche je nach Wandrauigkeit anders beschrieben wird:

$$f = 1 \quad \text{für } R^+ = R_{smooth}^+ = 2,25 \quad \{ 4.11 \}$$

$$f = \left[ B \cdot \left( \frac{R^+ - R_{smooth}^+}{R_{rough}^+ - R_{smooth}^+} \right) + C \cdot R^+ \right]^a \quad \text{für } R_{smooth}^+ < R^+ < R_{rough}^+ \quad \{ 4.12 \}$$

$$f = B + C \cdot R^+ \quad \text{für } R^+ > R_{rough}^+ \quad \{ 4.13 \}$$

Folgende Koeffizienten werden dabei vom Programmhersteller angenommen:

$$B = 0; \quad C = 0,253; \quad R_{smooth}^+ = 2,25; \quad R_{rough}^+ = 90 \quad \{ 4.14 \}$$

Der Wert  $R^+$  ist die dimensionslose Wandrauigkeit und berechnet sich nach:

$$R^+ = \frac{k_s \cdot w}{\nu} \quad \{ 4.15 \}$$

Hierbei wird der Wert  $k_s$  für 0,1 mm gesetzt. Die Bezugsgeschwindigkeit  $w$  ist auch hier die flächengemittelte Strömungsgeschwindigkeit wie in Kapitel 2.1. Die dynamische Viskosität  $\nu$  der Luft beträgt  $1,4 \cdot 10^{-5} \frac{m^2}{s}$ .

Eine Abschätzung von  $R^+$  ergibt:

$$R^+ = \frac{k \cdot w}{\nu} = \frac{0,1mm \cdot 30,54 \frac{m}{s}}{1,4 \cdot 10^{-5} \frac{m^2}{s}} = 218,78$$

Dieser Wert liegt deutlich über  $R_{rough}^+ = 90$ , daher wird Formel { 4.13 } für die Funktion  $f$  von dem CFD-Programm verwendet. Durch diese Korrektur wird der Faktor  $E$  geringer, der Nenner in Formel { 4.1 } wird kleiner. Daher steigt die Wandschubspannung gegenüber der glatten Rohroberfläche an.

### 4.1.6 Korrektur des Turbulenzmodells und der Wandrauigkeit

In einer ersten Testsimulation mit einem Massenstrom von 11,5 kg/min hat sich ein zu hoher Strömungswiderstand auf den Messstrecken ergeben. Hier weicht die Druckdifferenz  $\Delta P_{45}$  um etwa 10 % von den im Technikum gemessenen Werten ab. Diagramm 5 zeigt die Druckverluste in der zweiten Messstrecke, welche mit dem k- $\omega$ -SST-Modell ermittelt wurden, zudem sind die im Technikum gemessenen Werte eingetragen. Zu erkennen ist, dass die simulierten Druckverluste auf der Messstrecke durchweg um etwa 3 mbar zu hoch sind.

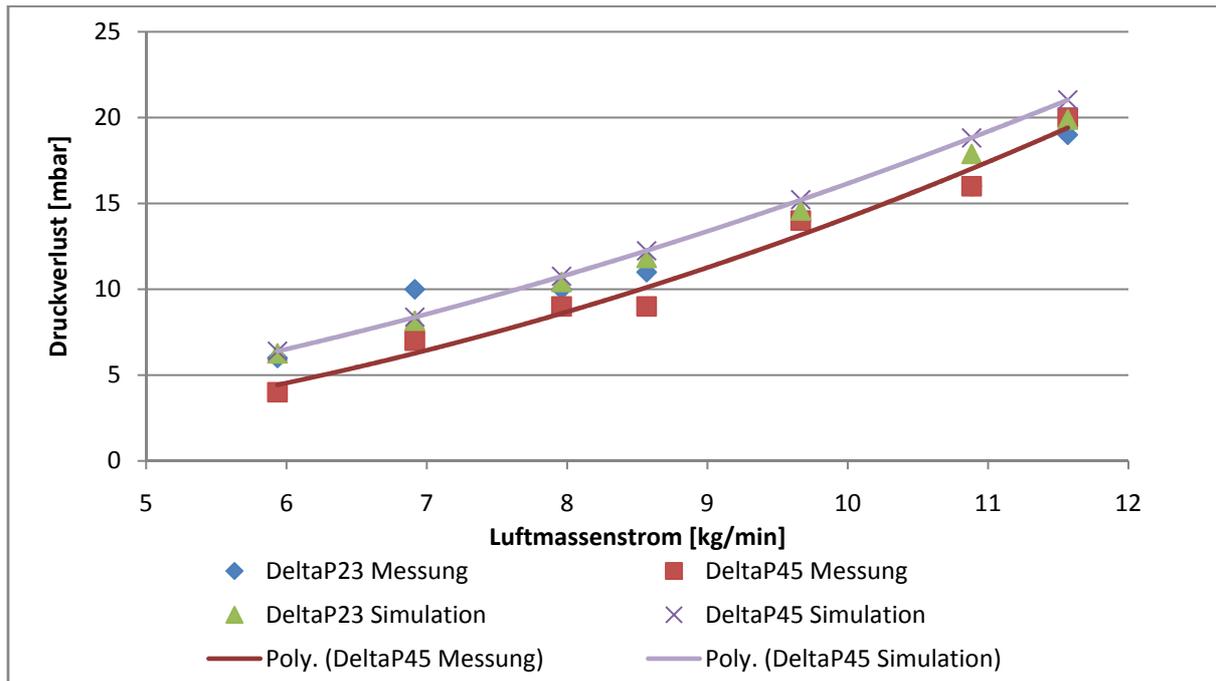


Diagramm 5 – Druckverluste in Messstrecke 2 mit Turbulenzmodell k- $\omega$ -SST

Zudem wurde eine Oberflächenanalyse eines häufig verwendeten Rohres durchgeführt. Dies wurde mit dem Oberflächen-Prüfgerät des Institutes für Produktionstechnik der HAW-Hamburg durchgeführt. Die dabei ermittelte Rauigkeit  $R_z$  des Rohres beträgt nur 13  $\mu\text{m}$  (siehe Anhang F). Sie ist um ein 8faches kleiner, als die vorher geschätzte Rauigkeit  $k_s$ . Mit dieser Rauigkeit ergibt sich  $R^+$  zu:

$$R^+ = \frac{0,013\text{mm} \cdot 30,54 \frac{\text{m}}{\text{s}}}{1,4 \cdot 10^{-5} \frac{\text{m}^2}{\text{s}}} = 28,44$$

Entsprechend muss die Oberfläche im CFD-Programm weiterhin als hydraulisch raue Oberfläche angenommen werden, da  $R^+$  größer als 2,25 ist. Entsprechende Testrechnungen mit einem Rohrstück von 24 m Länge (siehe Kapitel 4.2.2) ergaben einen Druckverlust  $\Delta P_{23}$ , welcher besser zu den

Messwerten passt. Das Simulationsprogramm verwendet die Formel { 4.16 } für die Korrektur von E in Formel { 4.1 }.

Für die Rohrrauigkeit steht keine statistische Messreihe zur Verfügung. Dennoch wird mit diesem Wert gerechnet, denn der Effekt auf den Druckverlust ist gering. Wie in Kapitel 4.2.2 beschrieben wird der Druckverlust durch die Änderung des Turbulenzmodells deutlich stärker beeinflusst.

### **4.1.7 Randbedingungen**

Zwangsweise legt der Aufbau der Förderanlage die Randbedingungen fest. Die Einlauffläche der Förderleitung wird als *mass-flow-inlet* und der Auslass am Vorbehälter als *pressure-outlet* erstellt. Für das Interface wurden die Randbedingungen *pressure-inlet* und *pressure-outlet* miteinander verbunden.

Analog der Messwerte aus den Versuchen wird der Massenstrom am Einlaufrand festgelegt. Die Parameter für den Auslaufrand können nicht direkt gemessen werden. Daher werden diese wie in Kapitel 0 dargestellt rechnerisch ermittelt.

Um die beiden Bodys „Förderleitung“ und „Vorbehälter“ unterschiedlich vernetzen zu können, müssen diese als getrennte Regionen in Star-CCM+ vorliegen. Der Kontakt zwischen dem Auslauf der Förderleitung und dem Einlauf des Vorbehälters wird mit einem Interface hergestellt. Dabei handelt es sich um ein In-Place-Interface. Das Interface eignet sich für das Verbinden von Faces, die in der selben Ebene liegen und ermöglicht, dass die Strömung von einer Region auf eine andere übergeht. Die Vernetzung beider Faces kann unterschiedlich sein. Ein solches Interface wirkt zwar numerisch diffusiv, d.h. die Strömung wird gröber aufgelöst. In dem untersuchten Fall ist der Vorbehälter hingegen nur als „Beruhigungsraum“ gedacht, das exakte Strömungsprofil ist für diese Arbeit bedeutungslos. In Kapitel 4.2.3 werden die Einstellungen aller Ränder aufgeführt.

## **4.2 Ermittlung der Grundeinstellungen für die Simulation**

Vor der Berechnung des Druckverlaufs in der Förderleitung wird durch schrittweise Netzverfeinerung ein angemessenes, optimales Netz aufgestellt. Anschließend erfolgen Simulationen bei dem höchsten und niedrigsten Massenstrom sowie eine Auswertung der Ergebnisse. Mit diesen Ergebnissen wird auf das bestmögliche Netz geschlossen. Wenn sich die untersuchten Parameter bei der Netzverfeinerung nicht mehr signifikant verändern, ist das optimale Netz gefunden.

Nach dem Netzaufbau wird der Gegendruck am Vorbehälter ermittelt. Der Gegendruck wird durch die Simulation der Strömung bei drei unterschiedlichen Massenströmen mit einem Gegendruck von 0 mbar ermittelt. Aus diesen Simulationsergebnissen wird auf den Gegendruck geschlossen. Die Gegendrücke werden mit Hilfe einer geeigneten Regressionsfunktion auf alle Massenströme extrapoliert.

Für die Simulation wird ein Makro verwendet, das den Arbeitsablauf automatisiert. Dadurch ist es möglich, kontinuierlich alle sieben Simulationen ohne weiteres Eingreifen durchzuführen.

### **4.2.1 Netzunabhängige Lösung**

Um das Optimum zwischen Netzfeinheit und Rechenzeit zu finden werden mehrere Netze erstellt. Die Netze unterscheiden sich in der Anzahl der Zellen und folglich der Zellgröße. Verglichen werden die Drücke  $P_1$  bis  $P_5$ . Zudem wird auf ein gutes Konvergenzverhalten der Residuen geachtet. Die Residuen sollten nach ausreichend vielen Iterationen (ca. 2 500) um wenigstens drei Größenordnungen abgefallen sein und keine bedeutenden Schwankungen aufzeigen.

Die erste Version des Berechnungsnetzes beinhaltet nur die Förderleitung vom Rohrkompensator hinter der Förderluftringkammer bis zum Auslaufflansch des Pralltopfes. Im Auslaufdom stellten sich rücklaufende Strömungen ein, welche das Konvergenzverhalten negativ beeinflussen. Daher wird im finalen Netz der Vorbehälter ebenfalls simuliert. In Abbildung 16 ist der Residuenverlauf eines Netzes ohne den Vorbehälter zu sehen. Auffällig ist insbesondere, dass die Residuen der Energieerhaltung (schwarz) nur um etwa 2 Größenordnungen abfallen. Ein solches Verhalten der Simulation ist nicht akzeptabel, das Netz wird angepasst.

