



Universität Stuttgart  
Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik

Prof. Dr. Dr.-Ing. habil. H. Müller-Steinhagen

in Kooperation mit



Deutsches Zentrum  
für Luft- und Raumfahrt e.V.  
in der Helmholtz-Gemeinschaft

## Studienarbeit

# Strömungssimulation der Gasverteilung im Ein- und Auslassbereich eines Hochtemperatur-Wärmespeichers

Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V.  
Institut für Technische Thermodynamik

Universität Stuttgart  
Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik

cand. tema. Manuel Lier  
Matrikelnummer: 2193928

Betreuer: Dipl.-Ing. V. Dreißigacker (DLR)

Mai 2008



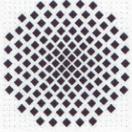
## Abstract

Thermische Speicher sind zentrale Elemente zur Verbesserung der Betriebs- und Erlössituation solarer Kraftwerke. Für Solarturmkraftwerke, welche eine hocheffektive Verstromung von Solarstrahlung erlauben, stellen direkt durchströmte Feststoffspeicher eine besonders geeignete Technologie dar. Dabei ist eine gleichmäßige Durchströmung des Speichers Grundvoraussetzung für eine sinnvolle Speichervolumenausnutzung.

Ziel dieser Studienarbeit ist es, durch numerische Untersuchungen mittels einer CFD-Software einen Beitrag zur strömungstechnischen Auslegung eines Hochtemperatur-Wärmespeichers zu liefern

Dazu wurden im Rahmen dieser Arbeit Strömungsberechnungen mit Hilfe der CFD-Software *FLUENT* für einen direkt durchströmten Hochtemperatur-Wärmespeicher durchgeführt. Es wurden die Auswirkungen verschiedener Einflussparameter auf die Strömungsverteilung im Speicherkern untersucht. Zur Beurteilung der berechneten Strömungsverteilung wurde eine dimensionslose Kenngröße (Gamma-Faktor) verwendet. Der Hochtemperatur-Wärmespeicher wurde zur Simulation in zwei Bereiche aufgeteilt. Dies sind die Heißgasseite und die Kaltgasseite, jeweils bestehend aus der Verteilerstruktur und dem Speicherkern. Für die Heißgasseite des Speichers wurde untersucht, wie sich die Druckverluste im Speicherkern und die Verteilergeometrie bei axialer Einströmung auf die Strömungsverteilung im Speicherkern und am Eintritt in den Speicherkern auswirken. Die gewonnenen Ergebnisse konnten anschließend in aussagekräftige Größen zur Beurteilung der Strömungsverteilung zusammengefasst werden. Für die Kaltgasseite mit radialer Einströmung konnte gezeigt werden, dass sich durch Generierung eines zusätzlichen, definierten Druckverlustes, wie er z.B. durch eine Lochplatte erzeugt werden kann, eine Vergleichmäßigung der Strömung erzielen lässt. Mit den gewonnenen Erkenntnissen erfolgte abschließend die Simulation eines kompletten sechsständigen Be- und Entladezyklus des Speichers.





UNIVERSITÄT STUTTGART  
INSTITUT FÜR THERMODYNAMIK UND WÄRMETECHNIK  
Professor Dr. Dr.-Ing. habil. H. Müller-Steinhagen

*itw*

Universität Stuttgart · ITW · Pfaffenwaldring 6 · 70550 Stuttgart

Herrn  
Manuel Lier  
Frauenstegstr. 1  
70435 Stuttgart

ITW, Pfaffenwaldring 6  
70550 Stuttgart  
Telefon (0711) 685 – 6 35 36  
Telefax (0711) 685 – 6 35 03  
e-mail: pm@itw.uni-stuttgart.de

Ihr Zeichen

Ihr Schreiben vom

Unser Zeichen

Tag

hms

08.01.2008

Studienarbeit Nr. 2008-1 für Herrn

**cand. tema. Manuel Lier**

### **Strömungssimulation der Gasverteilung im Ein- und Auslassbereich eines Hochtemperatur-Wärmespeichers**

#### **Aufgabenstellung**

Solarturmkraftwerke mit luftgekühlten Strahlungsempfängern erlauben eine hocheffiziente Verstromung von Solarstrahlung und bieten gleichzeitig wegen der vergleichsweise einfachen Betriebsbedingungen günstige Ausgangsbedingungen für eine Markteinführung. Thermische Speicher sind für solche Solarkraftwerke Schlüsselemente zur Verbesserung ihrer Betriebs- und Erlössituation. Direktdurchströmte Feststoffspeicher sind dafür eine besonders geeignete Technologie.

Ziel der Arbeit ist es, einen Beitrag zur Gestaltung des Strömungspfades im Speicher zu erarbeiten. Dazu sind mittels CFD-Software Strömungsberechnungen für den Ein- und Auslassbereich eines solchen Speichers durchzuführen. Teilaufgaben sind das Aufsetzen des Berechnungsnetzes nach geometrischen Vorgaben, die Berechnung der Heißgasströmung und die Erarbeitung konstruktiver Maßnahmen für eine gleichmäßige Durchströmung des Speicherinventars bei möglichst geringen Druckverlusten.

---

Änderungen, die im Verlauf der Arbeit als notwendig erscheinen sind vorbehalten; sie werden in einem Nachtrag zur Aufgabenstellung nachgereicht.

---

Die Arbeit wird am Institut für Technische Thermodynamik des DLR Stuttgart ausgeführt.

Betreuer: Dipl.-Ing. Volker Dreißigacker (DLR)

Tag der Ausgabe: 07.01.2008

Tag der Abgabe: 30.04.2008

Arbeit abgegeben am: \_\_\_\_\_



Prof. Dr. Dr.-Ing. habil. H. Müller-Steinhagen

# Inhaltsverzeichnis

	Seite
Bezeichnungen.....	VII
Formelzeichen .....	VII
Abkürzungen.....	VIII
Abbildungsverzeichnis.....	IX
Tabellenverzeichnis.....	XII
1 Einleitung und Problemstellung.....	1
2 Stand der Technik.....	2
2.1 Solarturmkraftwerke .....	2
2.2 Wärmespeicherung .....	3
2.3 Strömungsverteilung.....	7
3 Theoretische Grundlagen.....	9
3.1 Software: FLUENT und Gambit .....	9
3.2 Das "Poröse Modell" in FLUENT .....	11
3.3 Kriterium zur Quantifizierung der Strömungsgleichverteilung.....	13
4 Berechnungen.....	15
4.1 Modellerstellung .....	15
4.2 Heißgasseite.....	21
4.3 Kaltgasseite .....	27
4.4 Simulation eines kompletten sechstündigen Be- und Entladezyklus .....	29
5 Auswertung und Ergebnisse .....	30
5.1 Heißgasseite.....	30
5.1.1 Strömungsverteilung im Speicherkern.....	30
5.1.2 Strömungsverteilung am Eintritt in den Speicherkern.....	39
5.1.2.1 Auswertung Parameterstudie .....	39
5.1.2.2 Vergleich mit der Literatur: Ansatz nach Hansen.....	47
5.1.2.3 Berücksichtigung von Wärmeverlusten .....	50
5.2 Kaltgasseite .....	54
5.3 Simulation eines sechsständigen Be- und Entladezyklus.....	56

6	Zusammenfassung und Ausblick .....	62
7	Literaturverzeichnis .....	63
	Anhang A: Prozess- und Geometriedaten der Berechnungsmodelle .....	65
	Anhang B: Ergebnisübersicht Parameterstudie.....	66

## Bezeichnungen

### Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Benennung
A	$[m^2]$	Querschnittsfläche
$c_p$	$\left[ \frac{J}{kg \cdot K} \right]$	Spezifische Wärmekapazität (bei konstantem Druck)
D	$[m]$	Durchmesser des Speicherkerns
$d_{Ein}$	$[m]$	Einströmdurchmesser
$d_p$	$[m]$	Partikeldurchmesser
Eu	$[-]$	Eulerzahl
g	$\left[ \frac{m}{s^2} \right]$	Erdbeschleunigung
H	$[m]$	Höhe des Speicherkerns
$h_v$	$[m]$	Verteilerhöhe
p	$[Pa]$	Druck
$\Delta p$	$[Pa]$	Druckverlust
q	$\left[ \frac{W}{m^2} \right]$	Spezifischer Wärmestrom
Re	$[-]$	Reynoldszahl
T	$[K]$	Thermodynamische Temperatur
t	$[s]$	Zeit
$\bar{u}$	$\left[ \frac{m}{s} \right]$	Mittlere Knotengeschwindigkeit
$u_i$	$\left[ \frac{m}{s} \right]$	Knotengeschwindigkeit
V	$[m^3]$	Volumen
v	$\left[ \frac{m}{s} \right]$	Geschwindigkeit
w	$\left[ \frac{m}{s} \right]$	Leerrohrgeschwindigkeit

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Benennung</b>
$w_f$	$\left[ \frac{m}{s} \right]$	Geschwindigkeit des Fluids im porösen Medium
$w_0$	$\left[ \frac{m}{s} \right]$	Einströmgeschwindigkeit
$\beta$	$[-]$	Beta-Faktor
$\gamma$	$[-]$	Gamma-Faktor
$\varepsilon$	$[-]$	Porosität
$\eta$	$[Pa \cdot s]$	Dynamische Viskosität
$\lambda$	$\left[ \frac{W}{m \cdot K} \right]$	Wärmeleitfähigkeit
$\nu$	$\left[ \frac{m^2}{s} \right]$	Kinematische Viskosität
$\rho$	$\left[ \frac{kg}{m^3} \right]$	Dichte
$\rho_f$	$\left[ \frac{kg}{m^3} \right]$	Dichte des Fluids im porösen Medium
$\tau$	$[Pa]$	Schubspannung
$\psi$	$[-]$	Dimensionslose Zahl zur Zusammenfassung von Einflussgrößen
$\omega$	$[-]$	Index of non-uniformity
$\nabla$	-	Nabla-Operator

### Abkürzungen

Abb.	Abbildung
CFD	Computational Fluid Dynamics (Numerische Strömungsmechanik)
FVM	Finite Volume Method (Finite Volumen Verfahren)
GuD	Gas und Dampf
H/D	Höhe zu Durchmesser Verhältnis
HT	Hochtemperatur
IR	Inertial Resistance (Widerstandsbeiwert)
VR	Viscous Resistance (Widerstandsbeiwert)

## Abbildungsverzeichnis

	Seite
Abb. 2.1: Integration eines thermischen Speichers am Bsp. PHOEBUS [10] .....	3
Abb. 2.3: Einteilung der Wärmespeicher nach physikalischem Prinzip [1] .....	4
Abb. 2.3: Winderhitzer nach Cowper, Längs- und Querschnitt [1] .....	5
Abb. 2.4: Varianten direkt durchströmter, sensibler Feststoff-Wärmespeicher [2] .....	6
Abb. 2.5: Verteilergeometrie eines Plattenwärmeübertragers [8] .....	7
Abb. 2.6: Lochblech zur Strömungsverteilung für einen Plattenwärmeübertrager [13] ..	8
Abb. 3.1: Ablauf der Berechnung der Strömungsverteilung .....	9
Abb. 4.1: Unterteilung des Speichers in Teilmodelle .....	15
Abb. 4.2: Teilmodell der Heißgasseite .....	16
Abb. 4.3: Teilmodell Kaltgasseite .....	17
Abb. 4.4: Veranschaulichung der Verwirbelung der Strömung bei Wahl einer halbkugelförmigen Verteilergeometrie .....	18
Abb. 4.5: Veranschaulichung der Strömung bei einer trichterförmigen Verteilergeometrie .....	19
Abb. 4.6: Einfluss der Netzgüte auf die Strömungsverteilung und Konvergenz .....	20
Abb. 4.7: Berechnung der Geschwindigkeitsverteilung in verschiedenen Ebenen im Speicherkern .....	22
Abb. 4.8: Berechnung der Strömungsverteilung am Eintritt in den Speicherkern .....	23
Abb. 4.9: Definition des H/D-Verhältnisses .....	24
Abb. 4.10: Variation der Einflussparameter H/D-Verhältnis, $d_{\text{Ein}}$ und $h_v$ .....	25
Abb. 4.11: Veranschaulichung der berücksichtigten Wärmeverluste .....	26
Abb. 4.12: Vergleichmäßigung der radialen Einströmung mittels eines „Lochblechs“ .....	27

---

Abb. 5.1: Geschwindigkeitsverteilung im Speicherquerschnitt für einen Speicherkerndruckverlust von 3 Pa .....	31
Abb. 5.2: Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit im Speicherquerschnitt für verschiedene Ebenen des Speicherkerne bei $\Delta p = 3 \text{ Pa}$ .....	32
Abb. 5.3: Geschwindigkeitsverteilung im Speicherquerschnitt für einen Speicherkerndruckverlust von ca. 12000 Pa .....	33
Abb. 5.4: Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit im Speicherquerschnitt für verschiedene Ebenen des Speicherkerne bei $\Delta p \approx 12000 \text{ Pa}$ .....	33
Abb. 5.5: Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe .....	34
Abb. 5.6: Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für $d_{\text{Ein}} = 1,5 \text{ m}$ .....	35
Abb. 5.7: Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für $d_{\text{Ein}} = 2 \text{ m}$ .....	35
Abb. 5.8: Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für $d_{\text{Ein}} = 3 \text{ m}$ .....	36
Abb. 5.9: Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für $H/D = 0,5$ .....	36
Abb. 5.10: Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für $H/D = 1$ .....	37
Abb. 5.11: Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für $H/D = 2$ .....	37
Abb. 5.12: Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für $H/D = 4$ .....	38
Abb. 5.13: Einfluss des H/D-Verhältnisses auf die Strömungsverteilung .....	39
Abb. 5.14: Einfluss des Einströmdurchmessers auf die Strömungsverteilung .....	40
Abb. 5.15: Typischer Verlauf der Geschwindigkeitsverteilung in Abhängigkeit vom Druckverlust im Speicherkerne .....	41
Abb. 5.16: Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse mit Hilfe der Eu-Zahl .....	42
Abb. 5.17: Einfluss des H/D-Verhältnisses auf die bestmögliche Gleichverteilung .....	43
Abb. 5.18: Einfluss des Einströmdurchmessers auf die bestmögliche Gleichverteilung .....	43
Abb. 5.19: Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit auf die bestmögliche Gleichverteilung .....	44
Abb. 5.20: Einfluss der Verteilerhöhe auf die bestmögliche Gleichverteilung .....	44

---

Abb. 5.21: Veranschaulichung der Einflussgrößen .....	45
Abb. 5.22: Zusammenfassung aller vier Einflussgrößen in einem 3D-Diagramm .....	46
Abb. 5.23: Beta-Faktor für verschiedene Einströmdurchmesser .....	48
Abb. 5.24: Beta-Faktor für verschiedene H/D-Verhältnisse .....	48
Abb. 5.25: Bestimmung des Beta-Faktors bei Eintritt der Sättigung .....	49
Abb. 5.26: Temperaturunterschied im Speicherkern aufgrund von Wärmeverlusten .....	50
Abb. 5.27: Durch Temperaturunterschiede hervorgerufene Dichteunterschiede .....	51
Abb. 5.28: Durch Wärmeverluste hervorgerufene Ungleichverteilung der Strömungsgeschwindigkeit im Speicher .....	52
Abb. 5.29: Einfluss von Wärmeverlusten bei sehr großen Druckverlusten .....	53
Abb. 5.30: Einfluss von Wärmeverlusten bei kleinen Druckverlusten .....	53
Abb. 5.31: Unterteilung des Lochblechs in 12 Bereiche unterschiedlicher Druckverluste .....	54
Abb. 5.32: Optimaler Druckverlust am „Lochblech“ zur Erzielung einer Strömungsgleichverteilung .....	55
Abb. 5.33: Geschwindigkeitsverteilung vor Durchströmen des „Lochblechs“ .....	55
Abb. 5.34: Geschwindigkeitsverteilung nach Durchströmen des „Lochblechs“ .....	56
Abb. 5.35: Bilderfolge sechsständiger Beladevorgang ( $\Delta t = 30$ min) .....	58
Abb. 5.36: Bilderfolge sechsständiger Entladevorgang ( $\Delta t = 30$ min) .....	61

## Tabellenverzeichnis

	Seite
Tabelle 4.1: Stoffwerte und Eingabeparameter Berechnung Heißgasseite .....	21
Tabelle 4.2: Berechnungsparameter zur Strömungsberechnung unter Berücksichtigung von Wärmeverlusten.....	26
Tabelle 4.3: Stoffwerte und Eingabeparameter Berechnung Kaltgasseite .....	28
Tabelle 5.1: Berechnete Werte für den Beta-Faktor.....	49

## 1 Einleitung und Problemstellung

Aufgrund der Verknappung fossiler Rohstoffe und des damit verbundenen Anstiegs der Weltmarktpreise treten regenerative Verfahrensweisen, beispielsweise bei der Stromerzeugung, immer stärker in den Vordergrund. Solarturmkraftwerke mit luftgekühlten Receivern erlauben dabei eine besonders effiziente Verstromung von Solarstrahlung. Um die Wirtschaftlichkeit dieser Kraftwerke weiter zu steigern, spielt die Entwicklung von thermischen Speichern eine entscheidende Rolle. Direkt durchströmte Feststoffspeicher stellen hierfür eine besonders geeignete Technologie dar.

Während die Technik für die Solarturmkraftwerke in den letzten Jahren schon relativ intensiv erforscht wurde, besteht bei der Entwicklung von Wärmespeichern in der hierfür benötigten Größenordnung noch ein großer Forschungs- und Entwicklungsbedarf.

Ziel dieser Studienarbeit ist es, durch numerische Untersuchungen mit Hilfe der CFD-Software *FLUENT* einen Beitrag zur strömungstechnischen Auslegung eines Hochtemperatur-Wärmespeichers zu liefern. Die Berechnungen in der vorliegenden Arbeit erfolgen am Beispiel eines direkt durchströmten Luft-Keramik-Feststoffwärmespeichers. Um einen solchen Wärmespeicher optimal auszunutzen, ist es erforderlich, dass der gesamte Speicherquerschnitt gleichmäßig durchströmt wird. Dazu wird im Rahmen dieser Arbeit zunächst am Beispiel der Heißgasseite des Speichers der Einfluss von Druckverlusten im Speicherkern auf die Strömungsverteilung bei axialer Einströmung untersucht. Ziel dabei ist es, eine möglichst gleichmäßige Strömungsverteilung über den gesamten Speicherquerschnitt zu erreichen. Der Speicherkern wird dabei in *FLUENT* als „Poröses Medium“ modelliert. Die Strömungsverteilung wird, neben dem Druckverlust im Kern, durch die konstruktive Gestaltung des Verteilers beeinflusst. Daher werden zusätzlich Aspekte wie der Einfluss der Verteilerhöhe, des Einströmdurchmessers, der Einströmgeschwindigkeit und der Geometrie des Speicherkerns auf die Strömungsverteilung untersucht. Die Ergebnisse der Parameterstudie werden anschließend mit Hilfe von dimensionslosen Kennzahlen zusammengefasst und bilden somit eine Grundlage zur Gestaltung künftiger Speicher. Anschließend wird die Kaltgasseite des Speichers betrachtet, bei der sich eine besondere Problematik aufgrund der radialen Einströmung und der damit verbundenen verstärkten Ungleichverteilung im Speicher ergibt. Die gewonnenen Ergebnisse werden abschließend zusammengefügt und fließen in die Berechnung eines kompletten sechsständigen Be- und Entladezyklus des gesamten Speichers mit ein.

## 2 Stand der Technik

In diesem Kapitel werden in Abschnitt 2.1 die Grundlagen solarer Turmkraftwerke sowie eine Möglichkeit der Integration eines thermischen Wärmespeichers beschrieben. Das Thema Wärmespeicherung wird in Abschnitt 2.2 näher erläutert. Abschnitt 2.3 befasst sich mit Möglichkeiten der Strömungsverteilung.