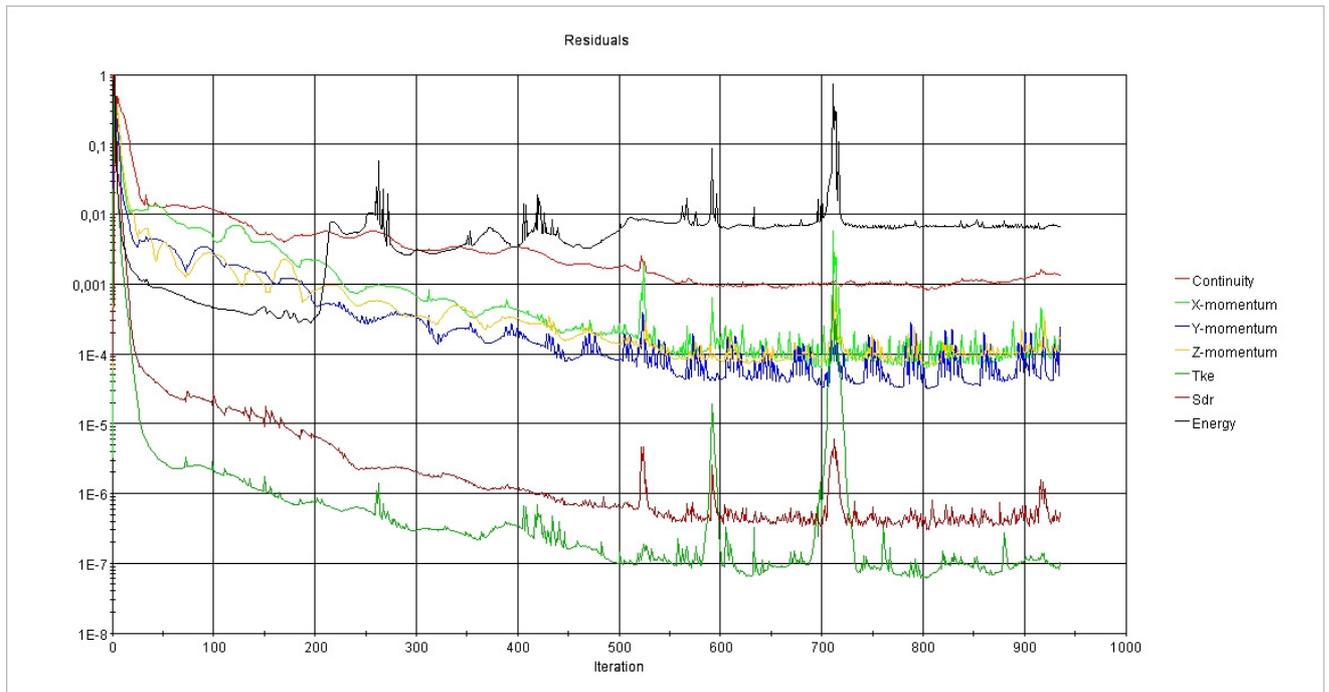


Abbildung 16 – Residuenverläufe auf Netz 3 (4,35 Millionen Zellen) ohne Vorbehälter

Die Verbesserung des Simulationsgebietes wird durch eine schrittweise Netzverfeinerung erreicht. Bei der Netzverfeinerung wurde darauf geachtet, dass die Anzahl der Zellen von einer Variante zur Anderen um wenigstens 50 % ansteigt. Dabei besteht kein direkter Zusammenhang zwischen Zellzahl und Zellgröße. Als Stellglieder für die Zellanzahl wurden die Parameter *Base size*, *Number of Prism Layers*, *Prism Layer Thickness* sowie das *Tet/Poly Volume Blending* ausgewählt. Dabei beschreibt das *Tet/Poly Volume Blending* das Größenverhältnis der Zellen vom Rand zum Zentrum der Strömung in der Rohrmitte. In Tabelle 5 sind die Parameter der einzelnen Netzvarianten sowie die daraus resultierende Zellanzahl aufgelistet. Ein Netz mit mehr als 4,5 Millionen Zellen ist auf der verwendeten Workstation nicht mehr anwendbar. Die Grenze gibt hierbei die Größe des Arbeitsspeichers vor. Die Simulationszeit nimmt mit steigender Zellzahl ebenfalls deutlich zu.

Tabelle 5 – Parametervariation für Netzverfeinerung

Parameter	default	Netz 1	default	Netz 2	default	Netz 3
Base size [mm]		30		20		22
Number of Prism Layers [-]		5		7		5
Prism Layer Thickness [mm]		7		7		5
Tet/Poly Volume Blending	X	1.1		0.5		0.5
Zellen in der Förderleitung		ca. $1,825 \cdot 10^6$		ca. $4,25 \cdot 10^6$		ca. $2,85 \cdot 10^6$

Mit diesen drei Netzen werden je zwei Simulationen durchgeführt. Die Simulationen dauern zwischen einem halben bis einem ganzen Tag, daher werden hier nur zwei Massenströme verglichen. Die Massenströme 6 kg/min und 12 kg/min werden simuliert. Anschließend werden die simulierten Drücke in der Förderleitung mit den gemessenen Drücken verglichen. Tabelle 6 zeigt die mit diesen Simulationen ermittelten Drücke sowie die Messergebnisse.

**Tabelle 6 – Auswertung Druckunterschiede Netze 1 bis 3**

<b>Massenstrom 6 kg/min</b>					
<b>Netzvariante</b>	<b>P1 [bar] abs.</b>	<b>P2 [bar] abs.</b>	<b>P3 [bar] abs.</b>	<b>P4 [bar] abs.</b>	<b>P5 [bar] abs.</b>
Messung	1,05725	1,05125	1,04225	1,03025	1,02425
Netz 1	1,05945	1,05411	1,04203	1,02659	1,01821
Netz 2	1,06644	1,05981	1,04953	1,03005	1,01929
Netz 3	1,06243	1,05614	1,04659	1,02854	1,01874
<b>Massenstrom 12 kg/min</b>					
<b>Netzvariante</b>	<b>P1 [bar] abs.</b>	<b>P2 [bar] abs.</b>	<b>P3 [bar] abs.</b>	<b>P4 [bar] abs.</b>	<b>P5 [bar] abs.</b>
Messung	1,14725	1,13125	1,10825	1,06925	1,04525
Netz 1	1,15029	1,13432	1,10950	1,05946	1,03174
Netz 2	1,16074	1,14497	1,10957	1,05983	1,03169
Netz 3	1,15462	1,13185	1,11180	1,06029	1,03167

Anschließend werden sowohl die absoluten als auch die relativen Abweichungen zu den Messungen berechnet. Die relativen Abweichungen werden auf den gemessenen Druck in der Förderleitung bezogen.

Tabelle 7 – Absolute und relative Abweichung der simulierten Förderleitungsdrücke

<b>Absolute Abweichung bei Massenstrom 6 kg/min</b>					
<b>Netzvariante</b>	<b><math>\Delta P1</math></b> [mbar] abs.	<b><math>\Delta P2</math></b> [mbar] abs.	<b><math>\Delta P3</math></b> [mbar] abs.	<b><math>\Delta P4</math></b> [mbar] abs.	<b><math>\Delta P5</math></b> [mbar] abs.
Netz 1	2,202	2,864	-0,220	-3,663	-6,040
Netz 2	9,194	8,563	7,281	-0,200	-4,957
Netz 3	5,181	4,885	4,340	-1,713	-5,508
<b>Relative Abweichung bei Massenstrom 6 kg/min</b>					
<b>Netzvariante</b>	<b><math>\Delta P1</math></b> [%]	<b><math>\Delta P2</math></b> [%]	<b><math>\Delta P3</math></b> [%]	<b><math>\Delta P4</math></b> [%]	<b><math>\Delta P5</math></b> [%]
Netz 1	5,005	7,537	-0,760	-21,547	-54,908
Netz 2	20,895	22,534	25,107	-1,177	-45,064
Netz 3	11,775	12,855	14,966	-10,076	-50,073
<b>Absolute Abweichung bei Massenstrom 12 kg/min</b>					
<b>Netzvariante</b>	<b><math>\Delta P1</math></b> [mbar] abs.	<b><math>\Delta P2</math></b> [mbar] abs.	<b><math>\Delta P3</math></b> [mbar] abs.	<b><math>\Delta P4</math></b> [mbar] abs.	<b><math>\Delta P5</math></b> [mbar] abs.
Netz 1	3,038	3,072	1,245	-9,787	-13,507
Netz 2	1,349	1,3718	1,321	-9,424	-13,563
Netz 3	7,369	0,600	3,552	-8,963	-13,580
<b>Relative Abweichung bei Massenstrom 12 kg/min</b>					
<b>Netzvariante</b>	<b><math>\Delta P1</math></b> [%]	<b><math>\Delta P2</math></b> [%]	<b><math>\Delta P3</math></b> [%]	<b><math>\Delta P4</math></b> [%]	<b><math>\Delta P5</math></b> [%]
Netz 1	6,905	8,084	4,293	-57,571	-122,791
Netz 2	30,659	36,100	4,555	-55,435	-123,300
Netz 3	16,748	1,579	12,248	-52,724	-123,455

Wie aus Tabelle 7 entnommen werden kann, ändern sich die Messwerte insbesondere in den Drücken  $P_4$  und  $P_5$  zwischen den einzelnen Netzvarianten nur unbedeutend. Daraus wird geschlossen, dass die Netzauflösung in der Förderleitung bereits gut genug ist, um die Druckverluste mit einer Toleranz von  $\pm 5\%$  zu berechnen.

Des Weiteren kann den Werten entnommen werden, dass der Druck  $P_5$  immer um einige mbar unter dem Messwert liegt. Die nicht simulierte Abluftanlage kann hierfür als Erklärung herangezogen werden. Diese erzeugt bei den Messungen einen Gegendruck im Vorbehälter. Damit der Druck in der Förderleitung entsprechend korrigiert wird, wird dieser Gegendruck in der Randbedingung am Austritt berücksichtigt. Das Vorgehen, mit dem auf diesen Gegendruck geschlossen wird, wird in Kapitel 0 beschrieben.

Zusätzlich zu der Feinheit des Netzes wird das Konvergenzverhalten der Residuen betrachtet. Abbildung 16 ist zu entnehmen, dass die Residuen keinen zufriedenstellenden Verlauf zeigen. Zudem werden Rückströmungen am Auslaufrand beobachtet. Daher wird der Vorbehälter mit in die Simulation einbezogen. Der Vorbehälter erhält dabei keine besondere Randschichtvernetzung, da die Geschwindigkeiten sehr gering sind und dieser als Beruhigungsraum der Strömung genutzt wird. Auch dies spart weitere Zellen ein. Die Simulationszeit steigt durch die Simulation des Vorbehälters nicht bedeutend an. Abbildung 17 zeigt die Residuenverläufe, welche sich bei einem Massenstrom von 10 kg/min mit dem finalen Netz ergeben. Tabelle 8 zeigt die Netzparameter des finalen Netzes.

**Tabelle 8 – Einstellungen des finalen Netzes**

<b>Parameter</b>	<b>Förderleitung</b>	<b>Vorbehälter</b>
Base size [mm]	22	50
Number of Prism Layers [-]	5	0
Prism Layer Thickness [mm]	5	0
Surface curvature	25	30
Tet/Poly Volume Blending	0.5	1.5
Zellanzahl	$2,145 \cdot 10^6$	20 620

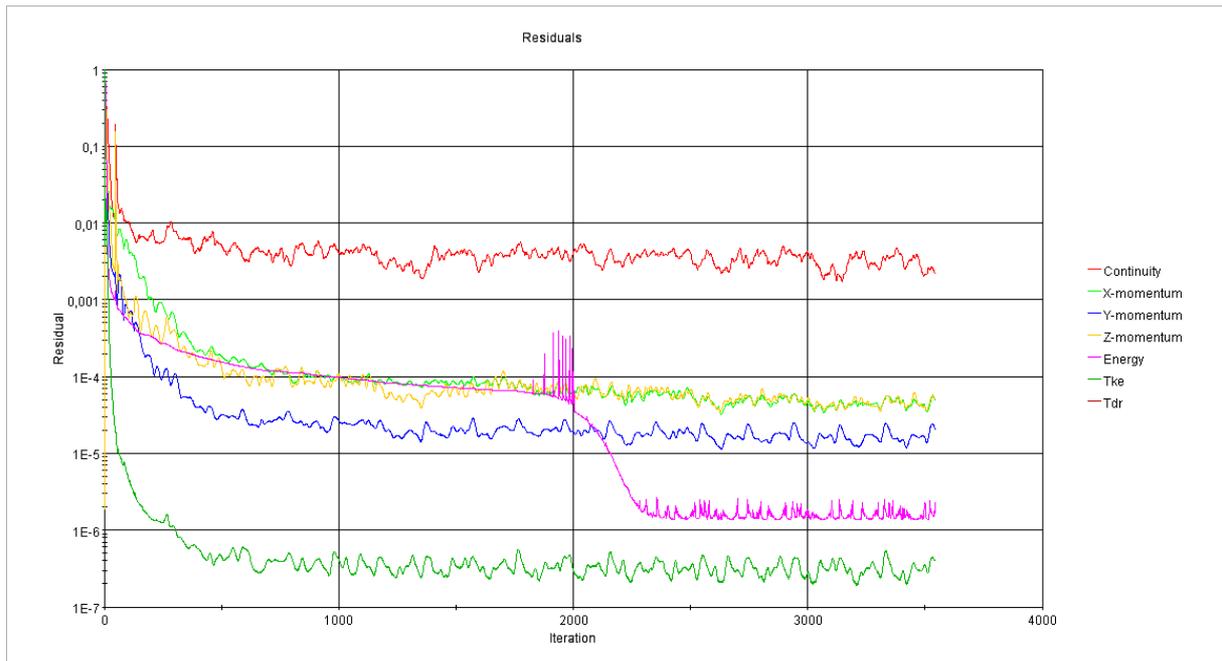


Abbildung 17 – Residuenverläufe bei Netz 4 (2,85 Millionen Zellen) mit Vorbehälter

## 4.2.2 Netzoptimierung aufgrund von Druckkorrektur

In einer ersten Simulationreihe mit vier Massenströmen wurden die Simulationen mit den oben beschriebenen Parametern durchgeführt.

Die Simulationsergebnisse liegen bereits sehr nah an dem gemessenen Verhalten der Strömung. Insbesondere wird die Druckverteilung entlang der Förderleitung bereits ausreichend genau berechnet. Allerdings fallen die Druckdifferenzen auf den 24 m langen Messstrecken um durchschnittlich 10 % zu groß aus. Bei diesen Simulationen wird, im Gegensatz zu dem in Kapitel 4.1.4 beschriebenen Modell, das  $k-\omega$ -SST-Modell für die Turbulenzmodellierung verwendet.