### 2.1 Solarturmkraftwerke

In Solarturmkraftwerken wird die solare Direktstrahlung mit Hilfe von einzelnen, zweiachsig der Sonne nachgeführten Spiegeln (Heliostaten) auf einen auf einem Turm befindlichen Strahlungsempfänger (Receiver) konzentriert, um so hohe Energiedichten und Prozesstemperaturen zu erzeugen. Im Absorber wird die Strahlungsenergie in thermische Energie umgewandelt. Die Stromerzeugung erfolgt mit Hilfe eines Wärmekraftprozesses, meist mittels eines Joule-, Rankine- oder GuD-Prozesses.

Aufgrund schwankender solarer Einstrahlung und zur Entkopplung des Strahlungsangebots von der Energienachfrage eignen sich thermische Speicher, um einen effizienten Betrieb von solaren Kraftwerken zu ermöglichen. Abb. 2.1 zeigt die Integration eines solchen Speicherkonzepts in das Anlagenschema für ein Solarturmkraftwerk mit luftdurchströmtem Receiver am Beispiel *PHOEBUS*. Der parallel zum Power Block angeordnete Wärmespeicher wird dabei zur Beladung direkt von der im Receiver aufgeheizten heißen Luft durchströmt, die mittels eines Gebläses im Luftkreislauf zirkuliert. Zur Entladung wird der Speicher in entgegengesetzter Richtung durchströmt. Die durch den Wärmeübertrager in den Wasser-Dampf-Kreislauf des Power Blocks eingekoppelte Wärme wird zur Stromerzeugung mit Hilfe eines Clausius-Rankine Kreisprozesses genutzt.

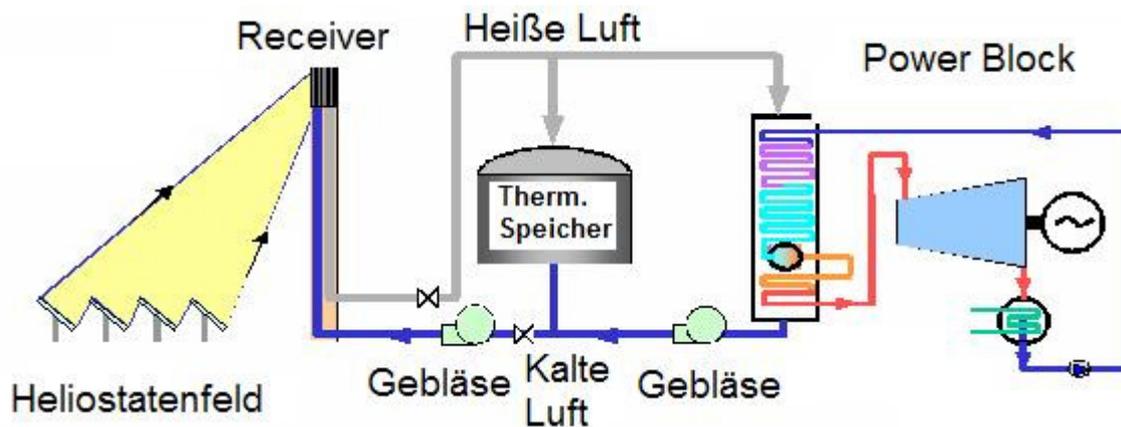


Abb. 2.1: Integration eines thermischen Speichers am Bsp. *PHOEBUS* [10]

## 2.2 Wärmespeicherung

Die Gründe für den Einsatz von Wärmespeichern in Solarkraftwerken sind vielfältig. Neben dem Ausgleich von Lastspitzen ermöglichen Wärmespeicher eine Erhöhung der Betriebszeit des Solarkraftwerks, indem solare Überschussleistungen, die im Sommer zur Mittagszeit entstehen, nach Sonnenuntergang nutzbar gemacht werden. Dadurch lässt sich der Gesamtjahresnutzungsgrad des Solarkraftwerks erhöhen. Des Weiteren lassen sich durch die Integration von Wärmespeichern in Kraftwerken Preis- bzw. Bedarfsschwankungen zur Erzielung höherer Erlöse durch zeitliche Entkopplung von Angebot und Nachfrage nutzen. Ferner können durch Wärmespeicher teure und ineffiziente fossile Zufeuerungen reduziert werden [1,9].

Für die Speicherung von Wärme kommen grundsätzlich drei verschiedene Konzepte in Frage, welche in [Abb. 2.2](#) dargestellt sind. Nach dem physikalischen Prinzip lassen sich die Wärmespeicher wie folgt einteilen: in Speicher fühlbarer Wärme (sensible Speicher), Speicher latenter Wärme (Nutzung der Phasenumwandlungsenergie des Speichermaterials zur Speicherung der Wärme) und thermochemische Speicher (Ausnutzung der Reaktionsenergie).

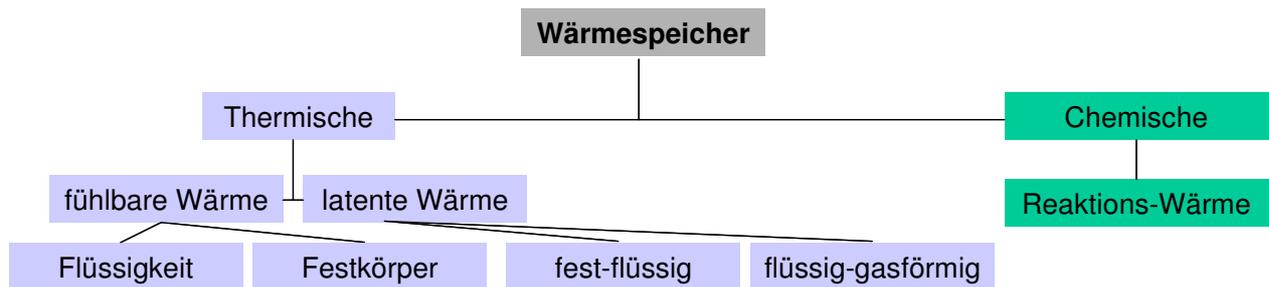


Abb. 2.2: Einteilung der Wärmespeicher nach physikalischem Prinzip [1]

Bei der Auswahl des für die jeweilige Anwendung zweckmäßigsten Speichers spielen Kriterien wie das Temperaturniveau, die treibende Temperaturdifferenz (Grätigkeit), aber auch die Umweltverträglichkeit und das Gefährdungspotential, das von den Speichermaterialien ausgeht, eine Rolle.

Im Rahmen dieser Studienarbeit werden aufgrund der hohen Temperaturen des Solarturmkraftwerks direkt durchströmte, regenerative Feststoff-Wärmespeicher mit ruhender Speichermasse (Regeneratoren) betrachtet.

Die grundlegende Idee von HT-Wärmespeichern in Form von Regeneratoren gibt es schon seit über einem Jahrhundert. Schon im Jahr 1857 entwickelte Edward Alfred Cowper einen HT-Wärmespeicher, der dem Prinzip der heutigen direkt durchströmten Feststoffwärmespeicher ähnelt. Cowper entwarf den ersten sogenannten Cowper-Winderhitzer, der der Bereitstellung des Heißwinds für den Hochofenprozess bei der Stahlerzeugung dient. Abb. 2.3 zeigt das Schema eines Cowper-Winderhitzers, aus dem das grundlegende Prinzip eines solchen HT-Speichers ersichtlich ist: Das Gichtgas wird im Verbrennungsraum mit Erdgas angereichert. Das dabei anfallende heiße Abgas strömt in der Warmperiode von unten nach oben durch den Brennschacht, durchströmt die Speichermassen, heizt diese dabei auf, und tritt dann abgekühlt wieder aus dem Speicher aus. Die Entladung des Speichers erfolgt analog, indem der Speicher in entgegengesetzter Richtung von der kalten Luft durchströmt wird, die sich beim Durchströmen der Speichermassen erwärmt und dann in die Rast des Hochofens geleitet wird [5,14].

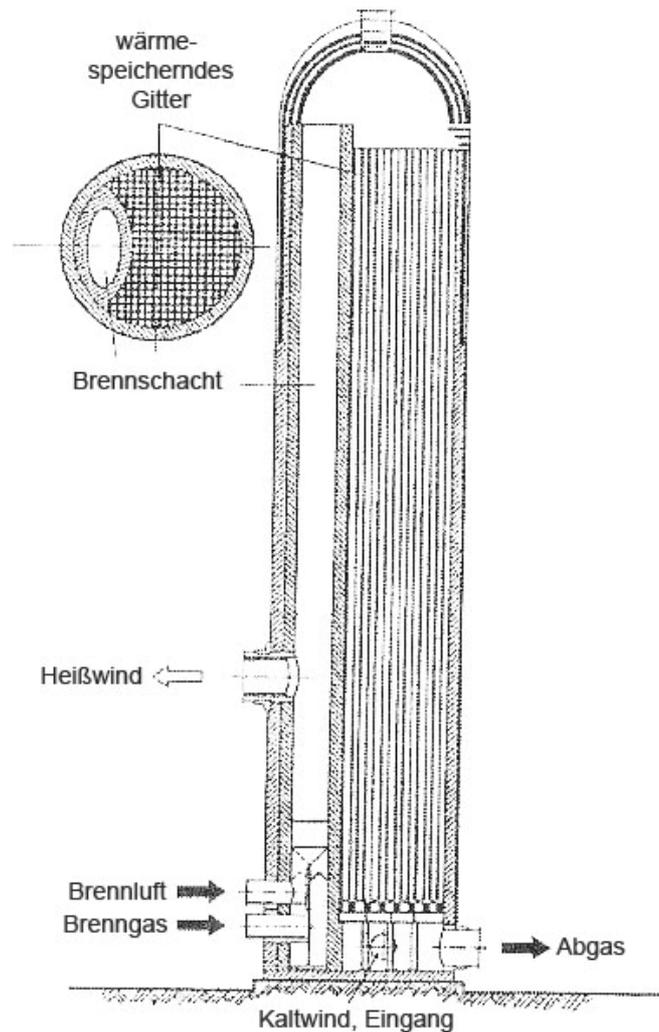


Abb. 2.3: Winderhitzer nach Cowper, Längs- und Querschnitt [1]

Der Vorteil des gewählten Konzepts eines direkt durchströmten, regenerativen Feststoff-Wärmespeichers mit ruhender Speichermasse ist, dass die den Absorber durchströmende Luft direkt zur Beladung des Speichers verwendet werden kann. Somit kann auf eine teure und verlustbehaftete Einkopplung über Wärmeübertrager verzichtet werden. Für den betrachteten Temperaturbereich zwischen 80 °C und 680 °C, in dem metallische Materialien aufgrund von Materialproblemen vermieden werden sollten, eignen sich besonders keramische Materialien aufgrund ihrer guten Temperaturbeständigkeit und ihres vergleichsweise günstigen Preises.

Als Speicherinventar kommen die in Abb. 2.4 dargestellten Bauformen in Frage. Dabei wird zwischen Formsteinen, wie z.B. Waben-Körpern oder Cowper-Steinen, und Haufwerken unterschieden. Die Haufwerke lassen sich weiter unterteilen in geordnete Strukturen, wie beispielsweise Gitter und ungeordnete Strukturen, wie z.B. Schüttungen.

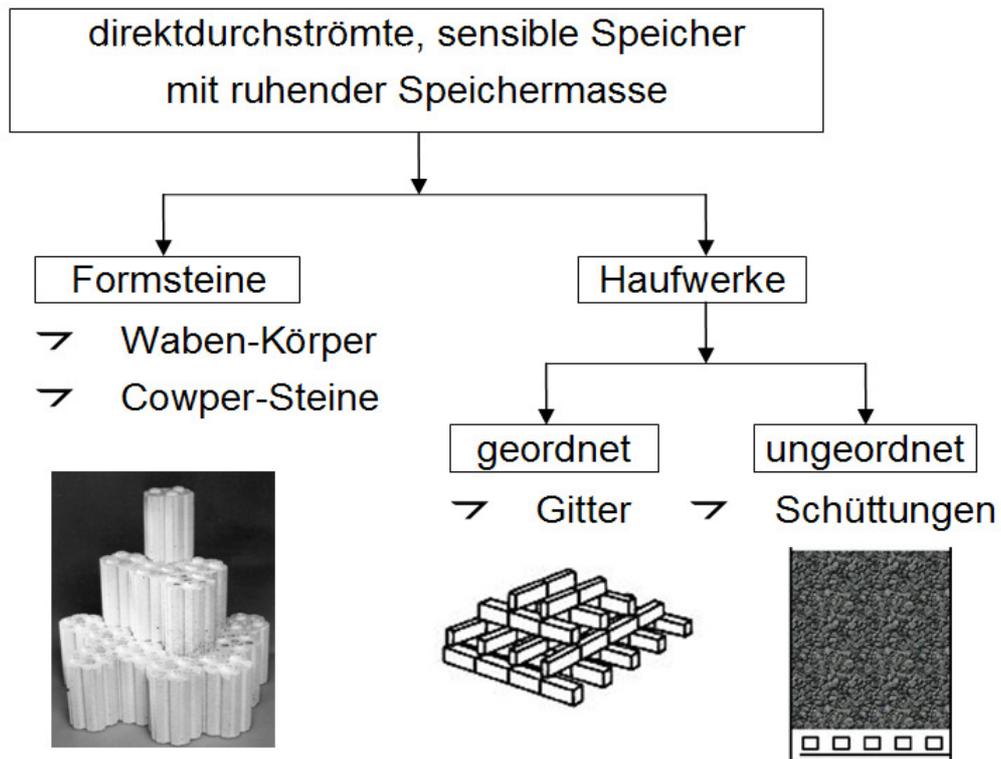


Abb. 2.4: Varianten direkt durchströmter, sensibler Feststoff-Wärmespeicher [2]

### 2.3 Strömungsverteilung

Strömungsverteilungsprobleme, wie sie im Rahmen dieser Arbeit behandelt werden, treten in vielen technischen Anwendungen auf, wie beispielsweise in der Prozesstechnik bei Wärmeübertragern oder auch in der Reaktionstechnik bei Festbettreaktoren. Bei Wärmeübertragern werden diese Probleme meist durch den Einbau zusätzlicher Verteilerstrukturen gelöst. Abb. 2.5 zeigt die Verteilergeometrie eines Plattenwärmeübertragers nach [8].

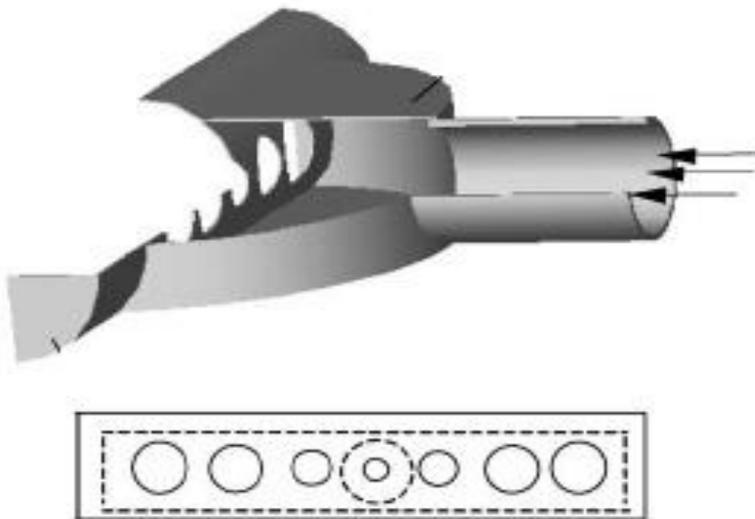


Abb. 2.5: Verteilergeometrie eines Plattenwärmeübertragers [8]

Die Strömungsgleichverteilung wird durch eine zweistufige Verteilergeometrie mit Löchern unterschiedlicher Durchmesser erreicht. Der selbe Effekt wird durch das in Abb. 2.6 dargestellte Lochblech erzielt [13]. Das Lochblech ist unterteilt in drei Bereiche mit unterschiedlichen Lochdurchmessern. Durch eine Kombination aus Löchern mit kleinen Durchmessern in der Mitte und großen Löchern im Randbereich lässt sich für die gegebene Geometrie eine Gleichverteilung erzielen.

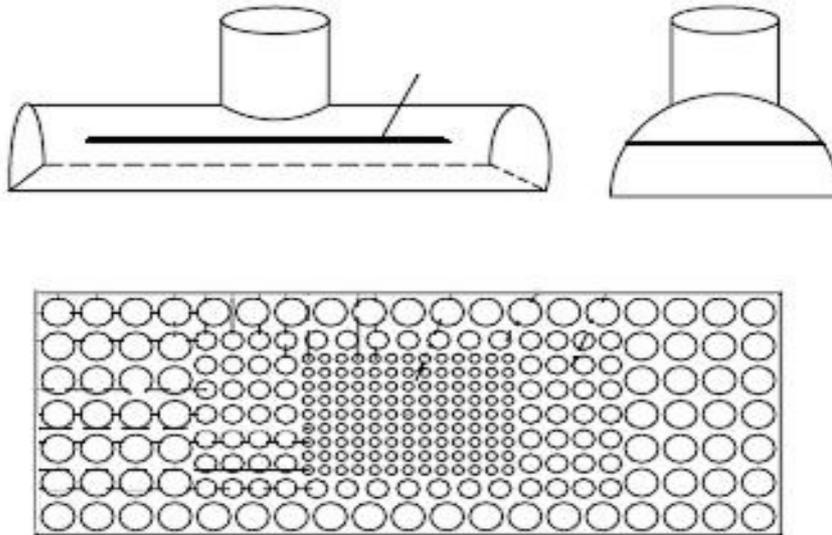


Abb. 2.6: Lochblech zur Strömungsverteilung für einen Plattenwärmeübertrager [13]

Derartige Verteilerstrukturen sollen jedoch für die im Rahmen dieser Studienarbeit betrachtete Anwendung zur Verteilung des Heißgases beim Einströmen in den Speicher vermieden werden. Grund hierfür sind die hohen Gas-Temperaturen mit den damit verbundenen Materialproblemen. Ziel der Arbeit ist es daher, durch Ausnutzung der Druckverluste im Speicherkern und durch eine geeignete Wahl der Verteilergeometrie eine Strömungsgleichverteilung zu erreichen. Auf der Kaltgasseite eignen sich jedoch derartige Strukturen zur Vergleichmäßigung der Strömung.

### 3 Theoretische Grundlagen

In diesem Kapitel werden die theoretischen Grundlagen zur Berechnung der Strömungsverteilung erläutert. Es befasst sich mit der zur Berechnung verwendeten Software *FLUENT* und *Gambit*, dem „Porösen Modell“ zur Beschreibung des Speicherkerns, sowie Kriterien zur Beurteilung der Strömungsgleichverteilung.

#### 3.1 Software: FLUENT und Gambit

Bei den im Rahmen dieser Studienarbeit durchgeführten Berechnungen wird das CFD-Softwarepaket *FLUENT* mit dem Preprocessor *Gambit* der Firma ANSYS INC verwendet. Die Auswertung der Berechnungen erfolgt mit *Microsoft Excel*. Abb. 3.1 zeigt die Abfolge des gesamten Berechnungsprozesses von der Geometrieerstellung bis hin zur Auswertung und Darstellung der Ergebnisse.

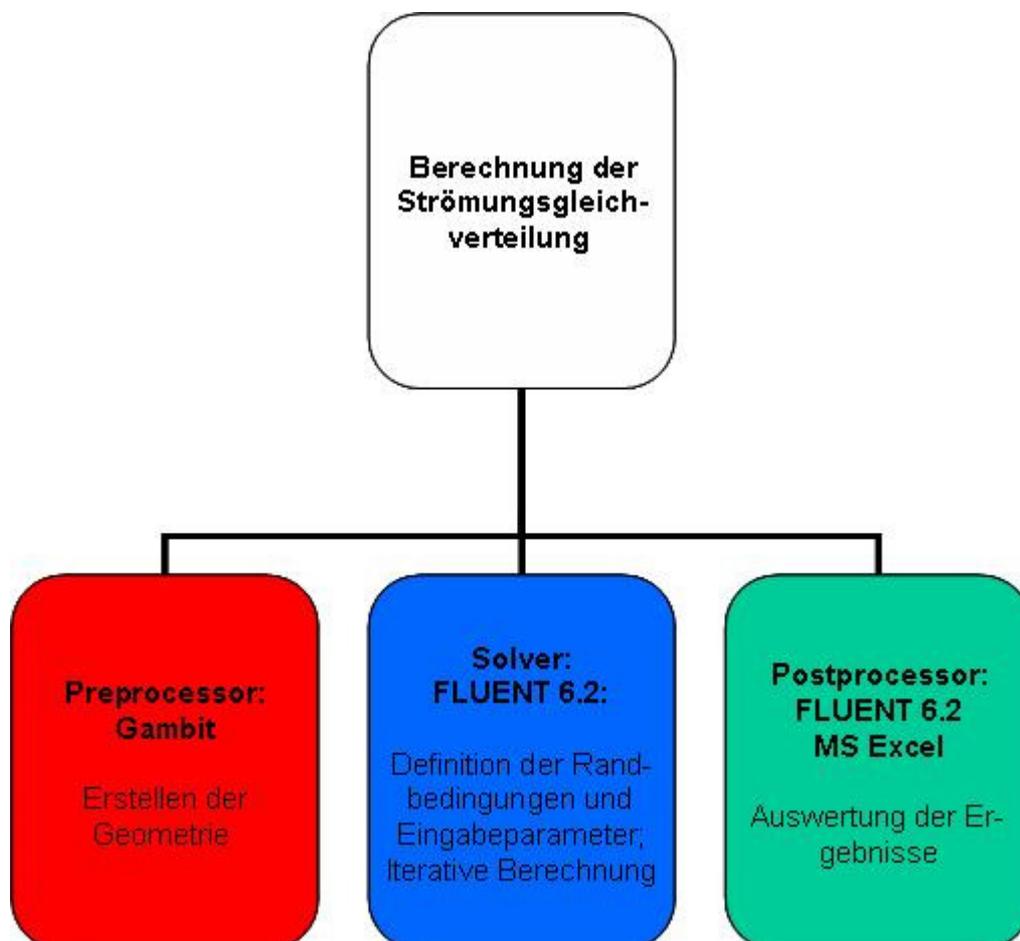


Abb. 3.1: Ablauf der Berechnung der Strömungsverteilung

Die Berechnung gliedert sich dabei in drei Schritte, die nacheinander durchlaufen werden. Nach der Geometrieerstellung und Vernetzung im Preprocessor *Gambit* werden im Solver zunächst die Randbedingungen und Eingabeparameter definiert, bevor die iterative Berechnung in *FLUENT* beginnt. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt anschließend mit Hilfe einer Kombination des Postprocessors aus *FLUENT* und *Microsoft Excel*.

Die CFD-Software *FLUENT* arbeitet nach dem Prinzip der *Finite Volumen Methode* (FVM). Dabei wird das geometrische Modell in eine endliche Anzahl an Kontrollvolumen oder Zellen unterteilt. Für diese entstandenen Zellen werden die grundlegenden Gleichungen für Massen-, Impuls-, und Energieerhaltung angewendet [7].

Kontinuitätsgleichung:

$$\int_V \left[ \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) \right] dV = 0 \quad (3.1)$$

Impulsgleichung:

$$\int_{V(t)} \frac{\partial}{\partial t} (\rho \mathbf{v}) dV + \int_A \rho \mathbf{v} (\mathbf{v} \cdot d\mathbf{A}) = - \int_A p d\mathbf{A} + \int_A \boldsymbol{\tau} d\mathbf{A} + \int_V \rho \mathbf{g} dV \quad (3.2)$$

Energiegleichung:

$$\int_{V(t)} \frac{\partial}{\partial t} \rho c T dV + \int_A \rho T c \mathbf{v} \cdot d\mathbf{A} = - \int_A \lambda \Delta T \cdot d\mathbf{A} + \int_V q dV \quad (3.3)$$

Dabei wird die kontinuierliche Lösungsfunktion  $f(x)$  durch diskrete Funktionswerte  $f_i$  an Stützstellen  $x_i$  approximiert. Es erfolgt der Übergang von Differentialen in endliche Differenzen mittels Taylorreihenentwicklung; Integrale gehen in Summen und Volumenintegrale mit Hilfe des Satzes von Gauß in Flächenintegrale über. Schließlich müssen alle Gleichungen für sämtliche Zellen numerisch gelöst werden, um das gesamte Strömungsfeld wiederzugeben [7].

Die Durchführung der Berechnung erfolgte auf einem windowsbasierten PC mit einer 2,8 GHz CPU und 1 GB RAM.

### 3.2 Das „Poröse Modell“ in FLUENT:

Das „Poröse Modell“ in *FLUENT* ist ein Modell zur Berechnung von Schüttungen und Geometrien, die im realen Fall Poren oder Kapillaren aufweisen. Es wird in dieser Arbeit zur Beschreibung des porösen Speicherkerns verwendet. Das „Poröse Modell“ verzichtet auf eine originalgetreue Darstellung und Vernetzung der realen Mikrogeometrie (z.B. Poren) und verwendet stattdessen zur Beschreibung des Porösen Mediums die folgenden Eingabe-Parameter:

- Porosität  $\varepsilon$
- Inertial Resistance (IR)
- Viscous Resistance (VR)
- Stoffwerte der Schüttung (nur bei Berücksichtigung der Wärmeübertragung)

Die Porosität  $\varepsilon$  gibt das Verhältnis vom Hohlraumanteil zum Volumen des Kernmaterials wieder und liegt für das im Folgenden betrachtete Speicherinventar bei ca. 30 – 40 %. Die Inertial Resistance und die Viscous Resistance stellen Widerstandsbeiwerte zur Berechnung des Druckverlustes in der Schüttung dar. Sie werden in den Berechnungen zur Strömungsverteilung zur Vorgabe eines definierten Druckverlustes verwendet. Die Berechnung von IR und VR erfolgt mit Hilfe der Ergun-Gleichung für Schüttungen [3]. Der Druckverlust setzt sich dabei aus einem laminaren und einem turbulenten Anteil zusammen [15]:

$$\frac{\Delta p}{l} = \underbrace{\frac{w * 150 * \eta * (1 - \varepsilon)^2}{(\varepsilon^3 * d_p^2)}}_{\text{laminarer Anteil}} + \underbrace{\frac{w^2 * 1,75 * \rho * (1 - \varepsilon)}{(\varepsilon^3 * d_p)}}_{\text{turbulenter Anteil}} \quad (3.4)$$

Es handelt sich hierbei um die Darcy-Gleichung (mit der Kozeny-Konstanten), die um den Beschleunigungsterm  $w^2 f_2$  erweitert wurde. Dieser Beschleunigungsterm beinhaltet die durch die Umlenkungen des Fluids in der Schüttung hervorgerufenen Druckverluste und wird erst bei höheren Durchflussraten wirksam [11].

Nach [4] berechnen sich die Widerstandsfaktoren IR und VR dann zu:

$$IR = \frac{3,5 * (1 - \varepsilon)}{d_p * \varepsilon^3} \quad (3.5)$$

$$VR = \frac{1}{\alpha} \quad \text{mit } \alpha = \frac{d_p^2 * \varepsilon^3}{150 * (1 - \varepsilon)^2} \quad (3.6)$$

VR stellt dabei den laminaren Anteil und IR den turbulenten Anteil der Ergun-Gleichung dar.

Die Festlegung der richtungsabhängigen Materialeigenschaften erfolgt durch Definition von Richtungsvektoren. Für den hier vorliegenden isotropen Fall sind die VR- und IR-Werte für alle Richtungen gleich groß zu wählen.

Die Eingabe der Stoffwerte  $\rho$ ,  $c_p$  und  $\lambda$  ist nur bei Berücksichtigung der Wärmeübertragung im Speicherkern erforderlich. Die für die Berechnungen verwendeten Werte können Kapitel 4 entnommen werden.

### 3.3 Kriterium zur Quantifizierung der Strömungsgleichverteilung

Um die Gleichverteilung der errechneten Strömungsgeschwindigkeiten für die weitere Auswertung beurteilen zu können, ist es erforderlich diese über eine geeignete Kennzahl zu quantifizieren. Der in dieser Arbeit gewählte dimensionslose Gamma-Faktor  $\gamma$  ermöglicht einen Vergleich der berechneten Strömungsgleichverteilungen. Er berechnet sich nach [12] zu:

$$\gamma = 1 - \frac{\omega}{2} \quad (3.7)$$

wobei  $\omega$  der sogenannte *Index of non-uniformity* ist und wie folgt definiert ist:

$$\omega = \frac{\sum \omega_i}{n} \quad (3.8)$$

mit

$$\omega_i = \frac{|u_i - \bar{u}|}{\bar{u}} \quad (3.9)$$

Dabei entspricht  $u_i$  der Knotengeschwindigkeit, und  $\bar{u}$  dem Mittelwert der einzelnen Knotengeschwindigkeiten bezogen auf eine Schnittebene.

$\gamma$  ist eine dimensionslose Größe und liegt zwischen  $0 < \gamma \leq 1$ , wobei  $\gamma = 1$  eine bestmögliche Gleichverteilung der Strömung darstellt.

Die Auswertung der berechneten Strömungsgleichverteilungen erfolgt in Microsoft *Excel* mit Hilfe der Gleichungen (3.7) – (3.9). Die in *FLUENT* errechneten einzelnen Knotengeschwindigkeiten der betrachteten Ebene werden dabei als *ASCII*-File exportiert.

Mit Hilfe des Gamma-Faktors lassen sich die berechneten Strömungsverteilungen hinsichtlich ihrer Gleichmäßigkeit quantitativ beurteilen. Es besteht so die Möglichkeit, die bei den Strömungsberechnungen variierten Parameter in ihrer Wirkung auf die Strömungsgleichverteilung zu vergleichen.

Eine weitere Möglichkeit der Beurteilung der Strömungsgleichverteilung stellt der in [5,6] beschriebene Beta-Faktor  $\beta$  dar. M. Hansen untersuchte in seiner Arbeit „Strömungsverhältnisse in Winderhitzern auf Grund von Modellversuchen“ ebenfalls die Auswirkung von Druckverlusten auf die Vergleichmäßigung der Strömung. Zur Beurteilung, wann eine ausreichend gleichmäßige Verteilung über den gesamten Querschnitt erreicht ist, verwendete er den dimensionslosen Beta-Faktor  $\beta$  als Kennwert. Er berechnet sich nach [5,6] zu:

$$\beta = \frac{\Delta p}{\frac{\gamma \cdot w_0^2}{2 \cdot g}} \quad (3.10)$$

Mit dem Druckverlust  $\Delta p$ , der Einströmgeschwindigkeit  $w_0$ , der Erdbeschleunigung  $g$  und dem spezifischen Gewicht der Luft (Wichte)  $\gamma = \rho \cdot g$  folgt:

$$\beta = \frac{2 \cdot \Delta p}{\rho \cdot w_0^2} \quad (3.11)$$

In [5] wird  $\beta = 7$  als Wert für eine „einigermaßen befriedigende Verteilung“ angegeben. Höhere Werte als  $\beta = 10$  bringen nach [5] keine weitere Vergleichmäßigung mehr.

## 4 Berechnungen

Die Modellerstellung des im Rahmen dieser Studienarbeit betrachteten HT-Wärmespeichers ist in Abschnitt 4.1 ausgeführt. Die Berechnungen gliedern sich in drei Teile. Zunächst wird in Abschnitt 4.2 separat die Heißgasseite des Speichers betrachtet. Abschnitt 4.3 befasst sich mit den Berechnungen zur Kaltgasseite. Abschließend werden im Abschnitt 4.4 die Berechnungsgrundlagen zur Simulation eines kompletten sechsständigen Be- und Entladezyklus des Speichers erläutert.

### 4.1 Modellerstellung

Für die im Folgenden durchgeführten Berechnungen wird die gesamte in Abb. 4.1 dargestellte Speichergeometrie zunächst in zwei Teilmodelle aufgeteilt, die jeweils nur den für die jeweilige Berechnung relevanten Teil der Geometrie abbilden.

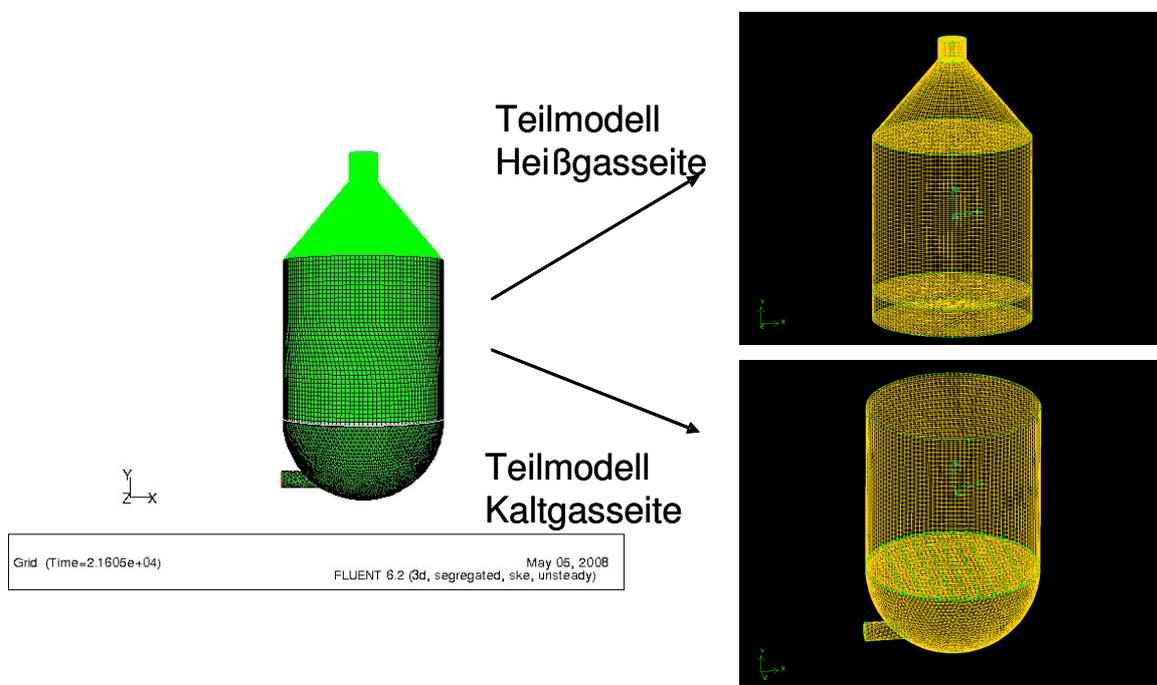


Abb. 4.1: Unterteilung des Speichers in Teilmodelle

Da die Strömungsverteilung aufgrund der geometrisch kompliziert aufgebauten Speichergeometrie dreidimensional berechnet werden muss, lässt sich so durch Reduzierung der Geometrie ein besseres Konvergenzverhalten erzielen und Rechenzeit einsparen. Die Aufteilung der Geometrie erfolgt in ein Teilmodell für die Heißgasseite und eines für die Kaltgasseite, vgl. Abb. 4.1. Für die beiden Lufteintrittsöffnungen ergeben sich unterschiedliche Problemstellungen: aufgrund der axialen und mittigen Einströmung auf der Heißgasseite sollten angesichts der hohen Temperaturen von bis zu 700 °C (metallische) Einbauten zur Vergleichmäßigung der Strömung vermieden werden; auf der Kaltgasseite besteht die Problematik in der radialen Einströmung, die eine asymmetrische Geschwindigkeitsverteilung über den Strömungsquerschnitt bewirkt.

Das Teilmodell für die Heißgasseite, vgl. Abb. 4.2, besteht aus dem mittig angeordnetem Zuströmrohr, dem Verteiler/Sammler und dem Kernbereich des Speichers, der, wie in Abschnitt 3.2. näher beschrieben, in *FLUENT* als „Poröses Medium“ modelliert wird.

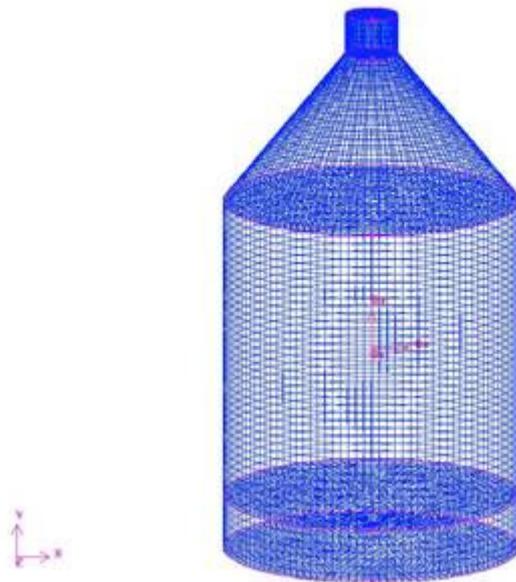


Abb. 4.2: Teilmodell der Heißgasseite

Der Speicherkern hat ein Volumen von ca. 1107 m<sup>3</sup>, wobei der Speicherdurchmesser abhängig vom gewählten H/D-Verhältnis zwischen ca. 7 m und 14 m variiert, was Speicherkernhöhen von 7 m bis 28 m nach sich zieht. Sämtliche Prozess- und Geometriedaten sind in Anhang A „Prozess- und Geometriedaten“ aufgeführt.

Das Teilmodell für die Kaltgasseite ist in Abb. 4.3 dargestellt und besteht aus der radialen Einströmung, dem Verteiler/Sammler, dem Speicherkern und dem dazwischen angeordneten Lochblech, das ebenfalls als „Poröses Medium“ in *FLUENT* modelliert wird.

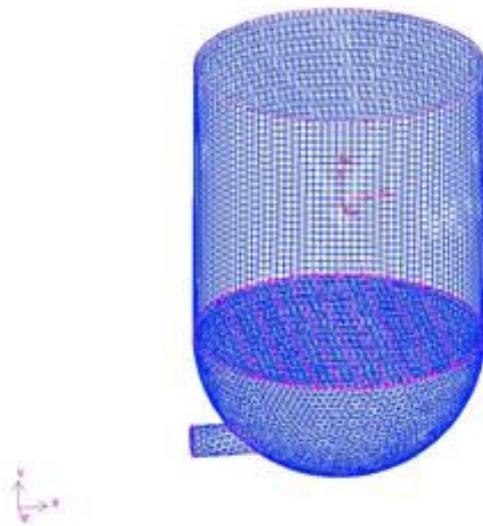


Abb. 4.3: Teilmodell Kaltgasseite

Bei der Wahl der Verteiler- und Sammlergeometrie hat sich gezeigt, dass auf der Heißgasseite eine Trichter geometrie besser geeignet ist, als die zunächst analog zur Kaltgasseite (aufgrund einer dort möglichen Kondensatbildung) gewählte Kuppel geometrie. Grund hierfür sind starke Verwirbelungen, die sich bei der Halbkreis geometrie ausbilden, vgl. Abb. 4.4, welche zusätzliche Druckverluste bewirken.