Um den Einfluss von Netzauflösung, Randschichtstärke, Turbulenzmodell und Wandrauigkeit zu betrachten, wird ein komplett neues Simulationsgebiet aufgebaut. Als Simulationsgebiet wird ein Rohr von 24 m Länge mit je einer Ein- und Auslaufstrecke von 825 mm erstellt. Die Länge von Ein- und Auslaufstrecke berechnet sich mit der Bedingung, dass diese in etwa das Zehnfache des Rohrdurchmessers betragen sollten. Das Netz wird vorerst mit den gleichen Parametern vernetzt, die in Tabelle 8 für die Förderleitung angegeben werden. Die variierten Parameter sind Tabelle 9 zu entnehmen. Im Folgenden werden drei Optimierungswege beschrieben. Zuerst folgt eine gezielte

Netzverfeinerung in der Randschicht. Anschließend erfolgt die Simulation bei unterschiedlicher Wandrauigkeit. Zuletzt erfolgt die Simulation mit einem anderen Turbulenzmodell.

**Tabelle 9 – Netzparameter für Netzoptimierung**

Parameter	Einstellungen	Einstellungen	Einstellungen
	Netz 1	Netz 2	Netz 3
Base size [mm]	22	22	22
Number of Prism Layers [-]	5	10	5
Prism Layer Thickness [mm]	5	5	5
Surface curvature	25	25	50

In den Netzvarianten 2 und 3 werden deutliche Veränderungen vorgenommen. Bei Netz 2 wurde die Zahl der Zellen im Kreisumfang gegenüber Netz 1 gesteigert, was die Netzfeinheit deutlich erhöht. Netz 3 hat die gleiche Anzahl an Zellen im Kreisumfang wie Netz 1, dafür aber 10 anstatt 5 Zellschichten in der prismatischen Randschicht bei gleichem Stretching-Faktor.

Als Randbedingungen werden ein Massenstrom von 0,1928 kg/s sowie ein Gegendruck von 106,30 mbar verwendet. Dies entspricht den gemessenen Werten bei dem Massenstrom 11,57 kg/min auf der Messstrecke  $P_{23}$ . Diese Messstrecke wurde ausgewählt, da die Abweichungen hier am deutlichsten zu erkennen sind. Ziel ist es, den auf der Messstrecke anfallenden Druckverlust möglichst nahe an den Wert  $\Delta P_{23}=19,5$  mbar mit einer Genauigkeit von  $\pm 5\%$  anzunähern.

Die erste Simulationsreihe wird mit allen Netzen und den Einstellungen für eine glatte Rohrwandung durchgeführt. Die zweite wird mit einer Wandrauigkeit von 0,013 mm, entsprechend Kapitel 4.1.6, durchgeführt. Als dritte Simulationsreihe wird das  $k-\varepsilon$ -Modell verwendet. In der dritten Simulationsreihe wird der aus den Simulationsreihen 1 und 2 als treffender ermittelte Parameter für die Wandrauigkeit verwendet. Die Messwerte sind in Tabelle 10 dargestellt.

Tabelle 10 – ermittelte Drücke bei Netzvariation

Messung bei	Netz 1	Netz 2	Netz 3
glatter Rohrwand	22,62 mbar	22,12 mbar	24,23 mbar
$k_s = 0,013$ mm	21,62 mbar	22,21 mbar	24,10 mbar
$k_s = 0,013$ mm und k- $\epsilon$ -Turbulenzmodell	19,75 mbar	19,3 mbar	19,21 mbar

Aus diesen Werten wird geschlossen, dass eine reine Netzverfeinerung keine nennenswerte Verbesserung bringt. Die Verfeinerung der Randschicht hat bei dem k- $\omega$ -Turbulenzmodell sogar einen gegenteiligen Effekt, der Druckverlust steigt sogar deutlich an. Daher wird dieser Weg nicht weiter verfolgt. Durch die Änderung des Turbulenzmodells auf das k- $\epsilon$ -Modell hat sich die gewünschte Änderung ergeben. Daher wird dieses Turbulenzmodell für die finale Simulation verwendet.

### **4.2.3 Simulationsparameter**

In diesem Abschnitt wird auf die eingestellten Simulationsparameter eingegangen, welche für die durchgeführten Rechnungen verwendet werden. Dies beinhaltet die Massenströme, die über den Einlaufrand gelangenden Turbulenzwerte, die Gegendrücke am Auslauf des Vorbehälters sowie die Wandspezifikationen. Die Massenströme werden auf kg/s umgerechnet und auf vier signifikante Stellen genau in das CFD-Programm eingegeben.

#### **4.2.3.1 Massenströmeintritt**

In der Simulation sollen die Massenströme simuliert werden, die auch in den Messreihen an der Förderanlage eingestellt wurden.

Des Weiteren wird für die Simulation die Turbulenzintensität vorgegeben. Da kein exaktes Strömungsprofil vorgegeben werden kann genügt hier ein geschätzter Wert von 1 % Turbulenzintensität. Die Turbulenzviskosität beträgt 10, im Verhältnis zur laminaren Viskosität. Diese Werte werden gewählt, da sich direkt vor dem Einlauf die Förderluftringkammer befindet. Diese erzeugt ein unbekanntes Strömungsprofil. Tabelle 11 zeigt alle am Einlauf vorgegebenen Einstellungen.

**Tabelle 11 – Einstellungen Mass-Flow-Inlet**

<b>Einstellung</b>	<b>Wert</b>
Mass Flow Rate [kg/s]	siehe Tabelle 3
Supersonic Static Pressure [Pa]	0.0
Total Temperature [K]	300
Turbulence Intensity [1]	0.01
Turbulent Viscosity Ratio [1]	10

### 4.2.3.2 Gegendruck im Vorbehälter

Wie bereits in Kapitel 4.2.1 beschrieben, ist der simulierte Druckverlust in der Leitung geringer, als der gemessene Druckverlust. Durch diesen Fehler treten verschiedene Effekte auf.

1. Die Drücke sind entlang der gesamten Förderleitung zu gering, dadurch ändert sich die Dichte der Luft auf der gesamten Länge.
2. Durch die veränderte Dichte steigt die Strömungsgeschwindigkeit wieder an, wodurch der Druckverlust etwas höher liegt als erwartet. Die Dichteänderungen sind zwar minimal, dennoch wirken sich diese, wie die Messergebnisse zeigen, auf die Druckdifferenzen aus.
3. Entsprechend weichen die Förderleitungsdrücke am Anfang der Förderleitung weniger stark ab als am Ende. Der zusätzliche Druckverlust durch die Verringerung der Dichte zeigt sich am Anfang der Förderleitung komplett, am Ende der Förderleitung hingegen nicht. Der Gesamtdruckverlust in der Förderleitung ist höher als erwartet, die Werte von  $P_1$  und  $P_5$  liegen allerdings unter bzw. über den gemessenen Werten. Eine Parallelverschiebung der Regressionsfunktion ist dadurch nicht möglich.

Um diese Abweichung zu korrigieren wird die Annahme getroffen, dass diese durch einen Gegendruck am Vorbehälter korrigiert werden kann. Aus diesem Grund wird ein Gegendruck am Auslass des Vorbehälters vorgegeben. Für die Korrektur liegen allerdings nur die Druckverluste im Punkt  $P_5$  vor, nicht der Druck aus dem Vorbehälter. Dieser wird nicht gemessen. Daher erfolgt eine Abschätzung der auftretenden Abweichung aufgrund der Druckunterschiede im Messpunkt  $P_5$ .

Damit die Simulationsergebnisse in dem gewünschten Toleranzbereich von  $\pm 5\%$  liegen, wird ein iteratives Verfahren angewendet. Dazu wird zuerst eine Simulationsreihe über drei Massenströme mit 6, 9 und 12 kg/min Luftmassenstrom durchgeführt. Dabei sind die Solver-Einstellungen die gleichen wie bei den finalen Simulationen.

Mit Hilfe der so für  $P_5$  ermittelten Werte wird der Druckunterschied  $\delta\Delta p$  am Messpunkt  $P_5$  bestimmt. Der Druckunterschied wird in Diagramm 6 über den Massenstrom aufgetragen.

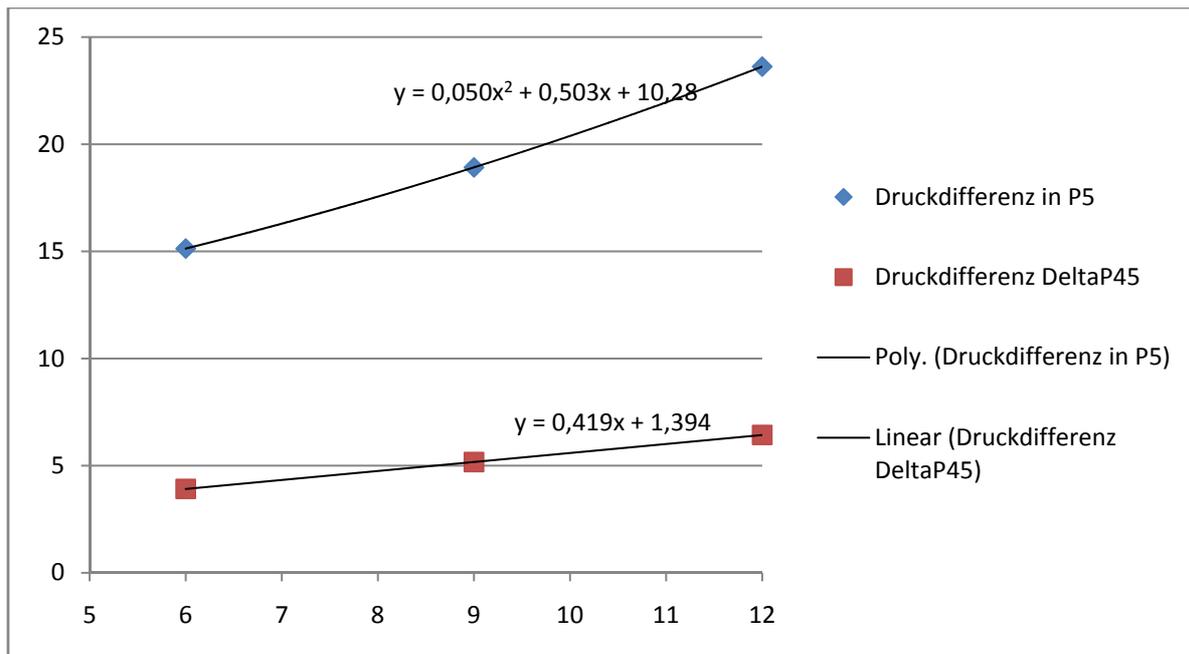


Diagramm 6 – Druckunterschied am Messpunkt P5 ohne Gegendruck

Unter Annahme eines parabolischen Verlaufs kann eine Regressionskurve mit folgender Formel bestimmt werden. Diese Formel gilt dann, wenn der Massenstrom  $\dot{m}$  in  $\frac{kg}{min}$  eingesetzt wird:

$$\delta\Delta p \text{ [mbar]} = 0,050 \cdot \dot{m}^2 + 0,503 \cdot \dot{m} + 10,28 \quad \{ 4.16 \}$$

Mit Hilfe von Formel { 4.16 } können dann die Druckunterschiede für die anderen Massenströme im Punkt P<sub>5</sub> abgeschätzt werden. Dieser Wert wird mit der o. g. Methode auf alle simulierten Massenströme extrapoliert. Durch diese Abschätzung ist es möglich etwa 4 Tage Berechnungszeit einzusparen. In Tabelle 12 sind die Druckunterschiede, wie sie nach Formel { 4.16 } berechnet wurden, aufgelistet.

In dem Diagramm ist ebenfalls die Datenreihe für den Druckverlust  $\Delta P_{45}$  enthalten. Hiermit wird eine weitere Funktion erstellt, mit welcher dieser Druckverlust auf alle Massenströme extrapoliert wird. Dies ist notwendig, um die hinter P<sub>5</sub> vorhandenen ca. 20 m Förderweg im Gegendruck zu berücksichtigen. Die berechneten Werte sind ebenfalls in Tabelle 12 aufgeführt.

$$\delta\Delta p_{45} \text{ [mbar]} = 0,419 \cdot \dot{m} + 1,394 \quad \{ 4.17 \}$$

Tabelle 12 – Gegendrücke am Vorbehälterauslauf

Massenstrom [kg/min]	Gegendruck [mbar] nach { 4.16 }	Gegendruck [mbar] nach { 4.17 }	Gesamter Gegendruck [mbar]
5,936	15,03	3,88	18,91
6,915	16,15	4,29	20,44
7,961	17,45	4,73	22,18
8,567	18,26	4,98	23,24
9,665	19,81	5,44	25,25
10,88	21,68	5,95	27,63
11,57	22,79	6,24	29,03

Weiterhin werden für den Auslauf die Turbulenzintensität, die Rate der Turbulenzviskosität und die totale Temperatur wie beim Einlauf vorgegeben. Alle Werte, welche für den Auslauf angenommen werden, können Tabelle 13 entnommen werden. Dies sind, da es sich um eine nicht messbare Größen handelt, geschätzte Werte.