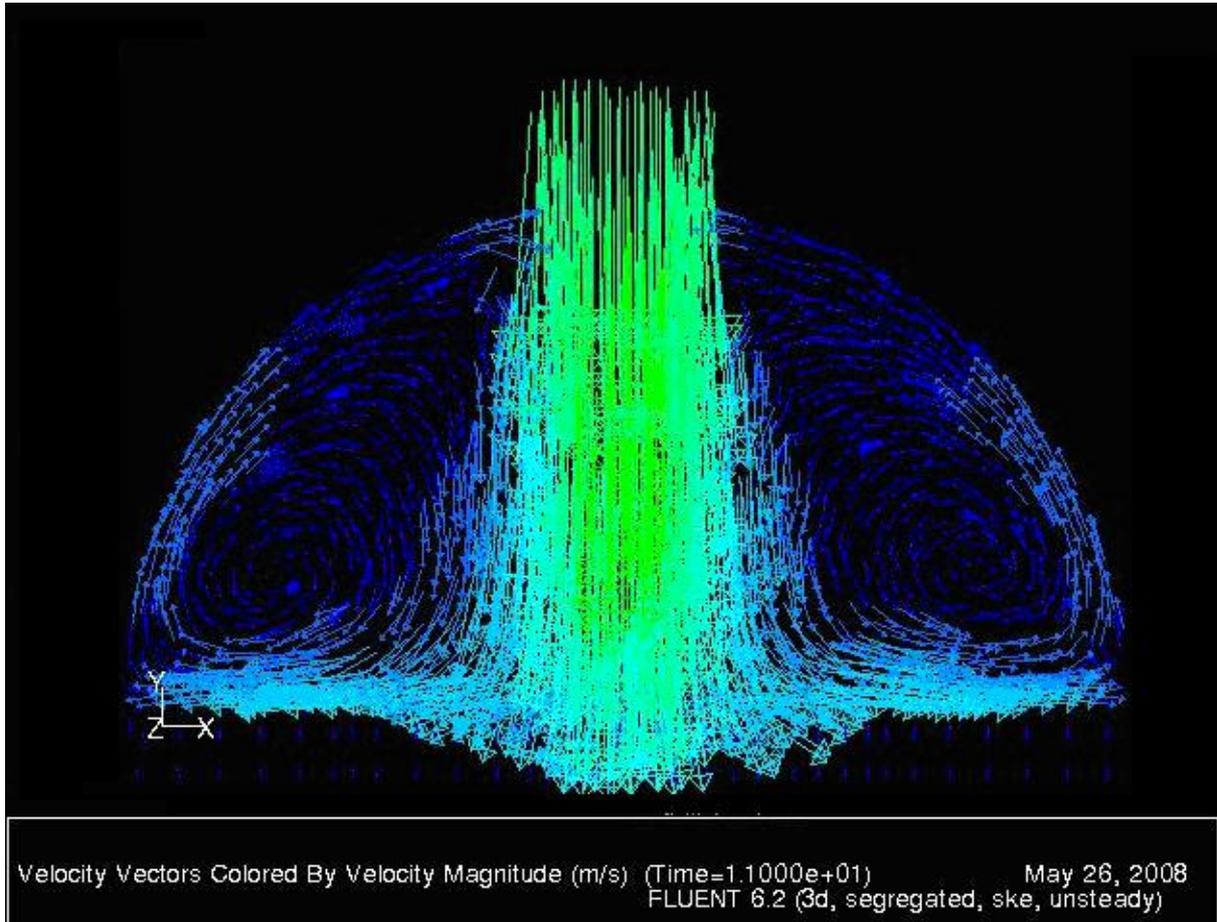


Abb. 4.4: Veranschaulichung der Verwirbelung der Strömung bei Wahl einer halbkugelförmigen Verteilergeometrie

Durch die für den Verteiler gewählte Diffusorgeometrie, vgl. Abb. 4.2, lassen sich die Verwirbelungen und Druckverluste beim Durchströmen des Verteilers reduzieren. Wie Abb. 4.5 zeigt, ist eine gänzliche Vermeidung von Verwirbelungen nicht möglich, da die dazu benötigten kleinen Diffusoröffnungswinkel eine zu große Verteilerhöhe nach sich ziehen würden. Die Druckverluste im Sammler und Verteiler bewegen sich jedoch im Bereich kleiner 1 mbar und sind im Vergleich zum Druckverlust im Speicherkern sehr gering.

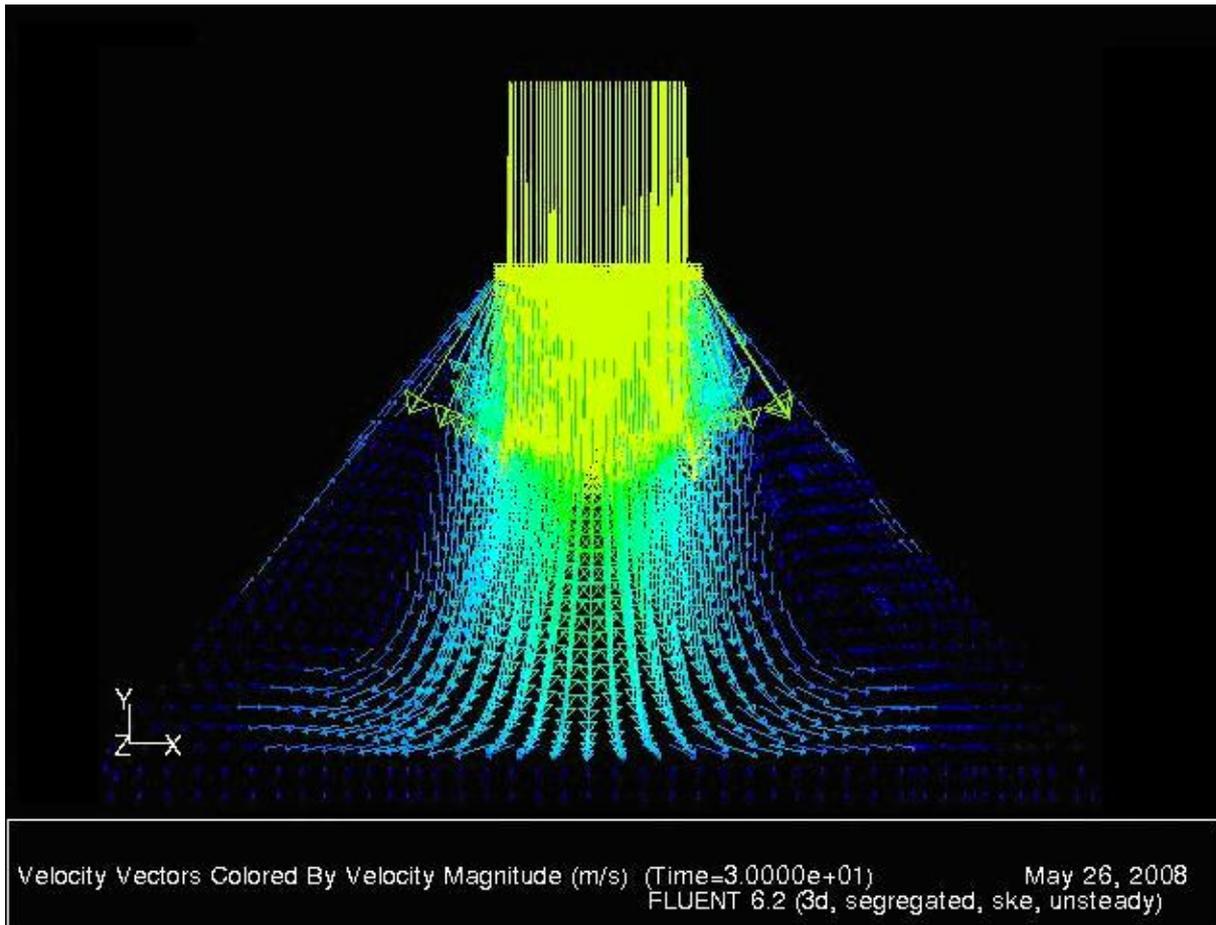


Abb. 4.5: Veranschaulichung der Strömung bei einer trichterförmigen Verteilergeometrie

Die Geometrieerstellung und Vernetzung der Modelle erfolgt jeweils im Preprocessor *Gambit*. Darüber hinaus werden in *Gambit* die Randbedingungen und Zelleigenschaften (solid/fluid) festgelegt, die dann später in *FLUENT* mit vorgegebenen Größen belegt werden können. Die Vernetzung der Modelle erfolgte dabei mit Hilfe des „Cooper“-Algorithmus mit einer Kombination aus *Hex/Wedge*-Elementen.

Anschließend werden in *FLUENT* die zuvor festgelegten Randbedingungen definiert, der Solver ausgewählt, sowie das Turbulenzmodell und die Materialeigenschaften festgelegt. Als Solver wird bei den folgenden Rechnungen der *Segregated Solver* gewählt. Als Turbulenzmodell wird das *k-ε*-Modell mit den von *FLUENT* vorgegebenen Standardwerten verwendet.

Um den Einfluss der Netzfeinheit zu diskutieren, wurde am Beispiel des Teilmodells für die Heißgasseite, vgl. Abb. 4.2, für konstante Parameter die Zellenanzahl variiert und die Auswirkungen auf die sich einstellende Gleichverteilung und die Konvergenz untersucht. Die Ergebnisse sind in Abb. 4.6 dargestellt.

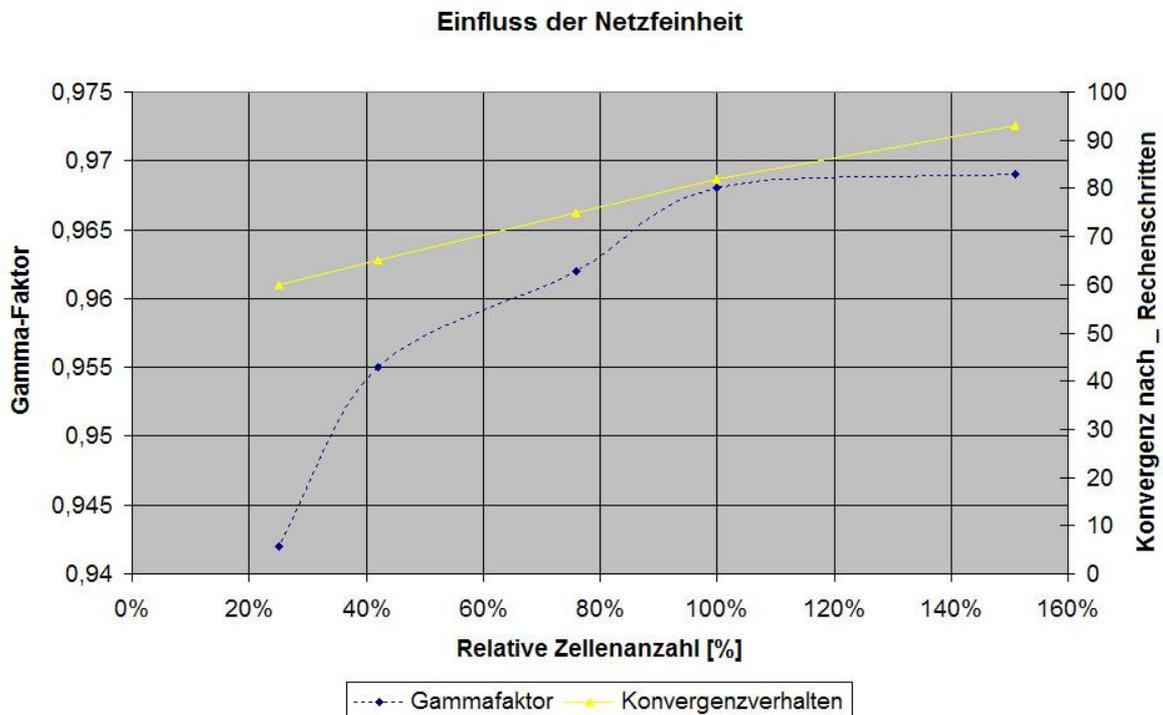


Abb. 4.6: Einfluss der Netzgüte auf die Strömungsverteilung und Konvergenz

Es zeigt sich, dass bei einer steigenden Netzdichte der berechnete Gammafaktor zunimmt. Ab einem gewissen Punkt treten nur noch vernachlässigbare Veränderungen des Gammafaktors auf. Die gewählte Zellenanzahl von 100 % entspricht einem *Spacing* von 0,3 bei der Vernetzung in *Gambit*. Für das Teilmodell der Heißgasseite entspricht dies ca. 77500 Elementen. Wie aus Abb. 4.6 ersichtlich ist, wirkt sich eine Vergrößerung der Zellanzahl um ca. 50 % in diesem Bereich nur noch sehr gering auf die berechnete Gleichverteilung aus. Andererseits bedeutet eine Vergrößerung der Zellanzahl aber auch immer eine langsamere Konvergenz und somit auch eine längere Rechenzeit. Für die folgenden Berechnungen wurde jeweils ein *Spacing* von 0,3 gewählt, da eine weitere Verfeinerung des Netzes einen unverhältnismäßigen Anstieg der Rechenzeit nach sich ziehen würde.

## 4.2 Berechnungen Heißgasseite

Die Untersuchung der Heißgasseite erfolgte mit dem in Abb. 4.2 dargestellten Teilmodell des Speichers, bestehend aus der axialen Einströmung, dem diffusorförmigen Verteiler und dem als porösem Medium modellierten Speicherkern. Da hier aufgrund der hohen Temperaturen von bis zu 700 °C und den damit verbundenen Materialproblemen Einbauten vermieden werden sollten, liegt der Schwerpunkt der Berechnungen zur Heißgasseite in einer Parameterstudie zur Strömungsgleichverteilung in Abhängigkeit vom Druckverlust im Speicherkern und der Verteilergeometrie. Als quantitatives Gleichverteilungskriterium wurde hierbei der in Abschnitt 3.3 beschriebene dimensionslose Gammafaktor verwendet. Dabei wurde der Druckverlust im Speicherkern über die in Abschnitt 3.2 beschriebenen Widerstandsfaktoren VR und IR variiert. Die Berechnungen erfolgten stationär, mit konstanten Stoffwerten für die Luft und ohne Berücksichtigung von Wärmeübertragungsvorgängen. Die Materialdaten und Prozessparameter sind in Tab. 4.1 zusammengefasst.

Luft:	Konstant, $\vartheta = 680 \text{ °C}$ , $p = 15 \text{ bar}$ :  $\rho = 5,378 \text{ kg/m}^3$ ; $\eta = 4,131 \cdot 10^{-5} \text{ Pa s}$
Speicherkern:	$\varepsilon = 36 \%$  VR und IR: Variation des Druckverlustes; Berechnung nach Gl. (3.5) und (3.6)

Tabelle 4.1: Stoffwerte und Eingabeparameter Berechnung Heißgasseite

Zunächst wurde hier die Strömungsgleichverteilung im Speicherkern in Abhängigkeit vom Druckverlust im Speicherkern untersucht. Dazu wurde im porösen Medium die Strömungsverteilung in verschiedenen Ebenen in einem Abstand von jeweils einem Meter ausgewertet, und daraus der Gammafaktor als Gleichverteilungskriterium berechnet, um so den Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe im Speicherkern zu ermitteln, vgl. Abb. 4.7.

Eine Vergleichmäßigung der Strömung im Speicherkern ist nur für Schüttungen und Gitter möglich, da bei Kanalstrukturen, wie sie beispielsweise bei Formsteinen vorliegen, keine Quervermischung möglich ist.

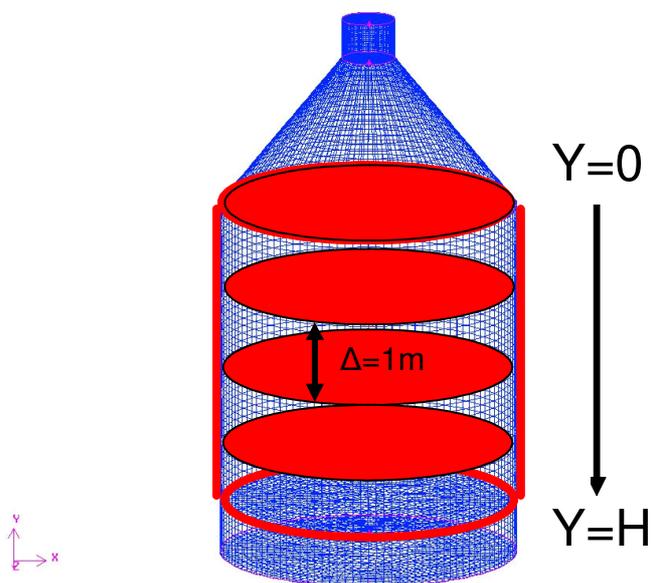


Abb. 4.7: Berechnung der Geschwindigkeitsverteilung in verschiedenen Ebenen im Speicherkern

Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind in Abschnitt 5.1.1 zusammengefasst.

Neben der Strömungsverteilung im Speicherkern wurde zusätzlich die Strömungsverteilung am Eintritt in den Speicherkern in Abhängigkeit vom Druckverlust im Speicherkern untersucht. Dazu wurde bei sonst konstant belassenen Parametern der Druckverlust  $\Delta p$  im porösen Medium über die Widerstandsfaktoren VR und IR variiert, vgl. Abb. 4.8.

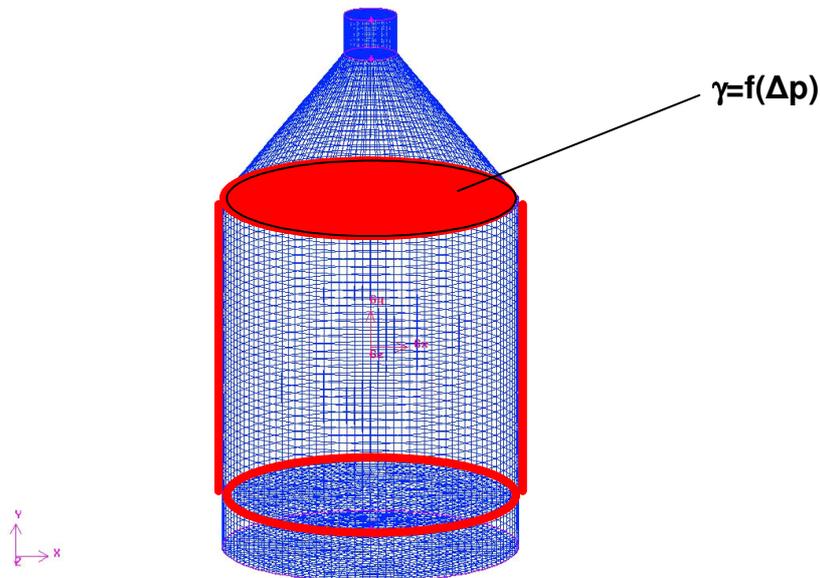


Abb. 4.8: Berechnung der Strömungsverteilung am Eintritt in den Speicherkern

Das Ergebnis lässt sich dann in einem Diagramm, in dem die Gleichverteilung in Form des Gammafaktors  $\gamma$  am Eintritt in den Speicherkern in Abhängigkeit vom Druckverlust  $\Delta p$  im Speicherkern aufgetragen ist, darstellen.

Zur Untersuchung der Auswirkung verschiedener Einflüsse auf die Strömungsgleichverteilung wurden die folgenden Parameter variiert:

- H/D-Verhältnis
- Einströmdurchmesser  $d_{\text{Ein}}$
- Einströmgeschwindigkeit  $w_0$
- Verteilerhöhe  $h_v$

Das H/D-Verhältnis beschreibt die geometrische Verteilung des Speicherkernvolumens von ca. 1107 m<sup>3</sup>, vgl. Abb. 4.9. Hierbei werden die vier verschiedene Varianten H/D = 0,5, H/D = 1, H/D = 2 und H/D = 4 berechnet.