Tabelle 13 – Einstellungsparameter Vorbehälter-Auslauf

Einstellung	Wert
Pressure [mbar]	Nach Tabelle 12
Total Temperature [K]	300
Turbulence Intensity [1]	0.01
Turbulent Viscosity Ratio [1]	10

### 4.2.3.3 Wanddefinition

Wie in Kapitel 4.1.5 beschrieben wurde, wird für die Simulation die Wandrauigkeit berücksichtigt. Die Wand wird vereinfacht als adiabate Wand simuliert. Dies erfolgt, da die Temperaturänderung sowie die Wärmeübertragung durch die Wand nicht abgeschätzt werden können. Folgende in Tabelle 14 aufgeführte Einstellungen wurden in Star-CCM+ für die Wandbeschaffenheit vorgenommen:

Tabelle 14 – Einstellungsparameter Wand Förderleitung und Vorbehälter

Parameter	Wert
<i>Wall Surface Specification</i>	Rough
<i>Wall roughness hight</i>	0,013 mm
<i>Thermal specification</i>	Adiabatic
<i>Method</i>	No-Slip-Wall

### 4.3 Unterrelaxation

Wie bereits in Kapitel 4.1.4 angesprochen, ist es in einigen Fällen nötig die Änderungen der Parameter  $\Delta\phi$  zwischen den äußeren Iterationen zu reduzieren. Insbesondere können zu Beginn der Simulation starke Schwankungen entstehen. Diese können sehr hoch werden. Dadurch kann die Berechnung divergieren. Um ein solches Überspringen zu vermeiden bedient man sich der Unterrelaxation. Die Werte der Unterrelaxation liegen zwischen 0 und 1. Je nachdem, wie gut die Lösung initialisiert wird, können die Unterrelaxationsfaktoren (im Folgenden UR-Faktoren genannt) größer oder kleiner ausfallen. Es handelt sich dabei um empirische Werte, welche für jede Simulation separat ermittelt werden müssen.

In vielen CFD-Codes sind die UR-Faktoren vorgegeben. Es handelt sich meist um stabile Werte, damit erste Rechnungen schnell zu zufriedenstellenden Ergebnissen führen. Eine spätere Anpassung ist immer möglich, was insbesondere die Stabilität der Simulation und die Simulationszeit verbessern kann. Bei Star-CCM+ gibt es eine spezielle Funktion, welche die Simulation beschleunigen kann. Dabei kann eine Rampe, also eine lineare Funktion bis zu einem Maximalwert von 1, für jeden UR-Faktor einzeln angesetzt werden. Dadurch wird der UR-Faktor über eine bestimmte Zahl an Iterationen oder Zeitschritten stetig erhöht. Auf diese Weise erhält man zu Beginn der Iterationen ein sehr stabiles Berechnungsverfahren. Sobald sich das Strömungsbild eingestellt hat, werden die UR-Faktoren größer, wodurch die weitere Berechnung schneller erfolgt und weniger Schritte benötigt werden.

Für die UR-Faktoren in dieser Ausarbeitung werden keine Rampenfunktionen verwendet. Es handelt sich um ein sehr langes Strömungsvolumen. Damit sich die Strömung durch die gesamte Förderleitung einstellt sind zuerst etwa 2 200 Iterationen notwendig. Erst danach erfolgt eine

Verbesserung des Strömungsbildes, wodurch sich nach etwa 3 000 Iterationen eine der Realität nahe Strömung einstellt. Dieser lange Einschwingprozess macht die Verwendung von Rampen unnötig.

In Tabelle 15 sind alle Unterrelaxationsfaktoren aufgelistet.

**Tabelle 15 – Unterrelaxationsfaktoren**

<b>Unterrelaxationsfaktor für</b>	<b>Wert</b>
Geschwindigkeit (X, Y und Z-Richtung)	0,7
Druck	0,3
Temperatur (Energie)	0,9
Turbulenz	0,8
Turbulenzviskosität	1,0

#### **4.4 Erstellung des Laufmakros**

Um die Computerzeit auch am Wochenende und in der Nacht zu nutzen, wird ein Makro erstellt, welches die Abläufe im Solver von Star-CCM+ steuert. Hierfür wird die Visual-Basic-Schnittstelle (im folgenden VB-Schnittstelle genannt) von Star-CCM+ verwendet.

Das Makro ist als Zählschleife programmiert und wird nach dem Laden der Simulation gestartet. Anschließend durchläuft es alle sieben Simulationen. Die Messergebnisse werden nach 3500 Iterationen für jeden Massenstrom als einzelne Datei gespeichert. Um die Lösung besser konvergieren zu lassen werden die ersten 50 Iterationen ohne Gegendruck durchgeführt. Anschließend erfolgt die Einstellung des Gegendruckes sowie weitere 3 450 Iterationen.

Der Gegendruck sollte einige Iterationsschritte lang auf 0 gesetzt werden, wenn die Initialisierung keinen Überdruck in der Förderleitung, gleichzeitig aber einen Gegendruck am Vorbehälter vorsieht. Wenn dies nicht eingehalten wird, so ist es möglich, dass zu Beginn der Berechnung über beide Strömungsränder Luft einströmt. Wenn das Strömungsfeld in weiteren Iterationsschritten verbessert wird, kommt es dann häufig schnell zu einem Divergieren der Lösung, weil die Bedingung für den Massenerhalt verletzt wird.

Für die Ersterstellung des Makros wird ein Marko mit Hilfe der Funktion „Makro aufnehmen“ von Star-CCM+ erstellt. Anschließend wird dieses entsprechend dem Fließbild in VB variiert. Diagramm 7 zeigt den Aufbau des Programms. Die Parameter Massenstrom und Gegendruck werden nicht über eine User-Eingabe, sondern direkt im Programmtext eingegeben. In Anhang E ist der Programmtext für das Makro zu finden.

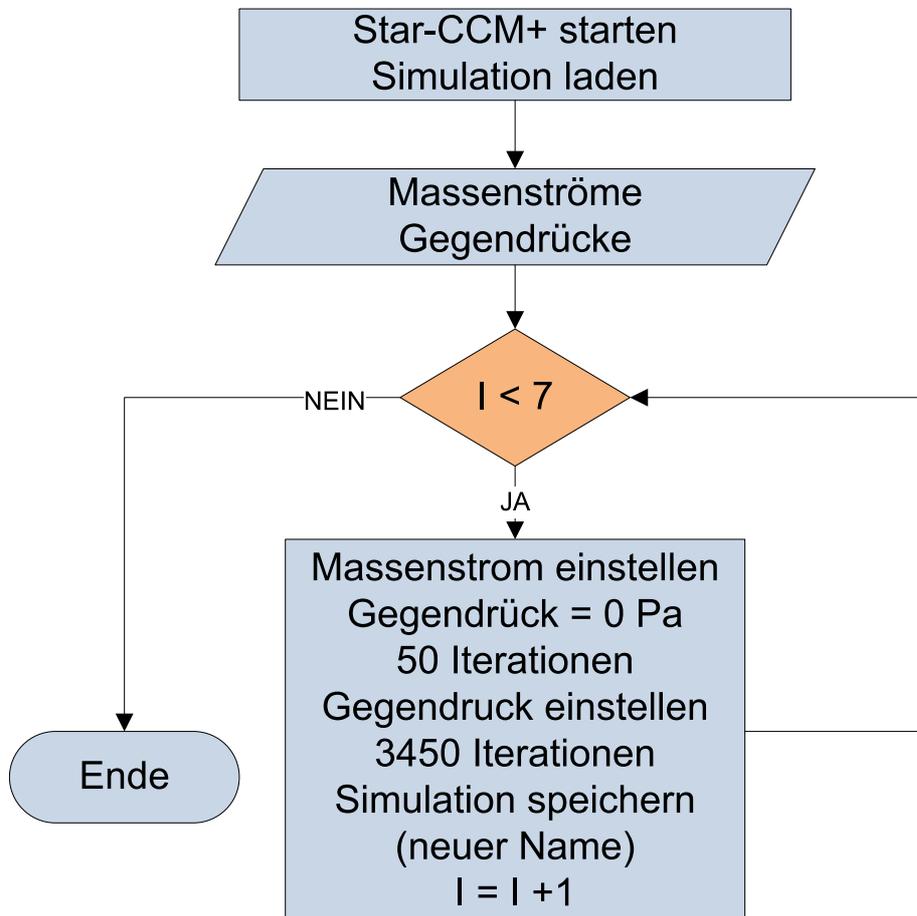


Diagramm 7 – Fließbild für Laufmakro

#### 4.5 Auslesen der Simulationsdaten

Die aus den Simulationen benötigten Daten beschränkten sich auf die Drücke  $P_1$  bis  $P_5$  in der Förderleitung. Diese werden ausgelesen, wenn die Residuen ein Plateau ausgebildet haben. Aus den Residuenverläufen wird zudem geschlossen, dass die Strömung leicht instationär ist. Aufgrund der begrenzten Simulationszeit kann eine transiente Simulation allerdings nicht durchgeführt werden.

Alle sieben berechneten Simulationen beinhalten etwa 800 Iterationen, in denen die Residuen nur noch minimal schwanken. Die Drücke werden aus dem Programm als csv-Datei ausgelesen und an

Excel übergeben. Anschließend werden die Daten arithmetisch gemittelt und die Standardabweichung berechnet. Tabelle 16 zeigt die auf diese Weise ermittelten Werte. Die geringfügig auftretende Abweichung ergibt sich aus der leicht instationären Strömung. Im Bereich der Y-Stücke bilden sich leicht oszillierende Wirbel, welche diese Druckschwankungen erklären könnten.

Tabelle 16 – Ausgelesene Drücke P1 bis P5

<b>Luft- Massenstrom [kg/min]</b>	<b>5,936</b>	<b>6,915</b>	<b>7,961</b>	<b>8,567</b>	<b>9,665</b>	<b>10,88</b>	<b>11,57</b>
p1 [mbar]	48,89 ± 0,04	59,71 ± 0,05	72,75 ± 0,06	81,01 ± 0,06	97,30 ± 0,07	117,4 ± 0,1	129,4 ± 0,1
p2 [mbar]	45,33 ± 0,04	55,06 ± 0,05	66,79 ± 0,06	74,24 ± 0,06	88,94 ± 0,07	107,1 ± 0,1	118,0 ± 0,1
p3 [mbar]	39,79 ± 0,04	47,76 ± 0,05	57,40 ± 0,06	63,53 ± 0,06	75,67 ± 0,07	90,70 ± 0,08	99,79 ± 0,08
p4 [mbar]	29,05 ± 0,04	33,66 ± 0,05	39,30 ± 0,06	42,91 ± 0,06	50,11 ± 0,07	59,12 ± 0,08	64,56 ± 0,08
p5 [mbar]	23,34 ± 0,04	26,12 ± 0,05	29,56 ± 0,06	31,78 ± 0,06	36,24 ± 0,07	41,88 ± 0,08	45,30 ± 0,08

## **5 Auswertung der Ergebnisse**

Die Auswertung der Ergebnisse soll sich auf die Darstellung und Interpretation des Druckverlaufs, den Vergleich zwischen Messung und Simulation konzentrieren. Zudem erfolgt ein Ausblick für Mehrphasenströmungen und eine Betrachtung des Strömungsbildes in zwei ausgewählten Bereichen.

Für den Vergleich von Messung und Simulation werden zwei unterschiedliche Vergleiche angestellt: Zum einen werden die Druckverluste  $P_1$  bis  $P_5$  mit den Messwerten verglichen. Hierbei wird beurteilt, in wie weit die Simulation exakte Werte für den Druckverlust ergibt. Zum anderen werden die Druckverluste  $\Delta P_{23}$  und  $\Delta P_{45}$  betrachtet. Die Druckverluste  $\Delta P_{23}$  und  $\Delta P_{45}$  beschreiben den Druckverlust zwischen den Messpunkten  $P_2$  und  $P_3$  sowie  $P_4$  und  $P_5$ . Wie in Kapitel 5.4 beschrieben, werden diese Werte für die Auswertung der Geschwindigkeiten und der  $\lambda_Z$  Druckverlustbeiwerte benötigt. Bei allen Vergleichen wird eine Toleranz gegenüber der Messung von  $\pm 5\%$  angestrebt.

### **5.1 Darstellung der Druckverläufe der Simulation**

Die Drücke werden von dem CFD-Programm als absolute Drücke ausgegeben. Dem gegenüber ergeben die Messungen Überdrücke. Daher muss vor der Auswertung der Norm-Atmosphärendruck 1013,25 mbar abgezogen werden, um die Überdrücke in der Förderleitung zu erhalten. Tabelle 17 zeigt die so ermittelten Differenzdrücke. In Diagramm 8 sind diese als Funktion des Massenstromes aufgetragen.

In dieser Tabelle werden die Standardabweichungen vernachlässigt, da es sich bei den hier dargestellten Drücken um die Überdrücke in mbar handelt. Die ermittelte Standardabweichung aus Kapitel 4.5 wird vernachlässigt, da diese erst in der vierten signifikanten Stelle wirksam wird. Dem gegenüber haben die Drucktransmitter bereits eine Messunsicherheit von 20 mbar. Diese Messunsicherheit ist um drei Größenordnungen größer als die ermittelte Standardabweichung. Daraus folgt, dass die Standardabweichung der simulierten Drücke vernachlässigt werden kann.

Tabelle 17 – Berechnete Überdrücke

Massenstrom [kg/min]	5,936	6,915	7,961	8,567	9,665	10,88	11,57
P <sub>1</sub> [mbar]	48,89	59,71	72,75	81,01	97,30	117,4	129,4
P <sub>2</sub> [mbar]	45,33	55,06	66,79	74,24	88,94	107,1	118,0
P <sub>3</sub> [mbar]	39,79	47,76	57,40	63,53	75,67	90,70	99,79
P <sub>4</sub> [mbar]	29,05	33,66	39,30	42,91	50,11	59,12	64,56
P <sub>5</sub> [mbar]	23,34	26,12	29,56	31,78	36,24	41,88	45,30

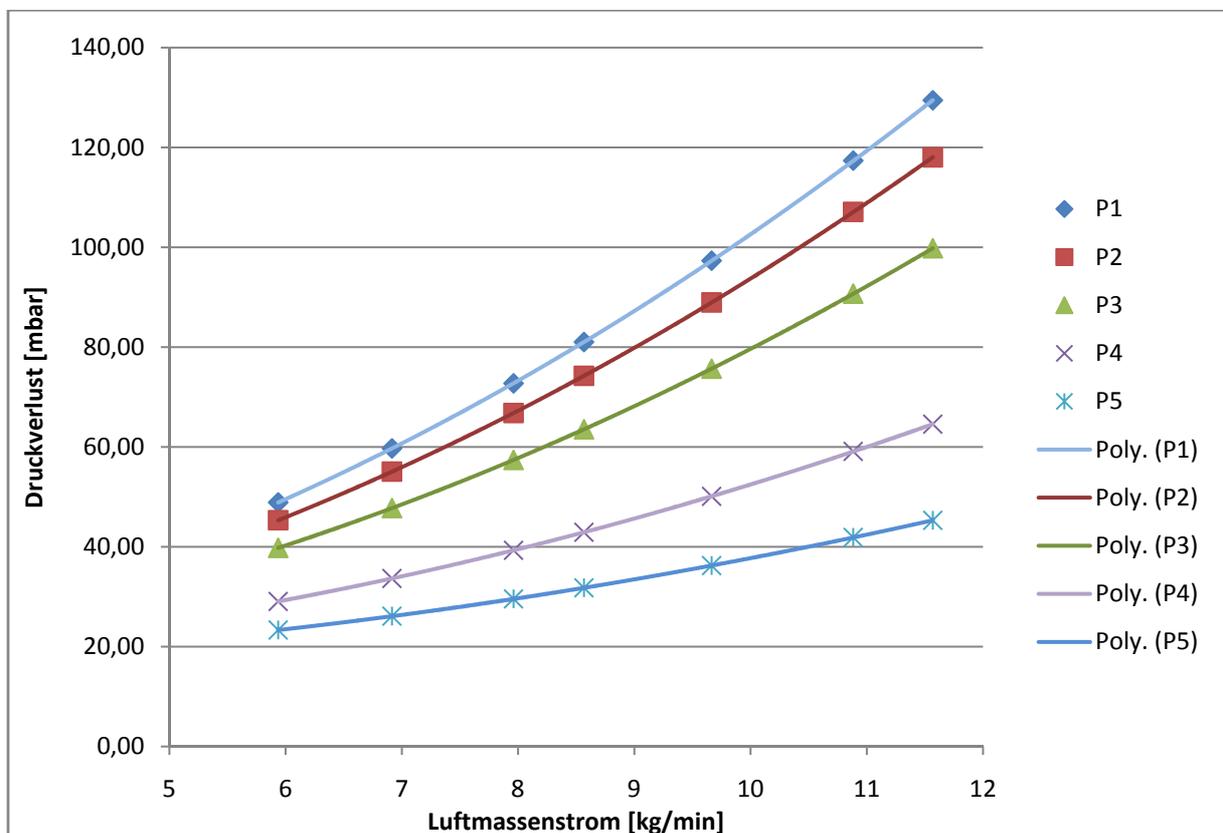


Diagramm 8 – simulierte Überdrücke

## 5.2 Vergleich Messung/Simulation

Aus der in Kapitel 3.2.4 bestimmten Unsicherheit der Massenstrommessung wird eine Unsicherheit von  $\pm 5\%$  in den Messwerten der Förderleitungsdrücke angenommen. Einige „Ausreißer“ aus diesem Toleranzgebiet werden dann gesondert diskutiert.

Beide Betrachtungen werden sowohl absolut als auch relativ zueinander geführt. Bei der relativen Betrachtung wird der Messwert aus der Versuchsreihe als Bezugsgröße genommen.

### 5.2.1 Direkter Vergleich der Druckverläufe

Zunächst wurden die berechneten Werte direkt mit den gemessenen Werten verglichen. Siehe hierzu Diagramm 9.

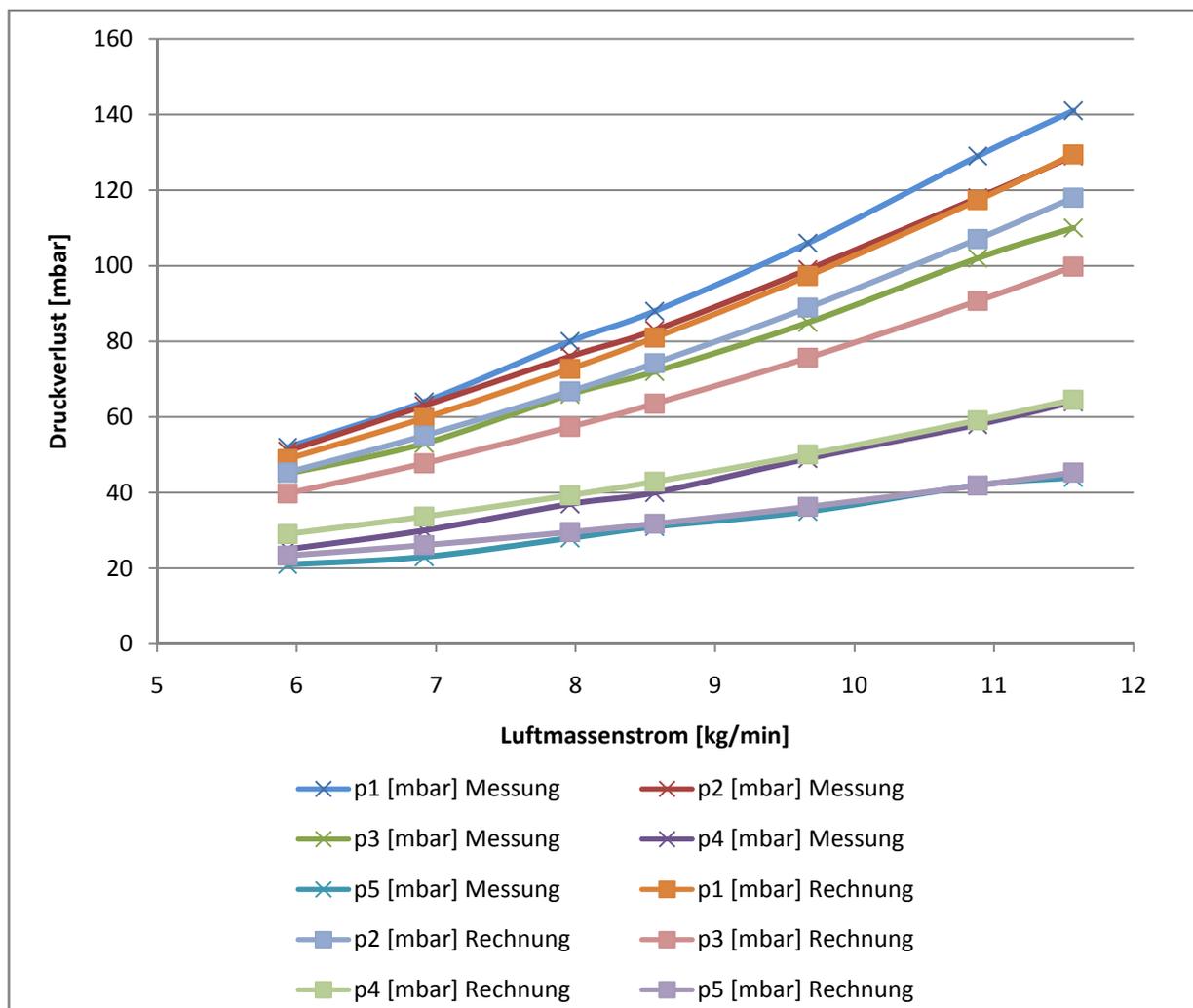


Diagramm 9 – Leerlaufdruckverluste Messung und Simulation

Aus den Druckverläufen ist zu entnehmen, dass die Simulationsdaten schon tendenziell gut mit den Daten der Messung übereinstimmen. Dennoch gibt es einen gewissen Unterschied. Die Unterschiede zwischen den Drücken ( $P_{mess}-P_{sim}$ ) sind in Tabelle 18 dargestellt.

**Tabelle 18 – absolute Abweichung der Simulationsergebnisse**

<b>Massenstrom [kg/min]</b>	<b>5,936</b>	<b>6,915</b>	<b>7,961</b>	<b>8,567</b>	<b>9,665</b>	<b>10,88</b>	<b>11,57</b>
$\delta P_1$ [mbar]	-3,11	-4,29	-7,25	-6,99	-8,70	-11,60	-11,60
$\delta P_2$ [mbar]	-5,67	-7,94	-9,21	-8,76	-10,06	-10,90	-11,00
$\delta P_3$ [mbar]	-5,21	-5,24	-8,60	-8,47	-9,33	-11,30	-10,21
$\delta P_4$ [mbar]	4,05	3,66	2,30	2,91	1,11	1,12	0,56
$\delta P_5$ [mbar]	2,34	3,12	1,56	0,78	1,24	-0,12	1,30

Den Daten ist zu entnehmen, dass die Simulationsergebnisse sowohl nach oben als auch nach unten schwanken. Diese Schwankungen sind alle im Bereich der Messungenauigkeit der Drucktransmitter von 20 mbar. Betrachtet man nun die relative Abweichung, so wird deutlich, welche der mit der Simulation ermittelten Werte besonders von denen der Messung abweichen.

**Tabelle 19 – relative Abweichung der Simulationsergebnisse von der Messung**

<b>Massenstrom [kg/min]</b>	<b>5,936</b>	<b>6,915</b>	<b>7,961</b>	<b>8,567</b>	<b>9,665</b>	<b>10,88</b>	<b>11,57</b>
$\delta P_1$ [%]	6,0	6,7	9,1	7,9	8,2	9,0	8,2
$\delta P_2$ [%]	11,1	12,6	12,1	10,5	10,2	9,3	8,5
$\delta P_3$ [%]	11,6	9,9	13,0	11,8	11,0	11,1	9,3
$\delta P_4$ [%]	16,2	12,2	6,2	7,3	2,3	1,9	0,9
$\delta P_5$ [%]	11,1	13,5	5,6	2,5	3,5	0,3	3,0

Wie Tabelle 19 entnommen werden kann, gibt es simulierte Überdrücke, die um bis zu 16 % von den gemessenen Werten abweichen. Diese deutlich zu hohen Drücke verletzen die Forderung, dass die Simulationsergebnisse nur um maximal 5 % um die Messwerte streuen dürfen. In Diagramm 10 sind die relativen Abweichungen über den Massenstrom aufgetragen.