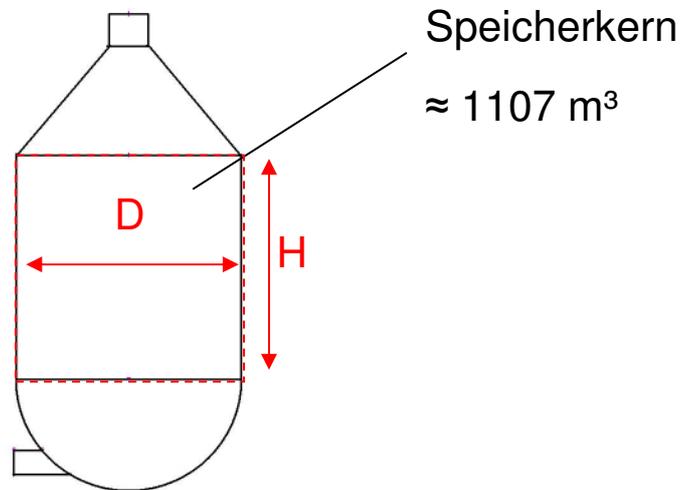


Abb. 4.9: Definition des H/D-Verhältnisses

H/D = 0,5 entspricht demnach einem sehr breiten Behälter mit geringen Druckverlusten, bei dem eine Strömungsgleichverteilung sehr schwierig zu erreichen ist. Das andere Extrem stellt H/D = 4 dar: H/D = 4 repräsentiert einen sehr schlanken Behälter mit großen Druckverlusten, bei dem eine Strömungsgleichverteilung deutlich leichter zu erzielen ist.

Bei der Variation des Einströmdurchmessers werden die drei Fälle  $d_{\text{Ein}} = 1,5 \text{ m}$ ,  $d_{\text{Ein}} = 2 \text{ m}$  und  $d_{\text{Ein}} = 3 \text{ m}$  unterschieden.

Die Variation der Einströmgeschwindigkeit  $w_0$  erfolgt durch Anpassung des normalen Betriebsmassenstroms von 72 kg/s gemäß der Kontinuitätsgleichung:

$$w_0 = \frac{\dot{m}}{\rho \cdot A} \quad (4.1)$$

Bei der Variation der Verteilerhöhe  $h_V$  wird die Strömungsverteilung für die drei Fälle  $h_V = 4 \text{ m}$ ,  $h_V = 5,605 \text{ m}$  und  $h_V = 7 \text{ m}$  berechnet.

Abb. 4.10 veranschaulicht die Variation der Einflussparameter H/D-Verhältnis, Einströmdurchmesser und Verteilerhöhe.

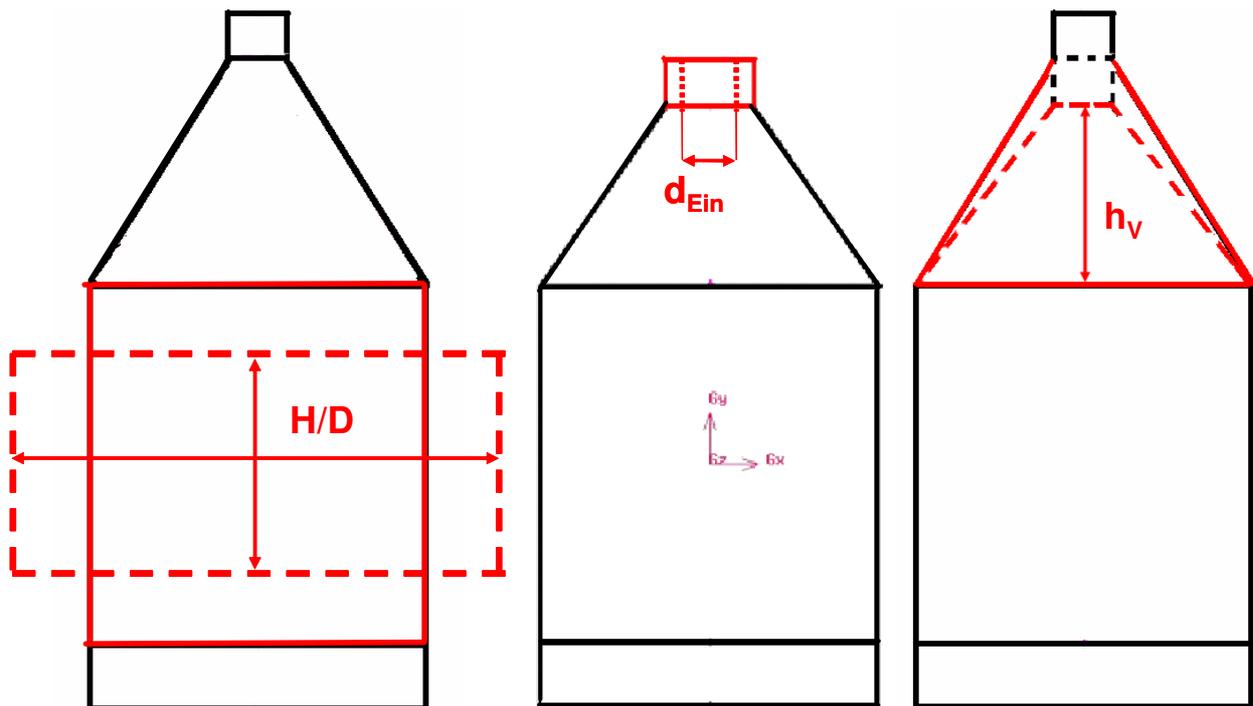


Abb. 4.10: Variation der Einflussparameter  $H/D$ -Verhältnis,  $d_{Ein}$  und  $h_v$

Die Ergebnisse dieser Parameterstudien sind im Abschnitt 5.1.2.1 zusammengefasst.

Alle zuvor beschriebenen Berechnungen wurden mit der Annahme einer adiabaten Berandung durchgeführt. Am Beispiel der Berechnung der Strömungsverteilung der Heißgasseite wurde anschließend der Einfluss von Wärmeverlusten auf die Strömungsgleichverteilung untersucht. Dazu wurden am Teilmodell der Heißgasseite ( $H/D = 1$ ) die adiabaten Randbedingungen durch konstante Wandtemperaturen bzw. vorgegebene Wärmeverluste ersetzt, vgl. Abb. 4.11.

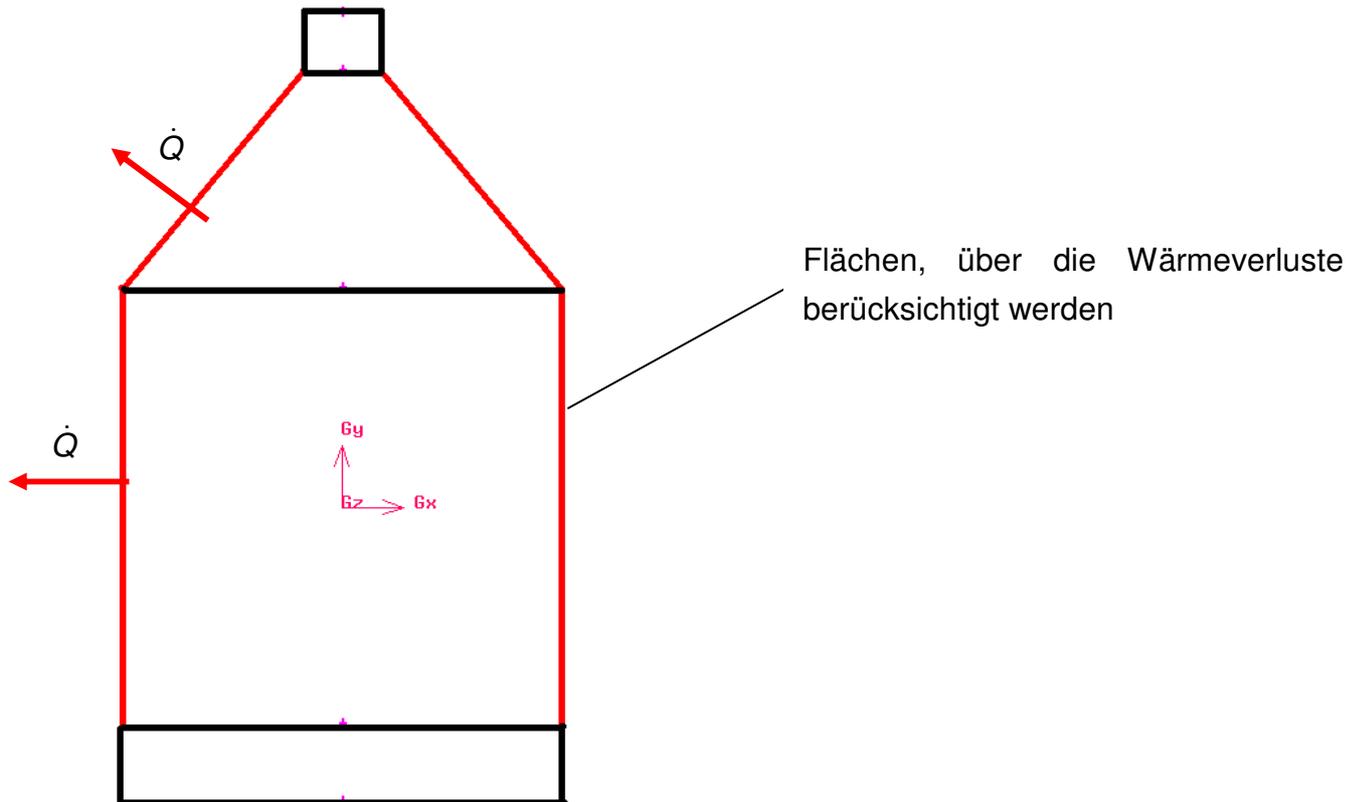


Abb. 4.11: Veranschaulichung der berücksichtigten Wärmeverluste

Hierzu wurde die Strömungsverteilung einmal für sehr große Druckverluste von ca. 130 mbar und einmal für kleine Druckverluste von ca. 10 mbar und Wärmeverluste von 1 %, 5 % und einer konstanten Wandtemperatur von 300 K ( $\cong 15\%$ ) berechnet. Die Stoffwerte für Luft wurden dabei, wie in Abschnitt 4.4 weiter ausgeführt, temperaturabhängig in *FLUENT* implementiert. In Tabelle 4.2 sind die Berechnungsparameter zusammengefasst.

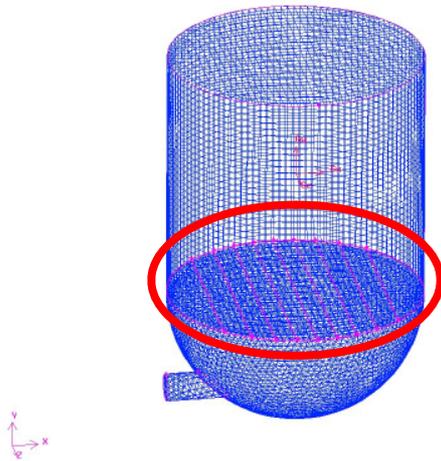
	Großer Druckverlust (130 mbar)	Kleiner Druckverlust (10 mbar)
Widerstandsfaktoren:	VR = 110254478 IR = 1640780	VR = 13892 IR = 1694
Massenstrom:	72 kg/s	
Porosität:	36 %	
Geometriedaten:	H/D = 1 d <sub>Ein</sub> = 2 m h <sub>V</sub> = 5,605 m	

Tabelle 4.2: Berechnungsparameter zur Strömungsberechnung unter Berücksichtigung von Wärmeverlusten

### 4.3 Berechnungen Kaltgasseite

Die Berechnung der Kaltgasseite erfolgte mit Hilfe des in Abb. 4.3 dargestellten Teilmodells des Speichers, bestehend aus der radialen Einströmung, dem halbkugelförmigen Verteiler, dem als porösem Medium modellierten Speicherkern und dem dazwischen angeordneten Lochblech.

Ziel der Berechnungen der Kaltgasseite ist eine Vergleichmäßigung der Strömung durch Generierung eines definierten, über die Querschnittsfläche veränderlichen, Druckverlustes unterhalb des Eintritts in den Speicherkern. Dieser Druckverlust kann beispielsweise durch eine Lochplatte mit veränderlicher Lochgröße erzeugt werden, vgl. Abb. 4.12.



„Lochblech“, unterteilt in mehrere Bereiche mit variierenden Druckverlusten

Abb. 4.12: Vergleichmäßigung der radialen Einströmung mittels eines „Lochblechs“

Dabei wird die Lochplatte als poröses Medium modelliert, und der Druckverlust in den verschiedenen Bereichen analog der in 4.2 ausgeführten Berechnungen über die in Abschnitt 3.2 beschriebenen Widerstandsfaktoren  $V_R$  und  $I_R$  variiert. Die Berechnungen erfolgen stationär, ohne Berücksichtigung der Wärmeübertragung und mit konstanten Stoffwerten für die Luft. Tab. 4.3 enthält die Materialdaten und Prozessparameter der Berechnungen.

Luft:	Konstant, $\vartheta = 80 \text{ °C}$ , $p = 15 \text{ bar}$ : $\rho = 14,740 \text{ kg/m}^3$ ; $\eta = 2,110 \cdot 10^{-5} \text{ Pa s}$
Speicherkern:	$\varepsilon = 36 \%$ VR und IR: Variation des Druckverlustes; Berechnung nach Gl. (3.5) und (3.6)
Lochblech: Unterteilt in 12 Bereiche mit jeweils unterschiedlichen Druckverlusten	$\varepsilon = 30 \%$ VR und IR: Variation des Druckverlustes; Berechnung nach Gl. (3.5) und (3.6)

Tabelle 4.3: Stoffwerte und Eingabeparameter Berechnung Kaltgasseite

Die Ergebnisse der Berechnung zur Kaltgasseite sind in Abschnitt 5.2 zusammengefasst.

#### 4.4 Simulation eines kompletten sechsstündigen Be- und Entladezyklus

Nach der separaten Berechnung der Heiß- und der Kaltgasseite wurde anschließend ein kompletter sechsstündiger Be- und Entladezyklus des Speichers mit Hilfe des in Abb. 4.1 dargestellten, optimierten Gesamtmodells des Speichers für  $H/D = 1$  berechnet. Dabei wurde aufgrund der Berücksichtigung der Wärmeübertragung im Speicherkern eine temperaturabhängige Beschreibung der Stoffwerte in Form von Polynomen dritten Grades für Luft gewählt:

$$\rho(T) = 37,6703915 - 0,09740207 \cdot T + 0,00010684 \cdot T^2 - 4,22 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

$$c_p(T) = 998,990466 + 0,02883363 \cdot T + 0,00014615 \cdot T^2 - 6,14 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}}$$

$$\lambda(T) = 0,00310594 + 0,00011464 \cdot T - 5,12 \cdot 10^{-8} \cdot T^2 - 1,89 \cdot 10^{-11} \cdot T^3 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}$$

$$\eta(T) = 2,83 \cdot 10^{-6} + 6,14 \cdot 10^{-8} \cdot T - 3,04 \cdot 10^{-11} \cdot T^2 + 8,77 \cdot 10^{-15} \cdot T^3 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}^2}$$

Für das Speicherkernmaterial (Keramik) wurden konstante Stoffwerte gewählt:

$$\rho = 2500 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

$$c_p = 1000 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}}$$

$$\lambda = 2 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}$$

Die Porosität wurde analog der Berechnungen in 4.2 zu  $\varepsilon = 0,36$  gewählt. Die Widerstandsfaktoren des porösen Mediums betragen  $VR = 20835765$  und  $IR = 6039$ , was bei einem Massenstrom von  $\dot{m} \approx 72 \text{ kg/s}$  ungefähr einem Druckverlust von 40 mbar im Speicherkern entspricht. Nach der Berechnung des sechsstündigen Beladevorgangs wurden die Randbedingungen für Ein- und Auslass ausgetauscht, und der Speicher somit ohne weitere Initialisierung aus dem beladenen Zustand in entgegengesetzter Richtung mit kalter Luft durchströmt. Die Rechenzeit für den instationär berechneten sechsstündigen Be- bzw. Entladevorgang betrug jeweils ca. 30 Stunden.

## 5 Auswertung und Ergebnisse

In Kapitel 5 werden die Auswertungen und Ergebnisse der in Kapitel 4 beschriebenen Berechnungen vorgestellt. Abschnitt 5.1 umfasst die Ergebnisse der Berechnungen zur Heißgasseite. Die Ergebnisse zur Berechnung der Kaltgasseite werden in Abschnitt 5.2 näher erläutert. Abschnitt 5.3 beinhaltet die Ergebnisse der Simulation eines sechsstündigen Be- und Entladevorgangs des Speichers.

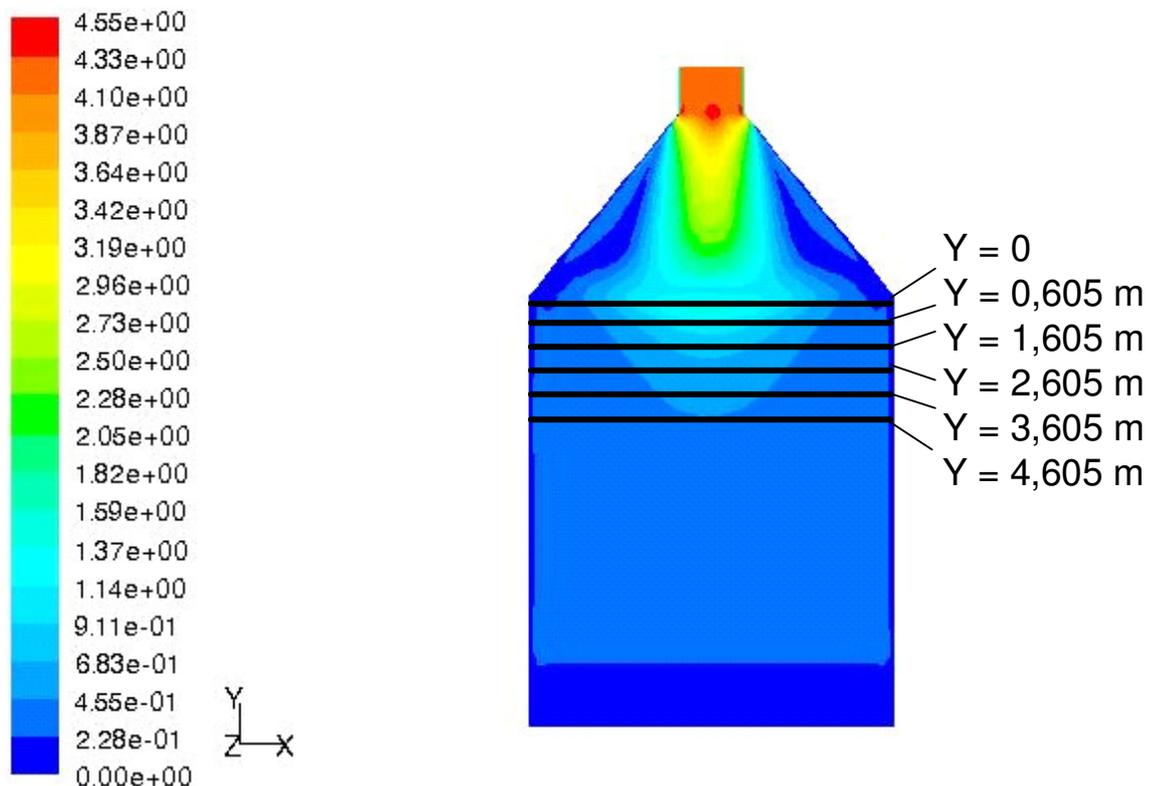
### 5.1 Heißgasseite

Die Berechnungen zur Strömungsverteilung der Heißgasseite gliedern sich in zwei Teile. In Abschnitt 5.1.1 werden die Ergebnisse der Berechnungen der Strömungsverteilung im Speicherkern beschrieben. Die Ergebnisse der Berechnungen zur Strömungsverteilung am Eintritt in den Speicherkern werden in Abschnitt 5.1.2 ausgeführt.