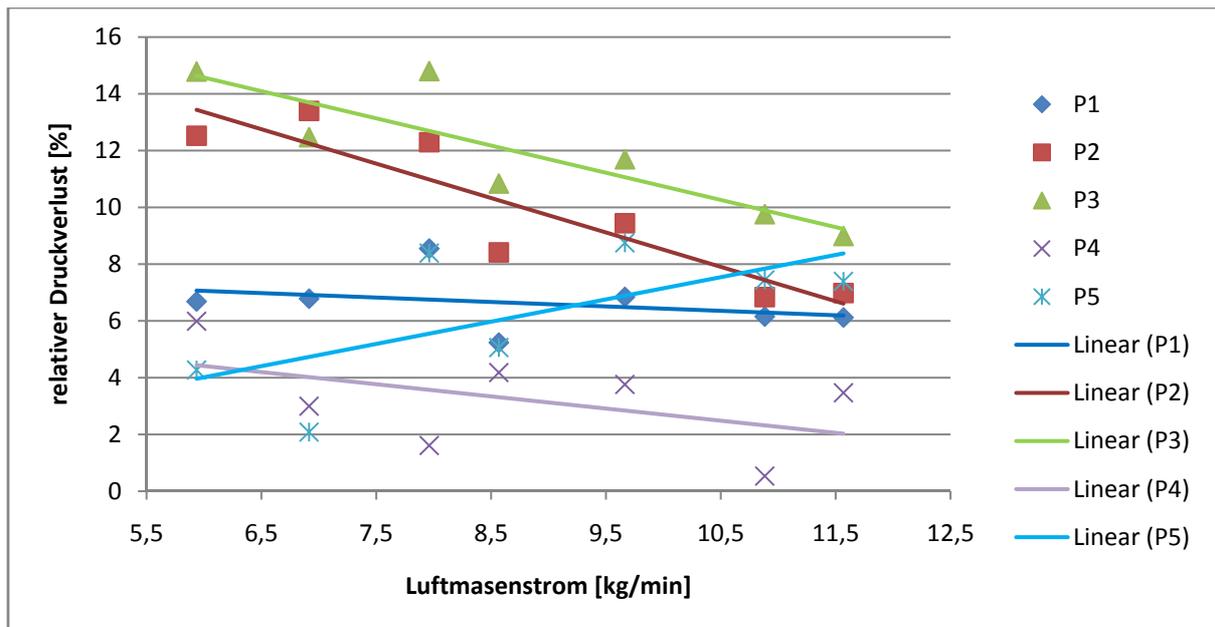


Diagramm 10 – relative Abweichung der Simulationsergebnisse zu den Messergebnissen

Anhand dieses Diagramms ist erkennbar, dass die relative Abweichung gegenüber der Messung mit steigendem Massenstrom abnimmt. Das genau gegenläufige Verhalten von  $\delta P_5$  kann auf eine unkorrekte Anpassung des Gegendrucks zurückgeführt werden. Eine bereits durchgeführte Maßnahme ist das Anheben des Gegendruckes am Vorbehälter um  $\Delta P_{45}$ , wie in Kapitel 0 beschrieben. Wie dort bereits vermerkt, ist das Verfahren iterativ anzuwenden.

Es wird vermutet, dass die Abweichungen der Drücke bei niedrigen Massenströmen von der hohen Messgenauigkeit der verwendeten Messtechnik herrührt. Diese ist in Teilbereichen ebenso groß wie der gemessene Überdruck in der Förderleitung.

Insbesondere gibt es starke Abweichungen bei den Messpunkten  $P_1$  bis  $P_3$ . Diese können durch eine unzureichende Anpassung der Turbulenzmodellierung oder eine fehlerhafte Berechnung des Druckverlustes in den Rohrbögen liegen. Letzteres erscheint insbesondere dadurch logisch, dass die zu gering simulierten Drücke alle vor den Rohrbögen der P-Schleife liegen.

## 5.2.2 Abweichung der Druckdifferenzen der Messstrecke

Die für die Auslegung von Förderanlagen benötigten Druckdifferenzen  $\Delta P_{23}$  und  $\Delta P_{45}$  sollen hier untersucht werden. Zuerst folgt eine Tabelle mit den gemessenen und simulierten Druckdifferenzen.

Tabelle 20 – Druckdifferenzen der Messstrecken gemessen und simuliert

Massenstrom [kg/min]	5,936	6,915	7,961	8,567	9,665	10,88	11,57
	Messung						
$\Delta P_{23}$ [mbar]	6	10	10	11	14	16	19
$\Delta P_{45}$ [mbar]	4	7	9	9	14	16	20
	Simulation						
$\Delta P_{23}$ [mbar]	5,54	7,30	9,39	10,71	13,27	16,37	18,22
$\Delta P_{45}$ [mbar]	5,71	7,54	9,74	11,13	13,87	17,23	19,26

In Diagramm 11 kann man den typischen, leicht parabelförmigen Verlauf der Druckdifferenzen an den Regressionskurven erkennen. Für die Regressionskurven wurden in diesem Fall nur die Daten der zweiten Messstrecke  $\Delta P_{45}$  verwendet.

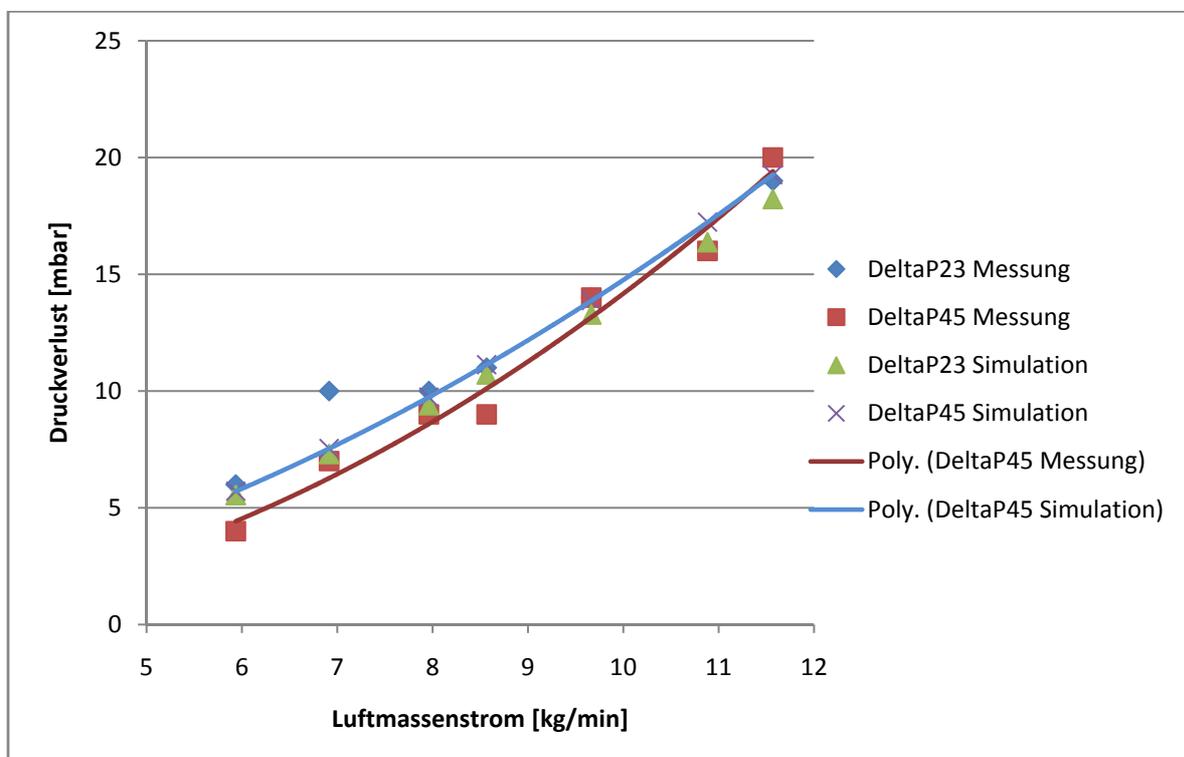


Diagramm 11 – Verläufe der Druckdifferenzen über die Messstrecken (simuliert und gemessen)

Erkennbar ist u. a., dass die simulierten Druckdifferenzen deutlich über den gemessenen Druckdifferenzen liegen.

Dennoch zeigt dieses Ergebnis, dass die Simulationswerte nahe an denen der Messungen liegen. Es wird angenommen, dass die geringeren Messwerte insbesondere aus der durch die Schüttgutförderung polierten Oberfläche des Rohres herrühren. Bei der FLSmidth Hamburg GmbH werden insbesondere abrasive Materialien wie Zement, Tonerde und Flugasche gefördert. Daher ist dieser Effekt sehr wahrscheinlich. Des Weiteren könnte sich die Rohrgeometrie im Laufe der Jahre geändert haben. Es ist möglich, dass die Rohre jetzt einen größeren Durchmesser besitzen als angenommen wurde.

## 5.3 Betrachtung spezieller Strömungsgebiete

Innerhalb der Glattrohranlage sind einige betrachtenswerte Strömungsgebiete vorhanden. Hierzu zählen die Kugelhähne, bei denen der Rohrquerschnitt reduziert wird, Rohrbögen sowie Y-Stücke. Die Strömungsgebiete sollen hinsichtlich auffälliger sowie typischer Strömungsphänomene untersucht werden. Alle hier dargestellten Geschwindigkeits- und Druckfelder sind bei einem Luftmassenstrom von 8,567 kg/min erstellt worden.

### 5.3.1 Rohrbögen

Zwangsweise findet in den Rohrbögen eine Umlenkung statt. Aus dieser Umlenkung ergeben sich Zentrifugalkräfte, welche die Luft an den Außenradius des Rohrbogens beschleunigen. Abbildung 18 zeigt ein Beispiel für einen solchen Rohrbogen, wie er im Technikum eingebaut ist.

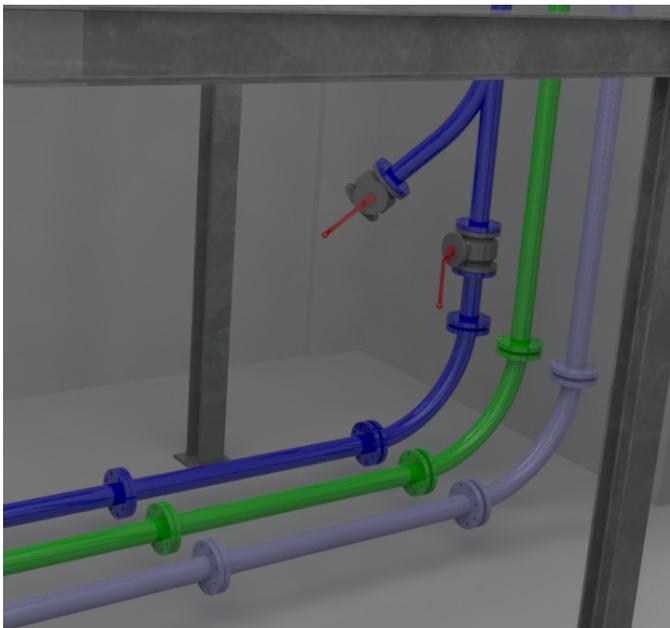


Abbildung 18 – Rohrbögen nach Beschleunigungsstrecke

In das Simulationsgebiet wurde eine Schnittebene eingefügt, welche das Rohr der Glattrohrleitung in der Rohrachse schneidet. Auf dieser Schnittebene können diverse Parameter aufgetragen werden, u.a. die Geschwindigkeit (*velocity magnitude*). Dies ist in Abbildung 19 zu sehen. Im Verlauf des Rohrbogens nimmt die Strömungsgeschwindigkeit entlang der Innenkontur des Rohrbogens ab. Die Geschwindigkeit an der Außenkontur bleibt ähnlich der vor dem Rohrbogen. Dies lässt auf eine Verzögerung der Strömung schließen, welche einen Druckanstieg zur Folge hätte. Dies ist in Abbildung 20 zu sehen und zeigt sich als leichte Druckerhöhung an der Außenkontur des Rohrbogens.

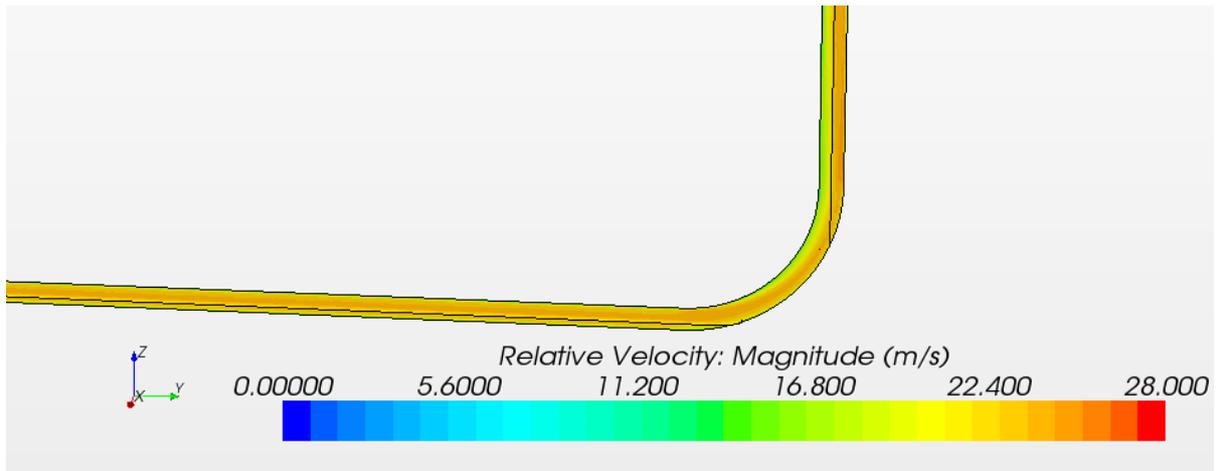


Abbildung 19 – Geschwindigkeitsfeld im Rohrbogen

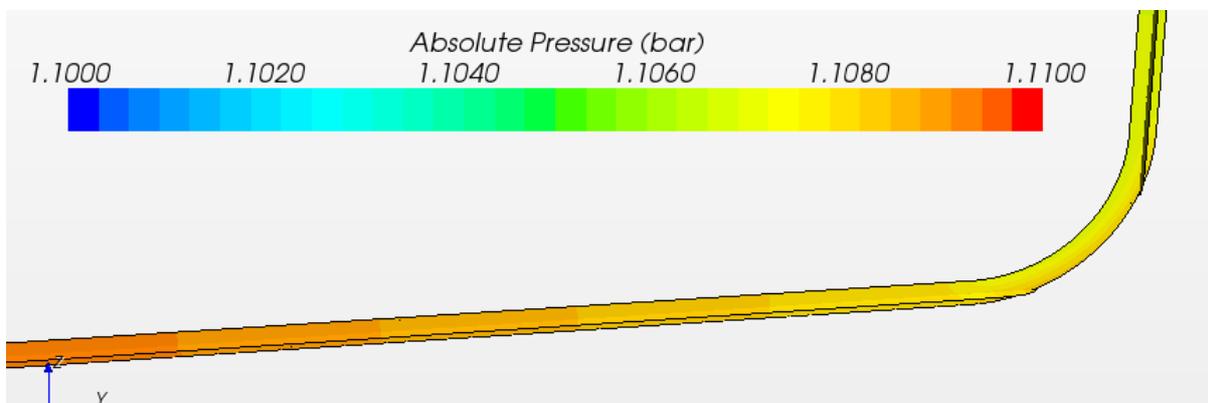


Abbildung 20 – Druckverlauf im Rohrbogen

### 5.3.2 Y-Stück und Kugelhahn

Die Y-Stücke sind anlagentechnisch notwendig. Dennoch stören sie den Verlauf der Strömung und erzeugen Druckverluste. Gleiches gilt für die Kugelhähne, welche mit einer Bohrung von 80 mm den Rohrquerschnitt um 2,5 mm verringern. Eine solche Kombination von Kugelhahn und Y-Stück ist hinter der senkrechten Förderstrecke zu finden, wie Abbildung 21 zeigt.