#### 5.1.1 Verlauf der Strömungsverteilung im Speicherkern

Unter den in Abschnitt 4.2 beschriebenen Voraussetzungen einer möglichen Quervermischung im Speicherkern, wie sie z.B. bei Schüttungen oder Gittern gegeben ist, lässt sich der Verlauf der Strömungsverteilung im Speicherkern in Tiefenrichtung berechnen. In [Abb.5.1](#) ist der Verlauf der Geschwindigkeitsverteilung im Speicherquerschnitt exemplarisch für  $H/D = 1$  grafisch dargestellt. Die folgenden Bilder in [Abb. 5.2](#) zeigen die Strömungsverteilung im Speicherquerschnitt für die in [Abb. 5.1](#) markierten Ebenen.

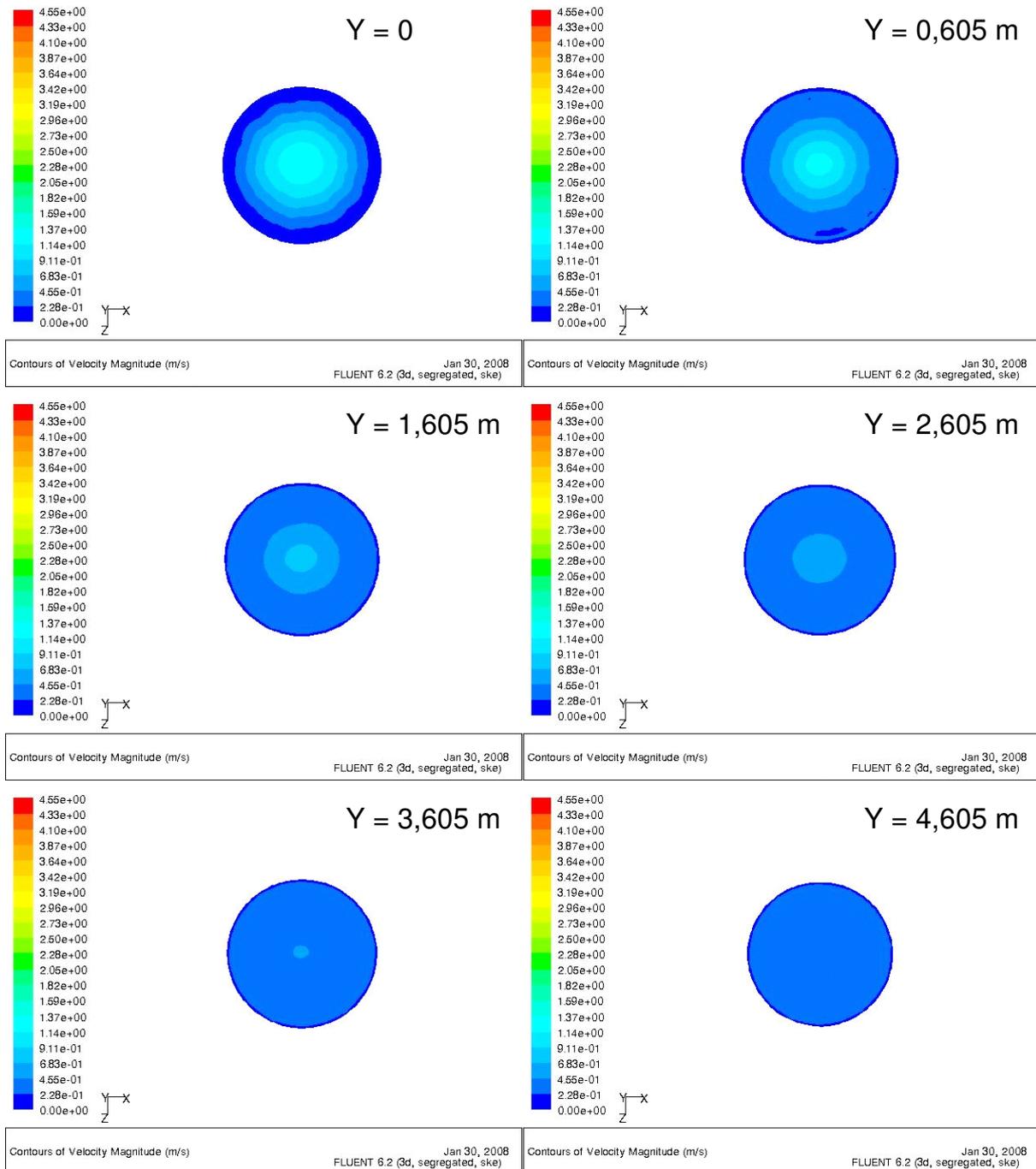
Man erkennt, dass die Strömungsverteilung am Eintritt in den Speicherkern bei den hier vorliegenden kleinen Druckverlusten von ca. 3 Pa sehr schlecht ist. Mit zunehmender Durchströmtiefe kommt es nach und nach zu einer Vergleichmäßigung der Strömungsverteilung. Erst in einer Tiefe von ca. 4,5 Metern liegt hier eine gleichmäßige Strömungsverteilung vor.



Contours of Velocity Magnitude (m/s)

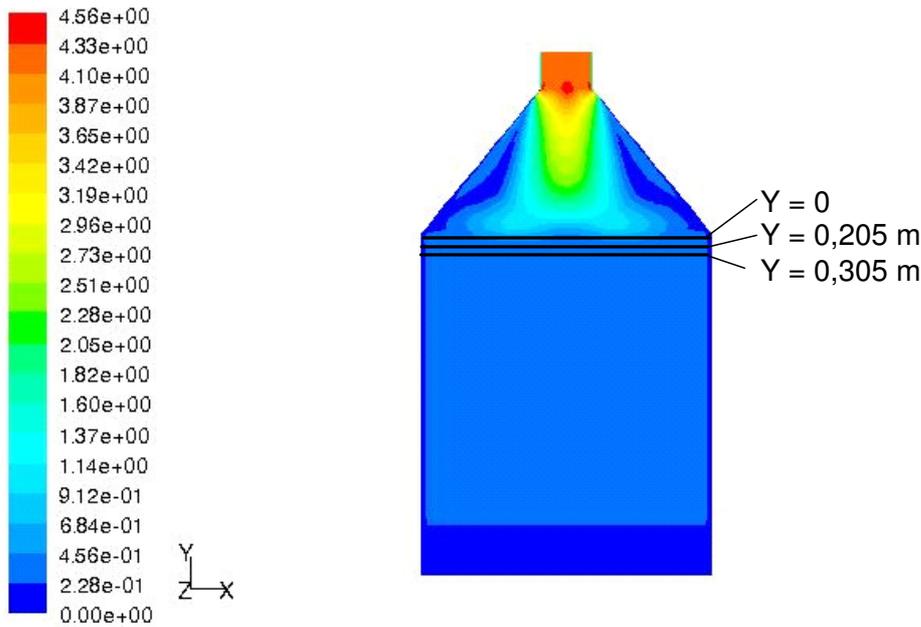
Jan 30, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske)

**Abb. 5.1:** Geschwindigkeitsverteilung im Speicherquerschnitt für einen Speicherkerndruckverlust von 3 Pa



**Abb. 5.2:** Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit im Speicherquerschnitt für verschiedene Ebenen des Speicherkerns bei  $\Delta p = 3 \text{ Pa}$

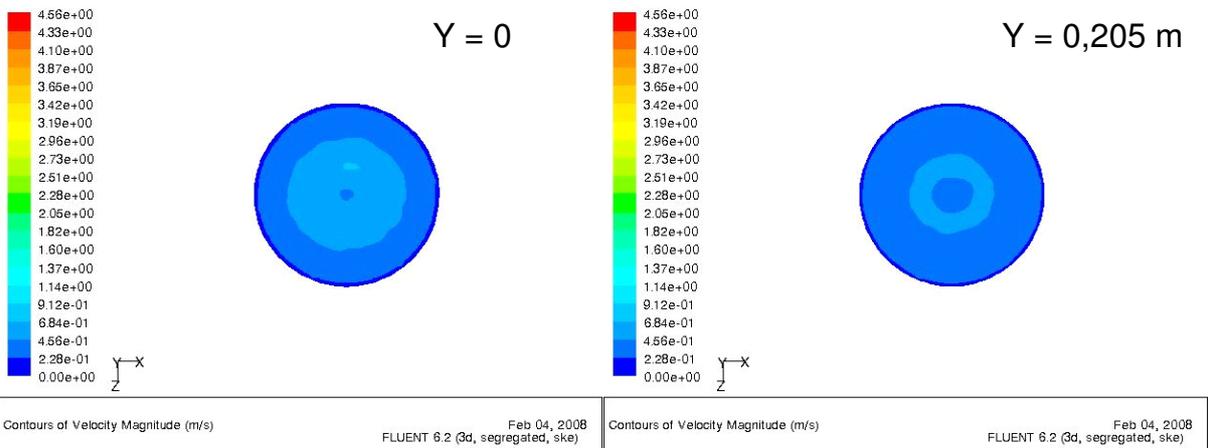
Für große Druckverluste liegt hingegen schon am Eintritt in den Speicherkern eine relativ gleichmäßige Strömungsverteilung vor, vgl. [Abb. 5.3](#). Mit zunehmender Durchströmtiefe tritt hier, wie aus [Abb. 5.4](#) ersichtlich, ebenfalls eine Vergleichmäßigung der Strömungsverteilung ein. Bereits nach ca. 0,3 Metern Durchströmtiefe ist hier eine Gleichverteilung erreicht.



Contours of Velocity Magnitude (m/s)

Feb 04, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske)

**Abb. 5.3:** Geschwindigkeitsverteilung im Speicherquerschnitt für einen Speicherkerndruckverlust von ca. 12000 Pa

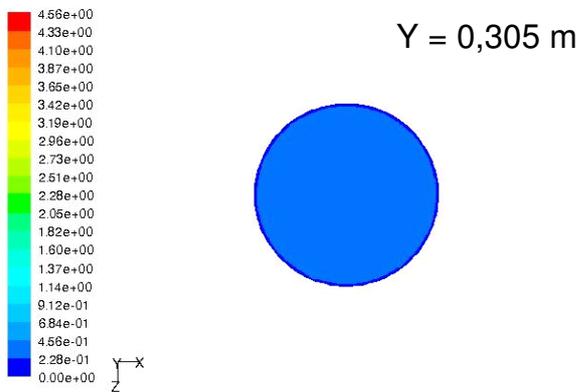


Contours of Velocity Magnitude (m/s)

Feb 04, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske)

Contours of Velocity Magnitude (m/s)

Feb 04, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske)



Contours of Velocity Magnitude (m/s)

Feb 04, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske)

**Abb. 5.4:** Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit im Speicherquerschnitt für verschiedene Ebenen des Speicherkerns bei  $\Delta p \approx 12000$  Pa

Der in den Abb. 5.1 – 5.4 aufgezeigte Sachverhalt ist in den folgenden Diagrammen in Abb. 5.5 – 5.12 nochmals detailliert dargestellt. Aufgetragen ist jeweils der Gammafaktor als quantitatives Gleichverteilungskriterium über der Durchströmtiefe. Abb. 5.5 zeigt für  $H/D = 1$  und  $d_{Ein} = 2$  m exemplarisch den Verlauf der Strömungsverteilung im Speicherkern. Es zeigt sich, dass mit zunehmender Eindringtiefe eine Vergleichmäßigung der Strömungsverteilung erfolgt. Das Eintreten einer vollständigen Vergleichmäßigung ist abhängig vom Druckverlust im porösen Medium. Je größer der Druckverlust ist, desto schneller tritt eine Gleichverteilung ( $\gamma = 1$ ) ein. Bei Druckverlusten ab ca. 10 mbar liegt schon nach einem Meter Eindringtiefe eine Gleichverteilung in Form von  $\gamma = 1$  vor.

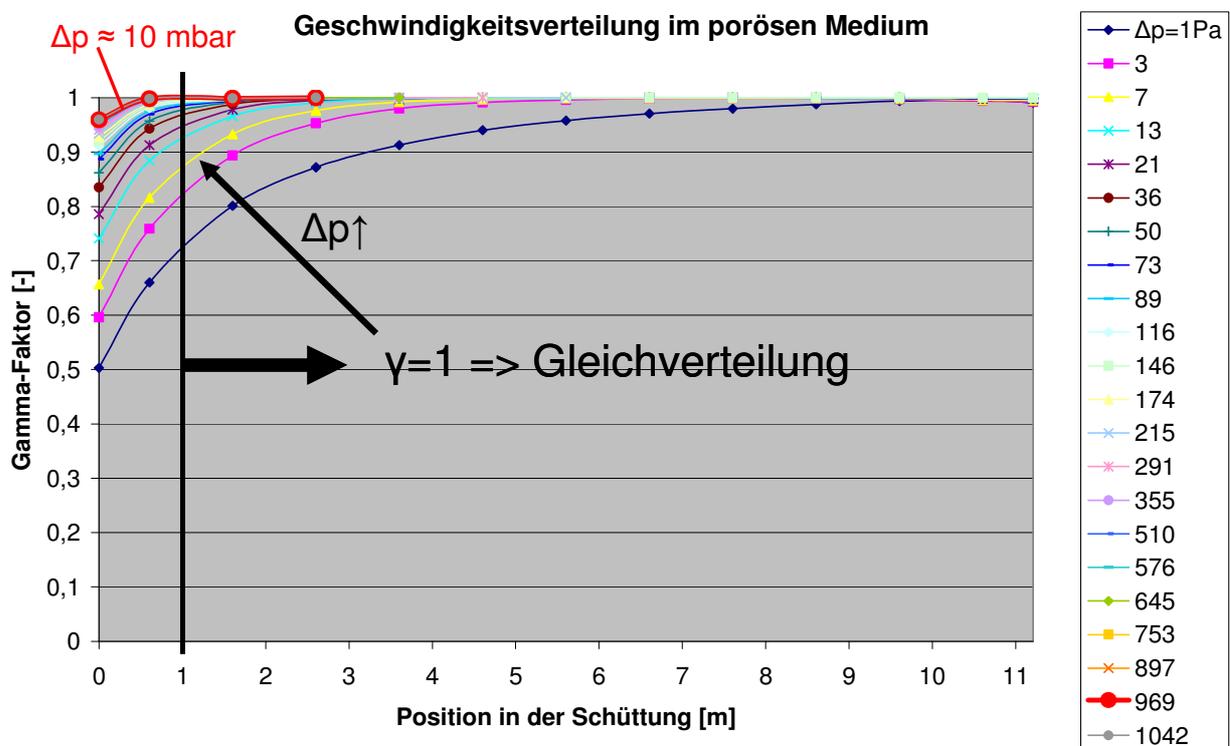
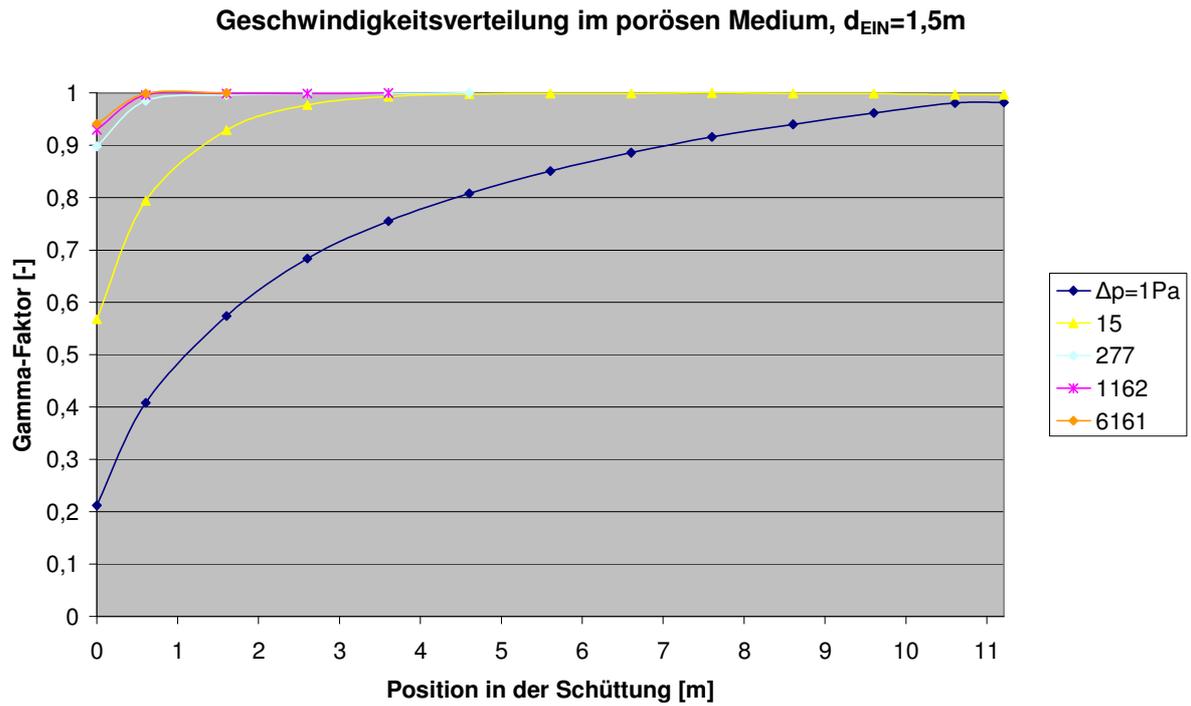
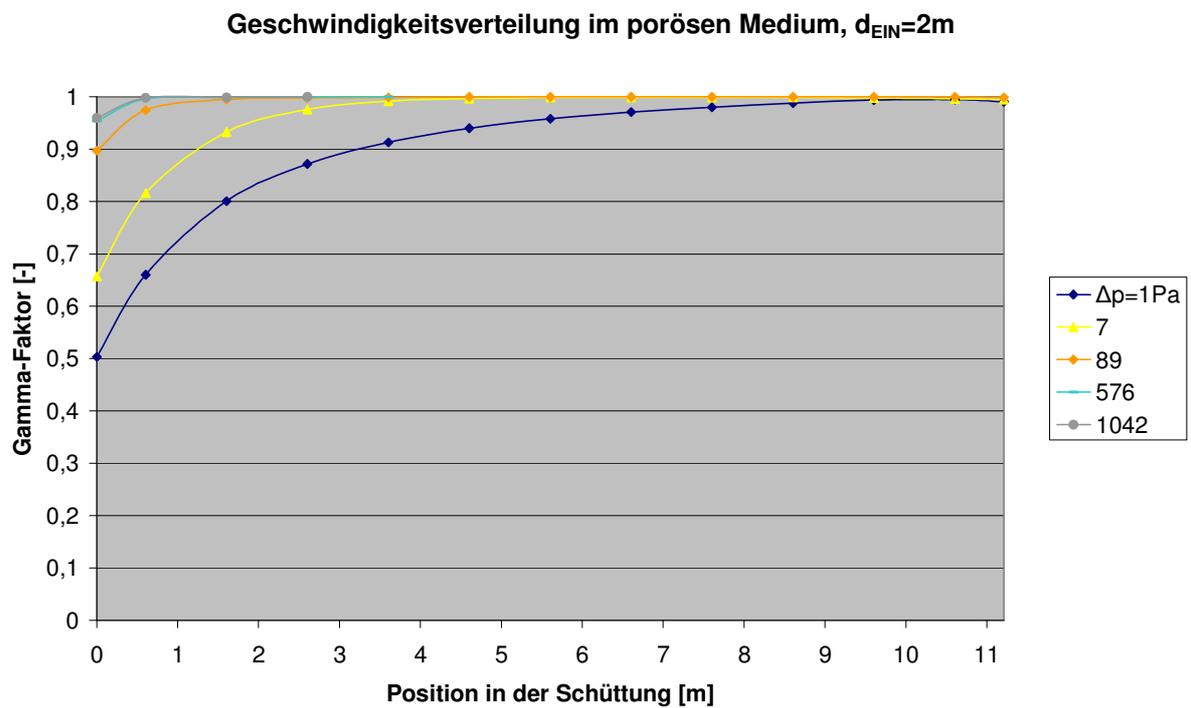