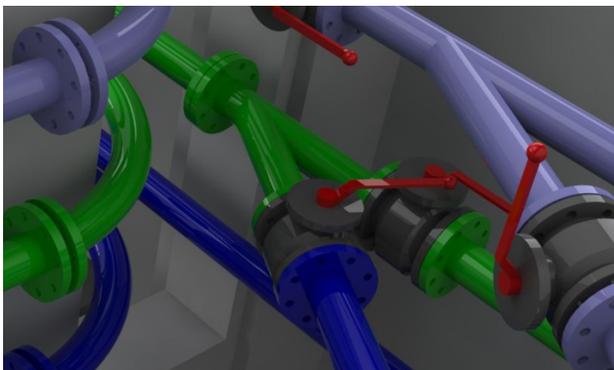


Abbildung 21 – Kugelhahn und Y-Stück

Auch hier wird eine Schnittebene in das Simulationsvolumen in Star-CCM+ eingefügt. Auf dieser werden der Absolutdruck sowie die Geschwindigkeit aufgetragen. Beides wird in Abbildung 22 und Abbildung 23 dargestellt. Zu beachten ist, dass die Farblegende von Abbildung 23 lediglich einen Bereich von 2,5 mbar darstellt.

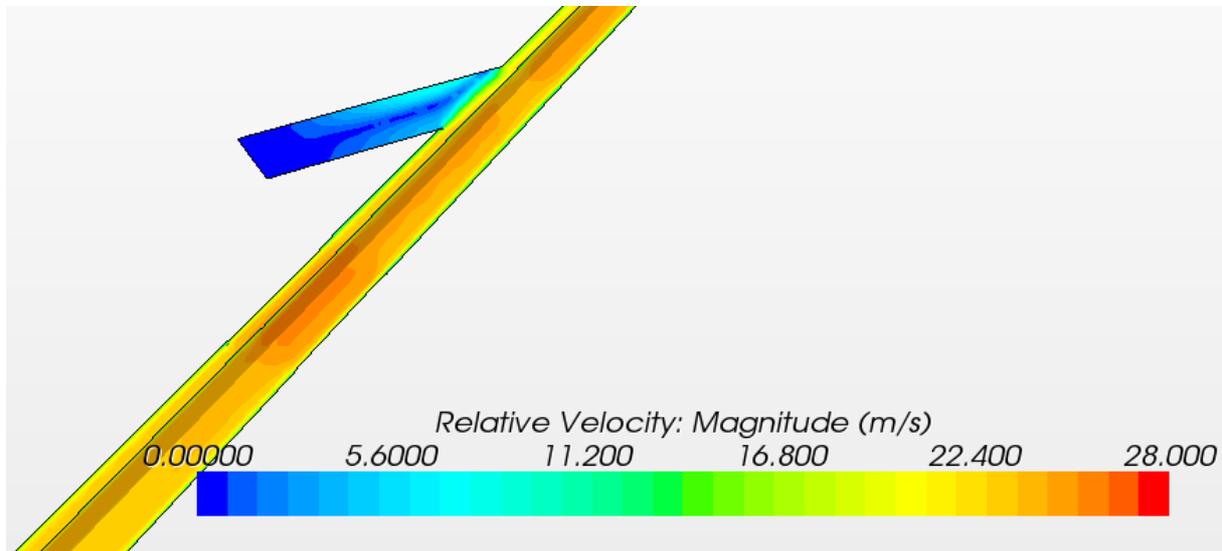


Abbildung 22 – Geschwindigkeitsfeld bei Kugelhahn mit Y-Stück

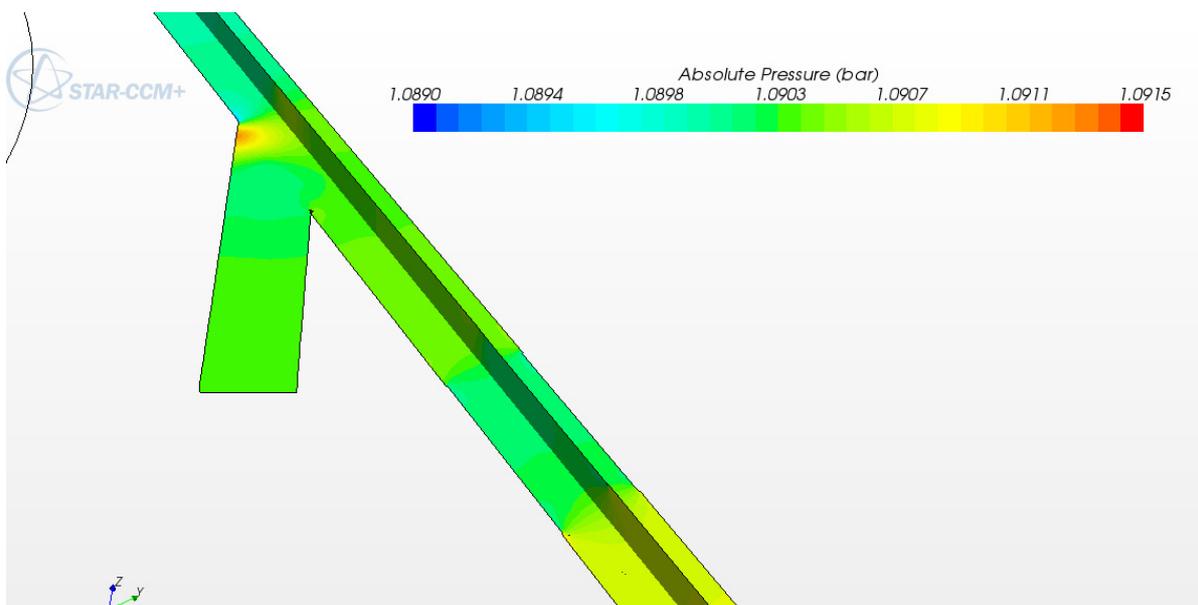


Abbildung 23 – Druckfeld bei Kugelhahn mit Y-Stück

Abbildung 22 ist zu entnehmen, dass die Geschwindigkeit einerseits im Kugelhahn ansteigt sowie andererseits im Y-Stück leicht abfällt. Dies zeigt sich in Abbildung 23 in einem Druckabfall im Kugelhahn und einer Druckspitze im Y-Stück. Der Druckabfall wird auf 1,1 mbar auf dieser Strecke geschätzt und entspricht dabei dem Doppelten des normalen Druckverlustes bei diesem Massenstrom. Dieser beträgt auf einer Strecke von 24 m etwa 12 mbar, also 0,5 mbar Druckverlust

pro Meter Förderleitung. Die Rohreinbauten zeigen also ein typisches Verhalten in der Strömung, da sie einen deutlich höheren Druckverlust erzeugen als die entsprechenden Längen von gerader Förderleitung.

## **5.4 Ausblick auf Druckverluste bei Mehrphasenströmungen**

Die Druckverlustberechnung bei der pneumatischen Förderung ist in Kapitel 2.3 dargestellt. Allerdings ist noch die Frage offen, wie genau auf die Druckverlustbeiwerte  $\lambda_z$  anhand der Messergebnisse aus einem Förderversuch geschlossen werden kann.

Die Messung von  $\lambda_z$  ist nur in einer waagerechten Strecke möglich, da nur hier alleine die Gutreibungsverluste auftreten, siehe Kapitel 2.3. Auf eine mehrere Meter lange Einlaufstrecke ist zu achten. Hierdurch wird die Messung nicht durch Rohrleitungseinbauten verfälscht.

In der Versuchsanlage der FLSmidth Hamburg GmbH sind zwei Messstrecken von je 24 m Länge vorhanden. Zwei Drucktransmitter nehmen jeweils am Anfang und am Ende der Messstrecke den statischen Förderleitungsdruck auf. Mit Hilfe der getroffenen Einstellungen am Druckgefäß (Massenstrom und Luftverteilung) werden zwei Parameter innerhalb der Messstrecken maßgeblich beeinflusst.

Dabei handelt es sich zum einen um die Beladung. Diese stellt sich einerseits durch den Luftmassenstrom wie auch durch die Stellung der Klappen am Druckgefäß ein. Wie genau diese Einstellungen getroffen werden ist häufig auf die Erfahrung des Bedieners zurückzuführen. Eine eindeutige Regel gibt es hier auch aufgrund der vielen Einstellmöglichkeiten leider nicht. Die Beladung berechnet sich nach Formel { 2.16 }.

Zum anderen ändert sich je nach Beladung und Luftmassenstrom die Geschwindigkeit im Rohr. Die Geschwindigkeit kann aus dem gemessenen Luftmassenstrom sowie dem Druck  $P_{23}$  auf halber Strecke der Messstrecke angepasst werden.  $P_{23}$  berechnet sich arithmetisch aus  $P_2$  und  $P_3$ . Da allerdings das Rohr zu einem Teil von Material gefüllt ist, muss die Strömungsgeschwindigkeit entsprechend erhöht werden. Hierfür wird die volumetrische Beladung wie folgt definiert:

$$\mu_V = \frac{\frac{\dot{m}_S}{\rho_S}}{\frac{\dot{m}_L}{\rho_L}} \quad \{ 5.1 \}$$

Dabei kann die Luftdichte über das Ideale Gasgesetz { 2.2 } und den berechneten Druck  $p_{23}$  ermittelt werden. Die Materialdichte  $\rho_s$  ist häufig ein geschätzter oder aus Materialtafeln entnommener Wert. Die Massenströme für Luft und Material sind nach Auswertung eines Versuches bekannt (siehe Kapitel 3.2.3).

Die Luft wird auf einen kleineren Raum verdrängt. Dadurch ändert sich die Geschwindigkeit, mit der die Luft durch das Rohr strömt.

$$W_{korr} = \frac{w_{leer}}{1-\mu_V} \quad \{ 5.2 \}$$

Die darin genannte Leerrohrgeschwindigkeit berechnet sich nach:

$$W_{leer} = \frac{\dot{m}_L}{\rho_L \cdot A} = \frac{\dot{m}_L \cdot R \cdot T}{p_{23} \cdot \frac{\pi}{4} D^2} \quad \{ 5.3 \}$$

,wobei  $T = 293 \text{ K}$  angenommen wird.

Anhand von Formel { 2.3 } kann auf den Druckverlustbeiwert  $\lambda_Z$  geschlossen werden:

$$\lambda_Z = \frac{\left( \frac{2 \cdot \Delta p_{23} \cdot D}{W_{korr}^2 \cdot \rho_L \cdot \Delta l} - \lambda \right)}{\mu}$$

Hierbei wird  $\lambda = 0,02$  gesetzt, wie in Kapitel 2.1.2 dargestellt. Anstatt  $\Delta p_{23}$  kann selbstverständlich auch der Druck  $\Delta p_{45}$  verwendet werden. Auf diese Weise ist es möglich mit der Förderanlage im Technikum der FLSmidth Hamburg GmbH mit einem Versuchsdurchlauf zwei Werte für  $\lambda_Z$  zu ermitteln.

Dabei ist zu beachten, dass es sich bei der pneumatischen Förderung um einen hochdynamischen Prozess handelt, der nur in sehr kleinen Zeitabständen oder über lange Zeit gemittelt als stationär angesehen werden kann. Die Drücke werden über einen größeren Zeitraum, meistens mehrere Minuten, arithmetisch gemittelt. In dieser Zeit kann der Förderleitungsdruck aber dennoch häufig und teilweise stark schwanken, je nachdem, wie sich das Strömungsbild einstellt. Man spricht hier daher weniger von einer stationären als von einer stabilen Förderung, wenn das Material gefördert wird ohne die Förderleitung zu verstopfen.