Abb. 5.5: Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe

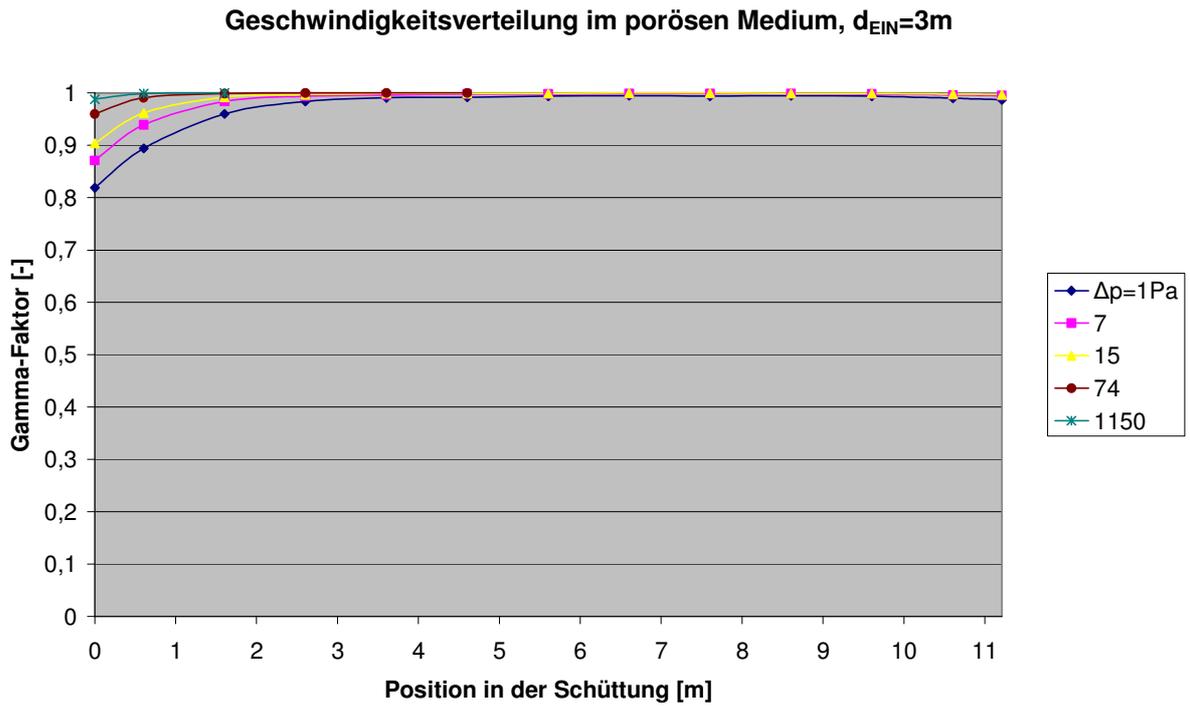
Die Ergebnisse der Berechnungen für die in Abschnitt 4.2 beschriebenen unterschiedlichen Einströmdurchmesser und H/D-Verhältnisse sind in den folgenden Abb. 5.6 bis 5.12 dargestellt. Aus den Diagrammen ist ersichtlich, dass ein größerer Einströmdurchmesser bzw. ein höheres H/D-Verhältnis eine bessere Strömungsverteilung am Eintritt bewirken. Mit zunehmender Durchströmtiefe werden die Unterschiede jedoch immer geringer. Abhängig vom Druckverlust wird jeweils ab einer gewissen Durchströmtiefe eine Gleichverteilung der Strömung ( $\gamma = 1$ ) erreicht.



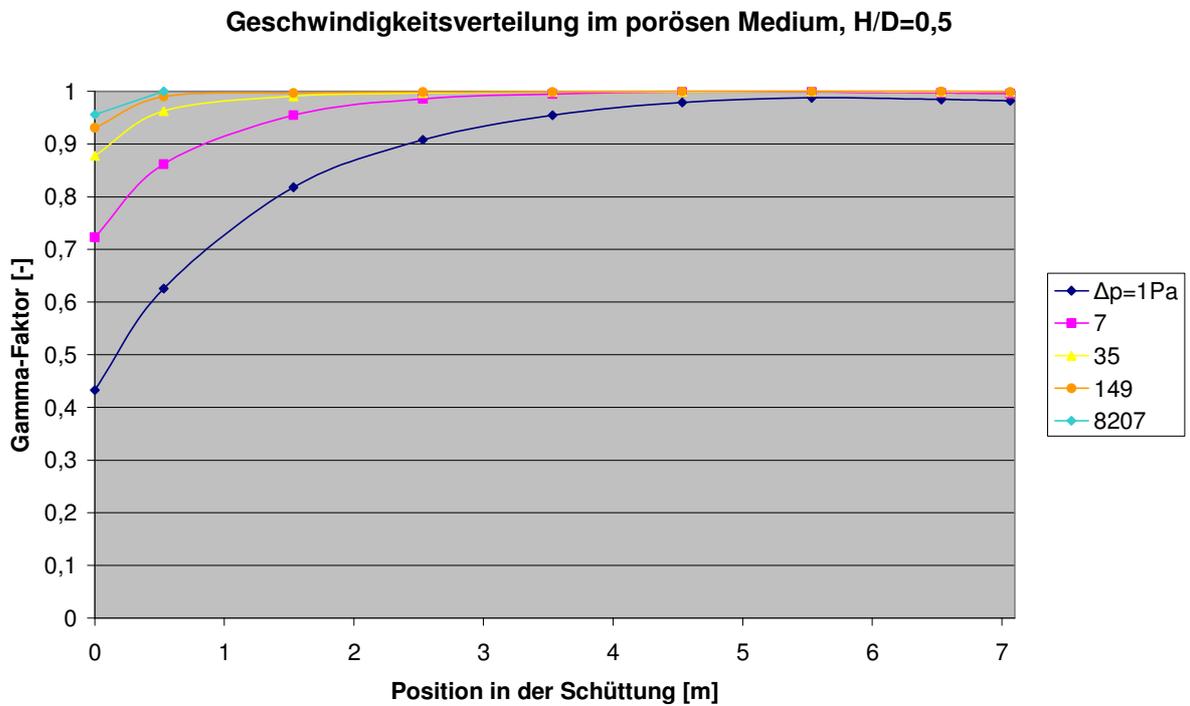
**Abb. 5.6:** Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für  $d_{EIN} = 1,5 m$



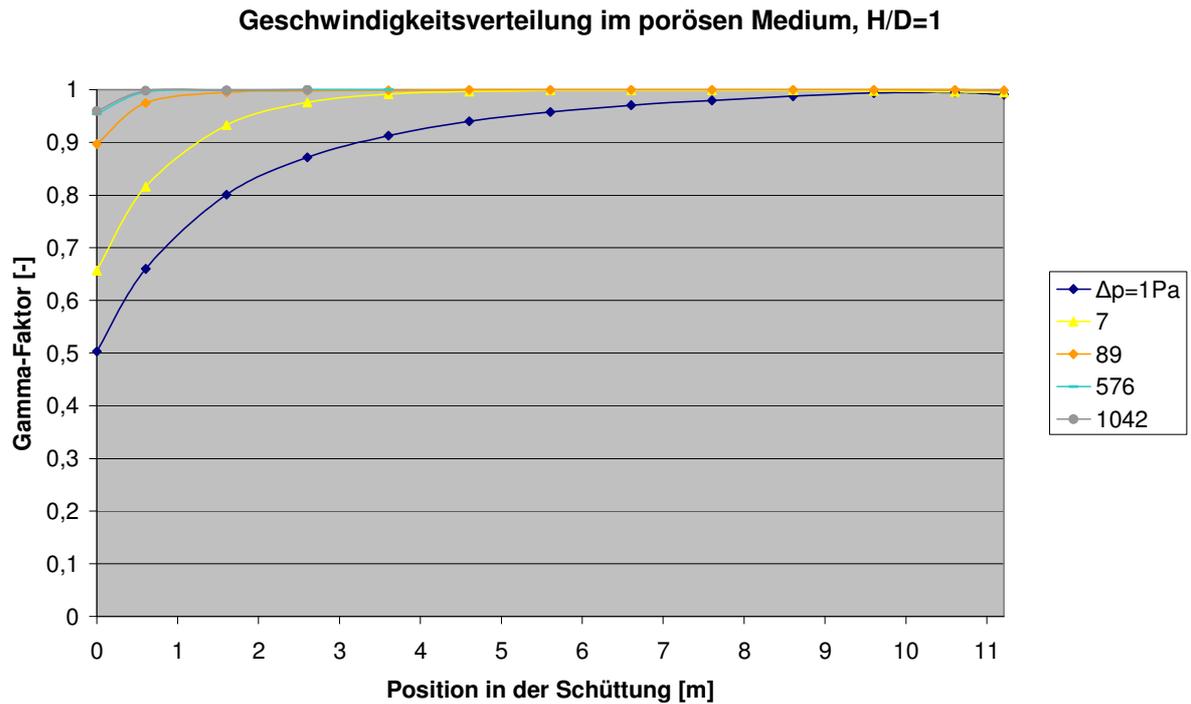
**Abb. 5.7:** Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für  $d_{EIN} = 2 m$



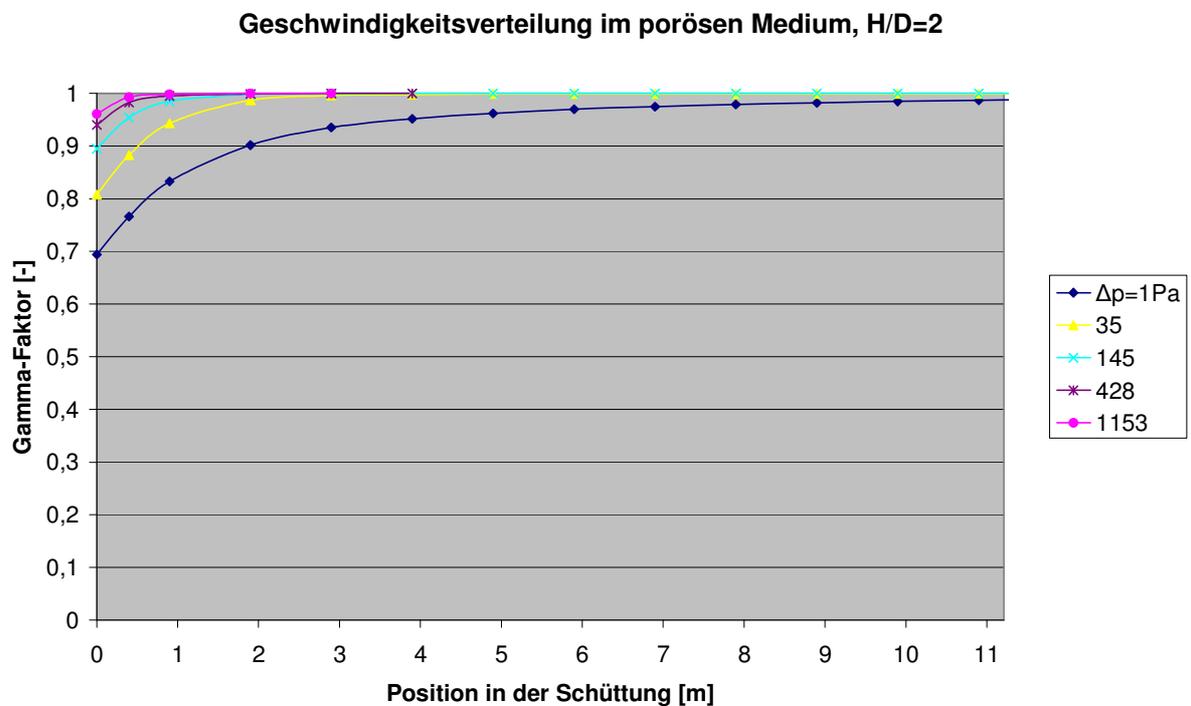
**Abb. 5.8:** Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für  $d_{EIN} = 3 \text{ m}$



**Abb. 5.9:** Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für  $H/D = 0,5$



**Abb. 5.10:** Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für H/D = 1



**Abb. 5.11:** Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für H/D = 2

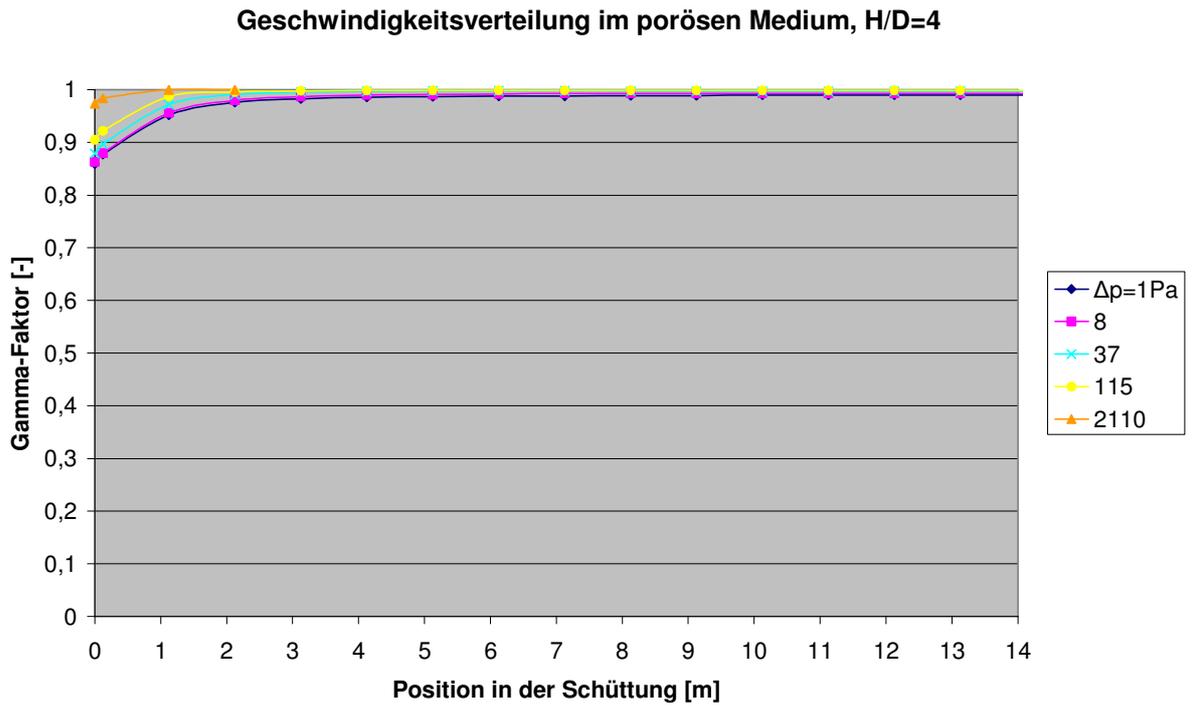
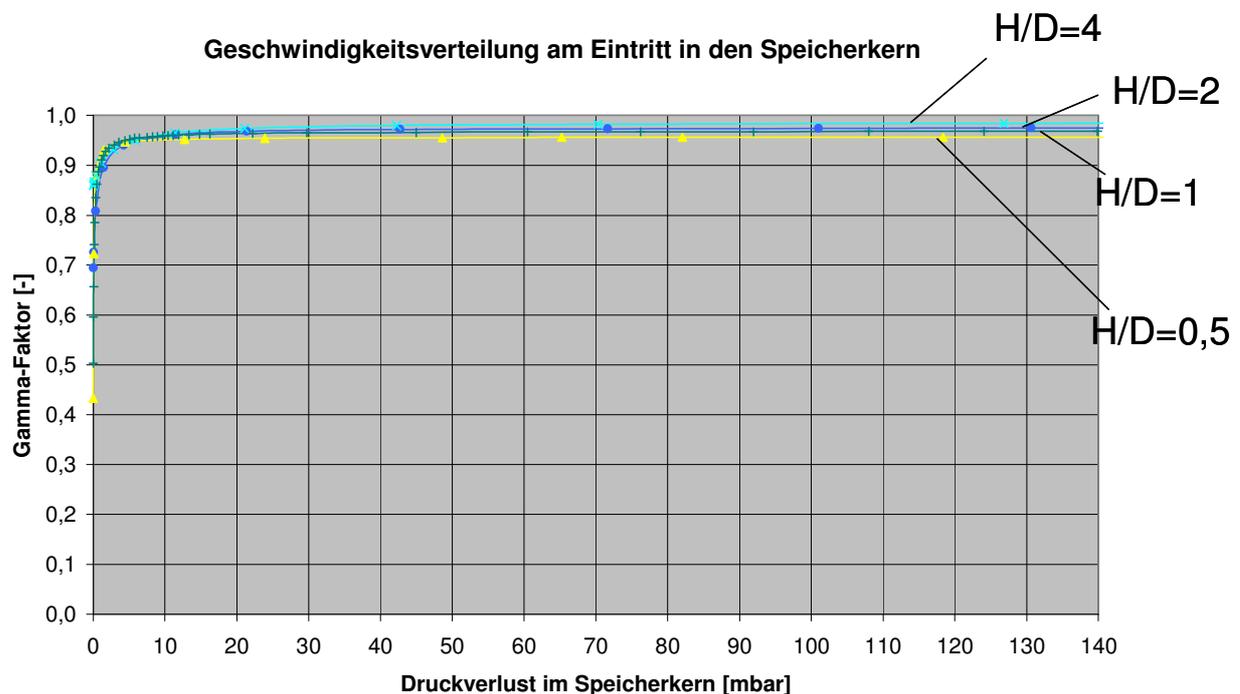


Abb. 5.12: Verlauf der Strömungsverteilung in die Tiefe für H/D = 4

## 5.1.2 Strömungsverteilung am Eintritt in den Speicherkern

### 5.1.2.1 Auswertung Parameterstudie

Das folgende Kapitel zeigt die Ergebnisse der Untersuchung der in Abschnitt 4.2 beschriebenen Einflussfaktoren. In [Abb. 5.13](#) ist die Auswirkung der Variation des H/D-Verhältnisses auf die Strömungsverteilung am Eintritt in den Speicherkern dargestellt.



[Abb. 5.13](#): Einfluss des H/D-Verhältnisses auf die Strömungsverteilung

Aufgetragen ist die Gleichverteilung in Form des Gammafaktors  $\gamma$  über dem Druckverlust  $\Delta p$  für verschiedene H/D-Verhältnisse. Die Berechnung zeigt, dass je höher das H/D-Verhältnis, also je schlanker der Behälter ist, desto besser die Gleichverteilung ist. Die Gründe hierfür sind zum Einen, dass bei schlankeren und somit höheren Behältergeometrien der Druckverlust größer ist, und zum Anderen, dass bei einem schlankeren Behälter die Strömungsverteilung nur auf einem kleineren Querschnitt erfolgen muss und somit eine Gleichverteilung leichter zu erreichen ist.

Abb. 5.14 veranschaulicht die Auswirkung der Variation des Einströmdurchmessers auf die Strömungsverteilung am Eintritt in den Speicherkern. Es zeigt sich, dass ein größerer Einströmdurchmesser eine bessere Strömungsverteilung bewirkt (unter der Annahme einer gleichverteilten Strömung im Einströmstutzen). Der Grund hierfür ist, dass sich mit zunehmenden Einströmdurchmessern die Strömungsverteilung auf den gesamten Speicherquerschnitt vereinfacht.