## 6 *Fazit*

Das für die Simulation verwendete Berechnungsnetz mit knapp 2,2 Millionen Zellen benötigte in etwa 3,5 GB freien Arbeitsspeicher. Der Rest wurde für die Systemverwaltung sowie die Arbeiten mit anderen, weniger Ressourcen benötigenden Programmen verwendet. Die Simulation der Strömung bei einem Massenstrom hat aufgrund der Länge der Förderleitung insgesamt 26 Stunden in Anspruch genommen. Die Simulationszeit übersteigt also die Zeit, welche normalerweise für Förderversuche mit einem Material benötigt wird, um ein Vielfaches. Allerdings können die Simulationen auch Nachts oder am Wochenende ausgeführt werden und benötigen keine permanente Betreuung.

Für die Auslegung von neuen Anlagen wird i. d. R. die  $\lambda_Z$ -Kurve benötigt. Wenn die relevanten Materialparameter bekannt sind kann dies bereits auf Basis einer deutlich kürzeren Simulationsstrecke von etwa 24 m ermittelt werden. Dadurch würde sich der Rechenaufwand deutlich reduzieren. Durch die Reduzierung des Strömungsvolumens wäre es auch möglich die Strömung in dem Turbuflow-Rohr zu simulieren, welches verfahrensbedingt eine komplizierte Innengeometrie aufweist. Die für die Simulation benötigten Einstellungen müssen dann aber noch gesondert betrachtet werden.

Als Vereinfachung der Simulation der gesamten Förderanlage könnte zusätzlich auf den Gegendruck am Vorbehälter verzichtet werden. Dieser Gegendruck ist bei Förderversuchen mit Material nicht zu messen oder zu ermitteln. Grund hierfür ist die aktivierte Filterabsaugung.

Die zusätzlichen Druckverluste der Armaturen und anderer Rohreinbauten werden realitätsnah dargestellt. Es zeigt sich, dass die Rohrbögen in der Versuchsanlage einen höheren Druckverlust erzeugen als die Simulation ergibt. Zur weiteren Annäherung der Simulation an das Realverhalten, empfiehlt es sich den Druckverlust von Rohrbögen mit einem großen Biegeradius noch einmal gesondert zu untersuchen.

Die Druckverluste in geraden Rohrleitungen werden mit der Simulation hinreichend genau mit einer Toleranz von  $\pm 5\%$  berechnet. Es handelt sich in dem Technikum allerdings um geflanschte Rohre. Diese können an den Verbindungsstellen einen leichten Versatz haben, wodurch der Druckverlust ansteigt. Auch können Übergänge an den Flanschen, ggf. falsch ausgeführte Schweißnähte und durchhängende Dichtungen zusätzliche Hindernisse für die Strömung sein. Solche nicht messbaren Geometrieabweichungen können in einer Simulation nicht beachtet werden.

Aufgrund der gemachten Beobachtungen wird auf ein gutes Berechnungsnetz sowie eine hinreichend genaue Berechnungsmethode geschlossen. In der Simulation können nicht alle Parameter beachtet werden. Eine Simulation in der ausgeführten Größe ist für die Bestimmung von  $\lambda_z$  nicht notwendig. Dennoch dient sie dem Verständnis der Funktionsweise der Förderanlage.

Die Netzparameter sind schon hinreichend gut ermittelt worden, gleiches gilt für das Turbulenzmodell. Weiterhin wäre es für den Eintrag von Material in die Förderleitung interessant eine Zweiphasen-Simulation des Druckgefäßes mit Förderluftringkammer durchzuführen.

Die Simulationstechnik ist sehr ausgereift. Die Netzerstellung, welche normalerweise einen Großteil der Zeit in Anspruch nimmt, ist bei dem verwendeten CFD-Programm gut automatisiert. Die Auswahl an Modellparametern in dem CFD-Programm ist etwas umständlich, da man hier nicht durch eine GUI geführt wird. Die Simulationszeit erstreckte sich über einen Großteil der Bearbeitungszeit der Thesis. Die Aufnahme der Messwerte am Technikum der FLSmidth Hamburg GmbH war gut möglich und wurde stets durch die Mitarbeiter vor Ort unterstützt.

### **III – Quellenangaben**

#### Literatur zu Kapitel 1

- [1.1] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 56, Tabelle 3.2
- [1.2] Dietmar Schulze, Pulver und Schüttgüter, Fließeigenschaften und Handhabung, VDI-Springer, 2. Auflage 2009, Seite VII, Absatz 1
- [1.3] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 23, Gleichung 2.4
- [1.4] FLSmidth Hamburg GmbH, Firmenpräsentation pneumatische Fördersysteme
- [1.5] Stieß, Mechanische Verfahrenstechnik – Partikeltechnologie 1, Springer Fachbuch, 3. Auflage 2008, Seite 105, Formeln 4.1 bis 4.3
- [1.6] Dietmar Schulze, Pulver und Schüttgüter, Fließeigenschaften und Handhabung, VDI-Springer, 2. Auflage 2009, Kapitel 4 – Praktisches Messen von Fließeigenschaften
- [1.7] Dietmar Schulze, Pulver und Schüttgüter, Fließeigenschaften und Handhabung, VDI-Springer, 2. Auflage 2009, Kapitel 6 – Überblick über Messverfahren und Messgeräte
- [1.8] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Kapitel 4
- [1.9] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 65, Tabelle 3.4
- [1.10] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 240, Bild 8.6
- [1.11] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 45, Bild 2.30

#### Literatur zu Kapitel 2

- [2.1] Baehr, Kabelac, Thermodynamik, Springer Fachbuch, 14. Auflage 2009, Seite 86, Formel 2.33
- [2.2] Baehr, Kabelac, Thermodynamik, Springer Fachbuch, 14. Auflage 2009, Seite 208, Formel 4.23
- [2.3] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 91, Absatz 2
- [2.4] Bohl, Elmendorf, Technische Strömungslehre, Vogel Fachbuch Verlag, 14. Auflage 2008, Seite 179, Absatz 2

- [2.5] Bohl, Elmendorf, Technische Strömungslehre, Vogel Fachbuch Verlag, 14. Auflage 2008, Seite 178, Kapitel 4.7.7 ff
- [2.6] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 19, Bild 2.2
- [2.7] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 18, Absatz 2
- [2.8] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 145, Absatz 2
- [2.9] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 147, Gleichung 6.3
- [2.10] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 83, Gleichung 4.2
- [2.11] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 93ff, Kapitel 4.2.3
- [2.12] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 96, Absatz 2
- [2.13] Wolfgang Siegel, Pneumatische Förderung, Vogel Fachbuch Verlag, 1. Auflage 1991, Seite 96, Gleichung 4.13

#### Literatur zu Kapitel 4

- [4.1] E. Truckenbrodt, Fluidmechanik Band 1: Grundlagen und elementare Strömungsvorgänge dichtebestandiger Fluide, Seite 115, Tabelle 2.7
- [4.2] J.H. Ferziger, M Perić, Numerische Strömungsmechanik, 1. Deutsche Auflage 2008, Springer Fachbuch Verlag, Seite 88ff, Kapitel 4.4
- [4.3] J.H. Ferziger, M Perić, Numerische Strömungsmechanik, 1. Deutsche Auflage 2008, Springer Fachbuch Verlag, Seite 353, Gleichungen 9.38 bis 9.41
- [4.4] J.H. Ferziger, M Perić, Numerische Strömungsmechanik, 1. Deutsche Auflage 2008, Springer Fachbuch Verlag, Kapitel 9.4.2 – Einfache Turbulenzmodelle und ihre Anwendungen
- [4.5] J.H. Ferziger, M Perić, Numerische Strömungsmechanik, 1. Deutsche Auflage 2008, Springer Fachbuch Verlag, Seite 348ff, Gleichungen 9.30, 9.34 bis 9.36, 9.50 bis 9.53
- [4.6] Star-CCM+ 6.02, UserGuide\_6.02, Seite 2613
- [4.7] Cebeci, T. and Bradshaw, P. 1977. Momentum Transfer in Boundary Layers, Hemisphere Publishing/McGraw-Hill, Seiten 176-180

## **IV – Abbildungsverzeichnis**

Abbildung 1 – Schnitt durch einen Schmelzbasaltbogen [1.10] - und Fertigungsbeispiel nach Fa. Kalenborn _____	14
Abbildung 2 – Mehrfacher Rohrbogen in einer Förderleitung - Technikum FLSmidth Hamburg GmbH _____	14
Abbildung 3 – Anlagenschemata für eine Saug- und eine Druckförderanlage Druckgefäß [1.11]	15
Abbildung 4 – Stutzen am standardisierten Druckgefäß – FLSmidth Hamburg GmbH _____	17
Abbildung 5 – P+I-Diagramm Druckgefäßanschlüsse _____	18
Abbildung 6 – 3D-Ansicht eines vollständig verrohrten Druckgefäßes (ohne Fluidisierboden im Auslauftopf) _____	18
Abbildung 7 – 3D-Ansicht der Förderleitung bei der FLSmidth Hamburg GmbH _____	22
Abbildung 8 – Definition der Strömungszustände an der Rohrwand [2.6] _____	28
Abbildung 9 – Diagramm für Druckverluste in zylindrischen Rohren nach Colebrook ( $\log(\lambda)$ über $\log(Re)$ ) [2.6] _____	30
Abbildung 10 – p-v-Diagramm für Verdichter _____	31
Abbildung 11 -- Ausschnitt P+ID für Luftmengenregelstation (Eigentum FLSmidth Hamburg GmbH) _____	39
Abbildung 12 – Luftmassenstrom-Regelstrecke – Technikum FLSmidth Hamburg GmbH _____	39
Abbildung 13 – Rohrkompensator hinter der Förderluftringkammer _____	52
Abbildung 14 – Modellfehler vor und nach der Bearbeitung der 3D-Geometrie _____	53
Abbildung 15 – Randschichtvernetzung am Einlauf des Simulationsraumes _____	55
Abbildung 16 – Residuenverläufe auf Netz 3 (4,35 Millionen Zellen) ohne Vorbehälter _____	63
Abbildung 17 – Residuenverläufe bei Netz 4 (2,85 Millionen Zellen) mit Vorbehälter _____	67
Abbildung 18 – Rohrbögen nach Beschleunigungsstrecke _____	85
Abbildung 19 – Geschwindigkeitsfeld im Rohrbogen _____	86

Abbildung 20 – Druckverlauf im Rohrbogen	86
Abbildung 21 – Kugelhahn und Y-Stück	86
Abbildung 22 – Geschwindigkeitsfeld bei Kugelhahn mit Y-Stück	87
Abbildung 23 – Druckfeld bei Kugelhahn mit Y-Stück	87

## **V – Tabellenverzeichnis**

Tabelle 1 – Steuertabelle Förderleitungsdruck	20
Tabelle 2 – Position der Messpunkte an der Glattrohrleitung DN 80	36
Tabelle 3 – Druckverluste in der Glattrohrleitung DN 80	48
Tabelle 4 – Interpolationsverfahren	54
Tabelle 5 – Parametervariation für Netzverfeinerung	63
Tabelle 6 – Auswertung Druckunterschiede Netze 1 bis 3	64
Tabelle 7 – Absolute und relative Abweichung der simulierten Förderleitungsdrücke	65
Tabelle 8 – Einstellungen des finalen Netzes	66
Tabelle 9 – Netzparameter für Netzoptimierung	68
Tabelle 10 – ermittelte Drücke bei Netzvariation	69
Tabelle 11 – Einstellungen Mass-Flow-Inlet	70
Tabelle 12 – Gegendrücke am Vorbehälterauslauf	73
Tabelle 13 – Einstellungsparameter Vorbehälter-Auslauf	73
Tabelle 14 – Einstellungsparameter Wand Förderleitung und Vorbehälter	74
Tabelle 15 – Unterrelaxationsfaktoren	75
Tabelle 16 – Ausgelesene Drücke P1 bis P5	77
Tabelle 17 – Berechnete Überdrücke	79
Tabelle 18 – absolute Abweichung der Simulationsergebnisse	81
Tabelle 19 – relative Abweichung der Simulationsergebnisse von der Messung	81
Tabelle 20 – Druckdifferenzen der Messstrecken gemessen und simuliert	83

## **VI – Anhang**

- Anhang A – P+I-Diagramm Technikum FLSmidth Hamburg GmbH – 1 Seite DIN A0
- Anhang B – Förderleitungszeichnung Technikum FLSmidth Hamburg GmbH – 1 Seite DIN A0
- Anhang C – Diagramme von Versuchsdurchführung – 7 Seiten DIN A4
- Anhang D – Auswertungsbögen von Versuchsdurchführung – 7 Seiten DIN A4
- Anhang E – Programmtext Laufmakro – 2 Seiten DIN A4
- Anhang F – Messprotokoll Rauigkeitsmessung vom Glattrohr DN 80 – 1 Seite DIN A4
- Anhang G – DVD mit Simulationsdaten und Auswertungstabellen – 1 DVD Double Layer