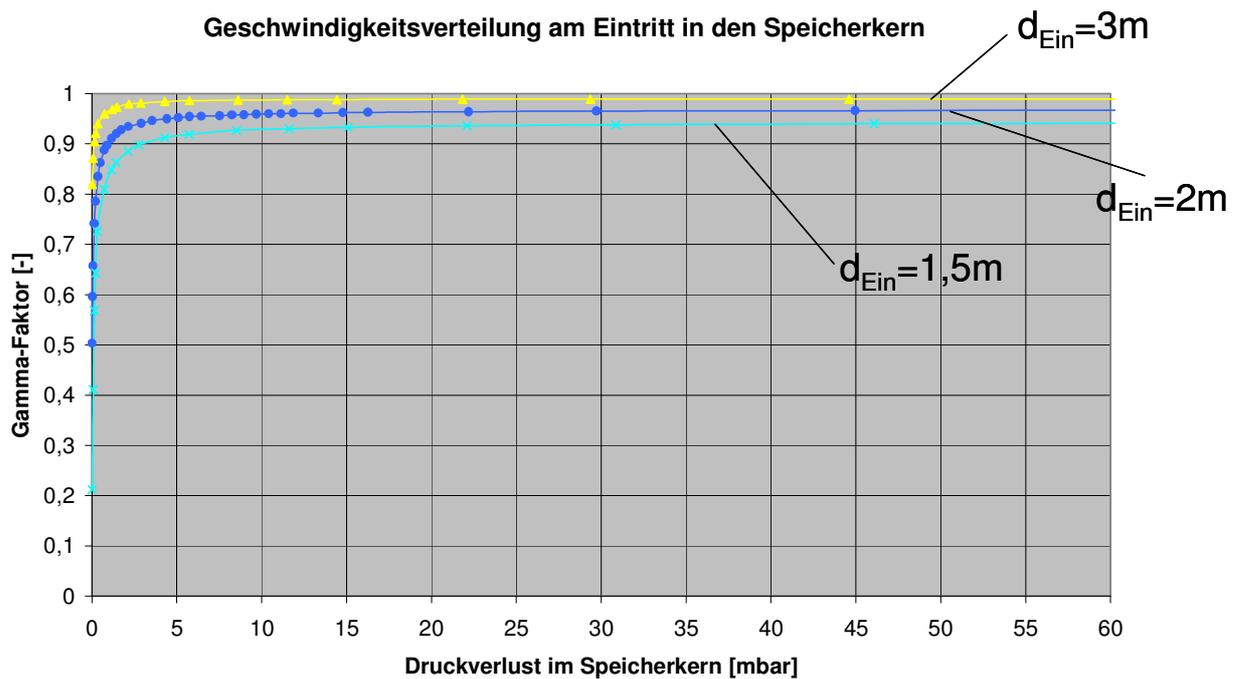


Abb. 5.14: Einfluss des Einströmdurchmessers auf die Strömungsverteilung

Beim Vergleich der in Abb. 5.13 und 5.14 gezeigten Verläufe der Strömungsgeschwindigkeitsverteilung über dem Druckverlust im Speicherkern zeigt sich, dass die Kurven  $\gamma = f(\Delta p)$  alle qualitativ ähnlich verlaufen. Abb. 5.15 zeigt den typischen Verlauf der Strömungsverteilung in Abhängigkeit vom Druckverlust. Man erkennt, dass die Strömungsgleichverteilung sich generell mit zunehmendem Druckverlust verbessert. Ab einem gewissen Druckverlust im Speicherkern stellt sich jeweils sehr schnell eine Sättigung des Gammafaktors ein. Das heißt, ab einem gewissen Druckverlust lässt sich die Strömungsgleichverteilung für bestimmte vorgegebene Geometriedaten und Parameter nicht mehr verbessern. Dies ist die für die jeweilige Geometrie bestmögliche Gleichverteilung  $\gamma_{\max}$ .

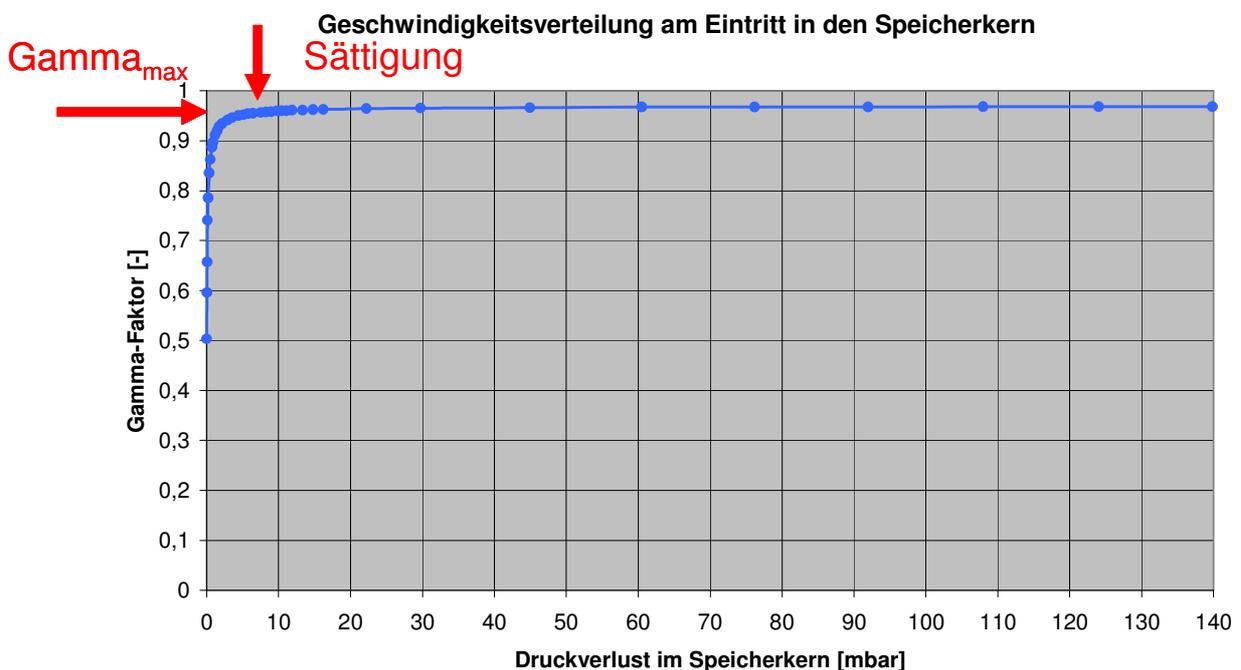


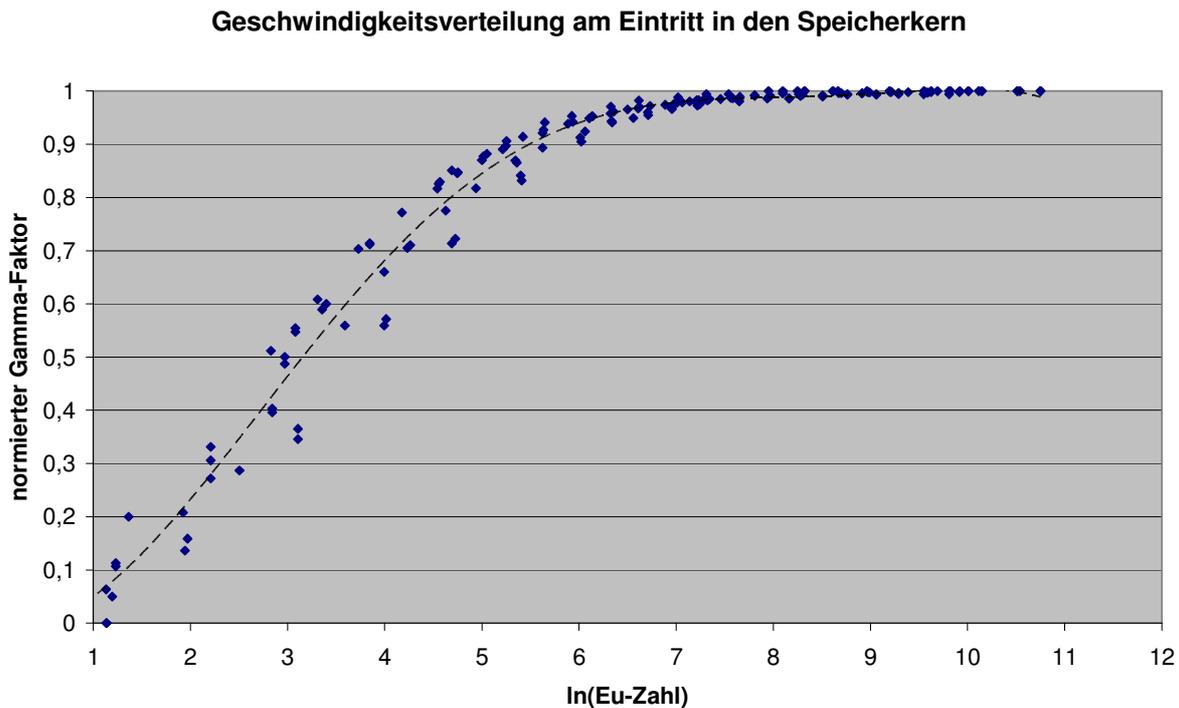
Abb. 5.15: Typischer Verlauf der Geschwindigkeitsverteilung in Abhängigkeit vom Druckverlust im Speicherkern

Aufgrund der Ähnlichkeit der Verläufe  $\gamma = f(\Delta p)$  lassen sich die in Abb. 5.13 und 5.14 dargestellten Ergebnisse in *einem* Diagramm zusammenfassen. Dazu wird die dimensionslose Euler-Zahl  $Eu$  eingeführt:

$$Eu = \frac{\Delta p}{\rho_f \cdot w_f^2} \quad (5.1)$$

Dabei ist  $\Delta p$  der Druckverlust im Speicherkern,  $\rho_f$  die Dichte des Fluids (Luft) und  $w_f$  die Geschwindigkeit des Fluids im porösen Medium.

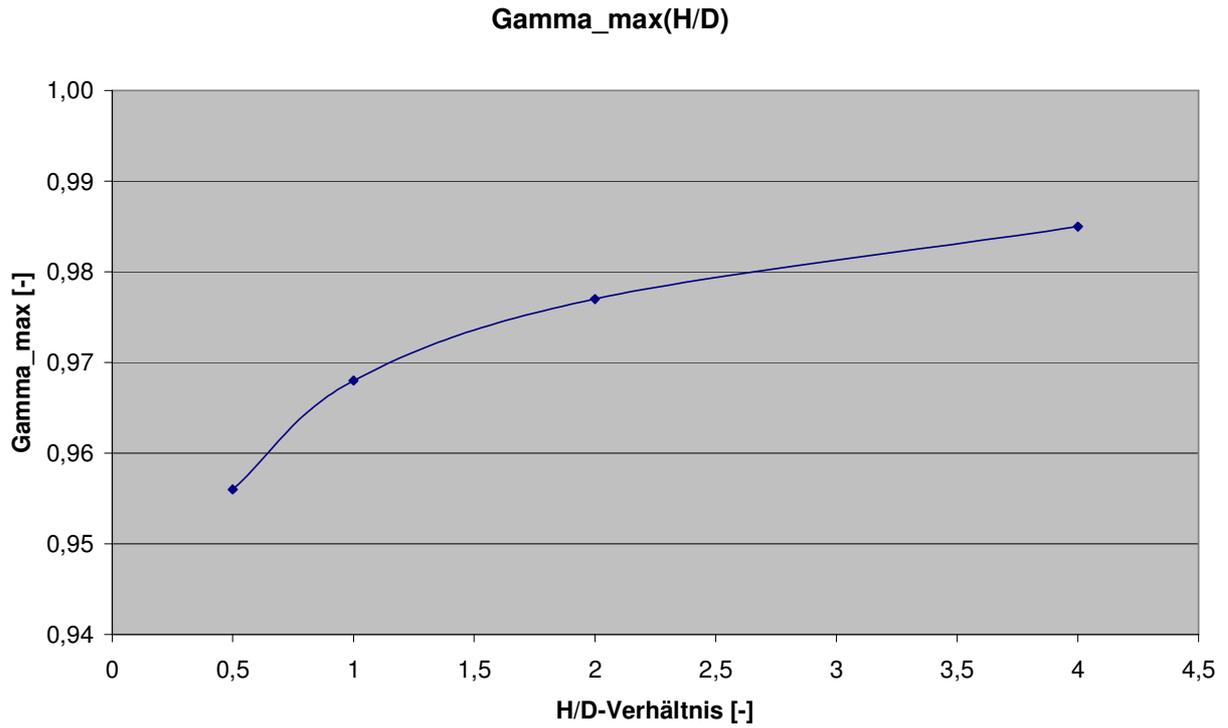
In [Abb. 5.16](#) sind die Ergebnisse aller durchgeführten Berechnungen (siehe Anhang B „Ergebnisübersicht Parameterstudie“) gemeinsam dargestellt. Dazu wurde der Gamma-Faktor für jeden Verlauf von  $\gamma = f(\Delta p)$  jeweils zwischen seinem minimalen und maximalen Wert normiert und über der Eu-Zahl aufgetragen. Man erkennt, dass die Punkte alle annähernd auf einer Kurve liegen. Die Sättigung tritt ungefähr bei  $\ln(\text{Eu-Zahl}) = 6$  ein, was einer Eu-Zahl von ca. 400 entspricht.



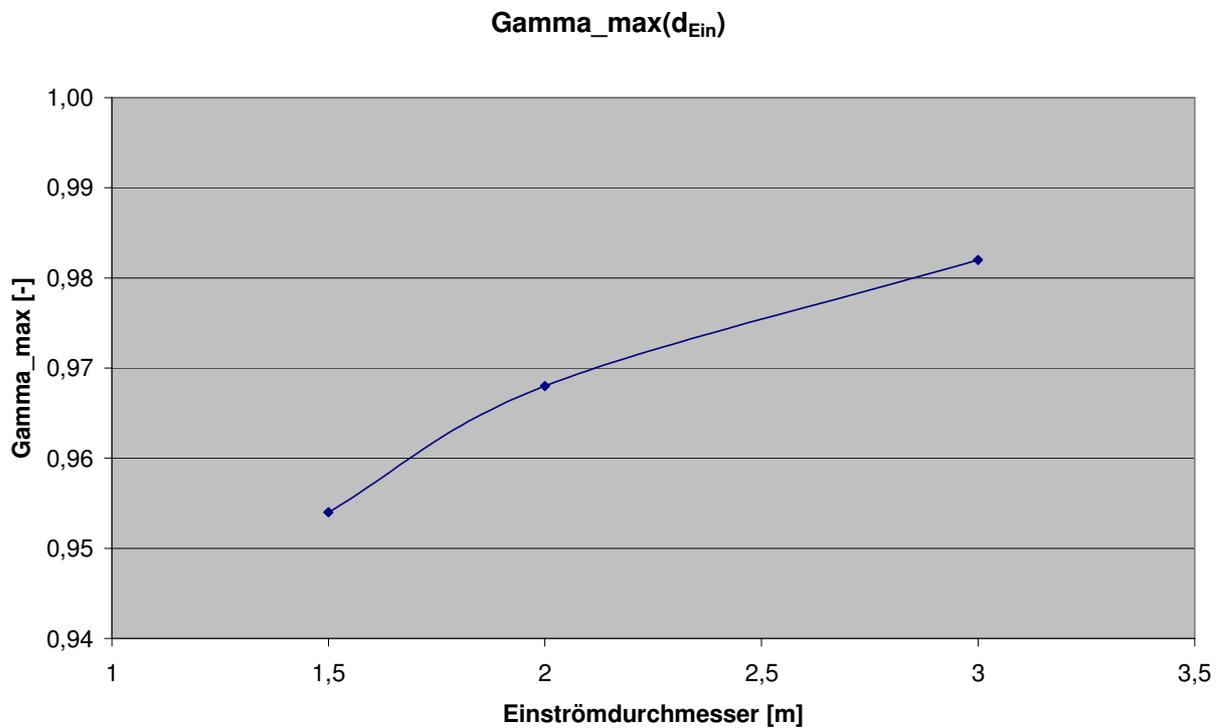
**Abb. 5.16:** Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse mit Hilfe der Eu-Zahl

Da die Kurven  $\gamma = f(\Delta p)$  alle qualitativ ähnlich verlaufen, wird im Folgenden nur noch die Auswirkung der Variation verschiedener Einflüsse auf die bei vorgegebenen Parametern bestmögliche Gleichverteilung  $\gamma_{\max}$  betrachtet. [Abb. 5.17](#) – [5.20](#) zeigen den Einfluss des Einströmdurchmessers, des H/D-Verhältnisses, der Einströmgeschwindigkeit und der Verteilerhöhe auf  $\gamma_{\max}$ .

In [Abb. 5.17](#) und [5.18](#) sind die bereits beschriebenen Auswirkungen der Variation des Einströmdurchmessers und des H/D-Verhältnisses aufgezeigt. Aus [Abb. 5.19](#) ist ersichtlich, dass eine höhere Einströmgeschwindigkeit in den Verteiler sich negativ auf die Gleichverteilung auswirkt. [Abb. 5.20](#) zeigt den Einfluss der Verteilerhöhe auf die bestmögliche Strömungsverteilung am Eintritt in den Speicherkern: eine größere Verteilerhöhe bewirkt eine bessere Strömungsgleichverteilung.



**Abb.5.17:** Einfluss des H/D-Verhältnisses auf die bestmögliche Gleichverteilung



**Abb.5.18:** Einfluss des Einströmdurchmessers auf die bestmögliche Gleichverteilung

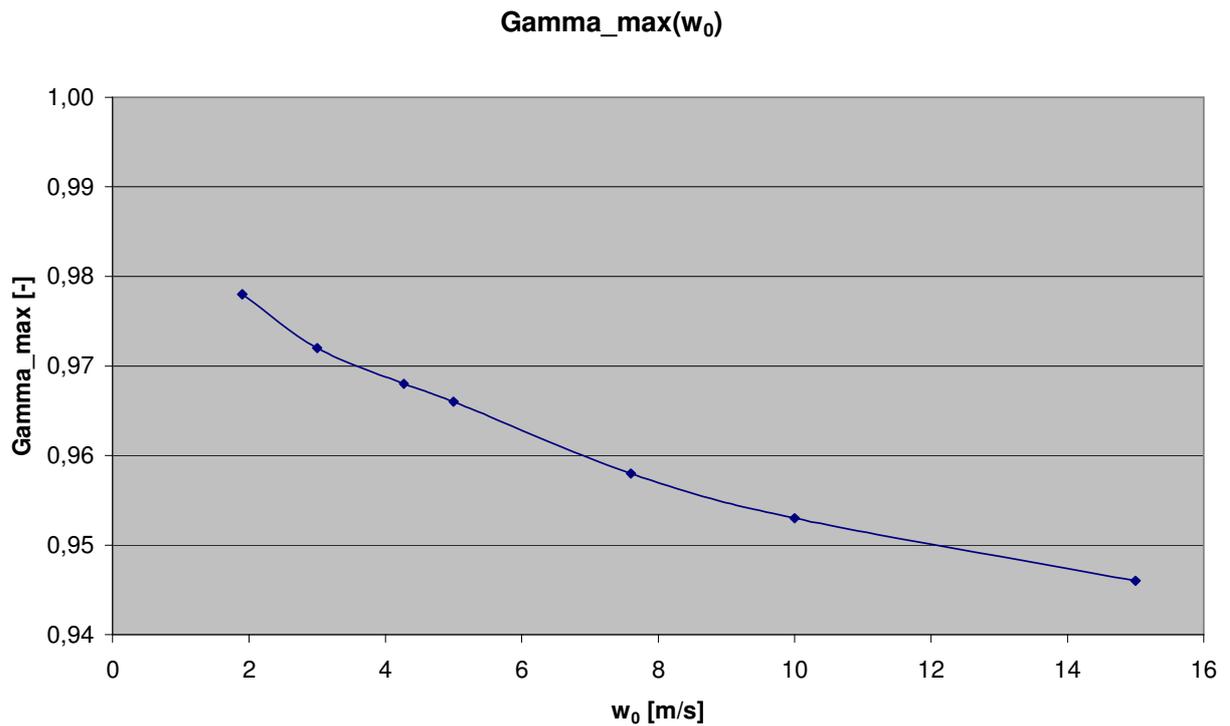


Abb.5.19: Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit auf die bestmögliche Gleichverteilung

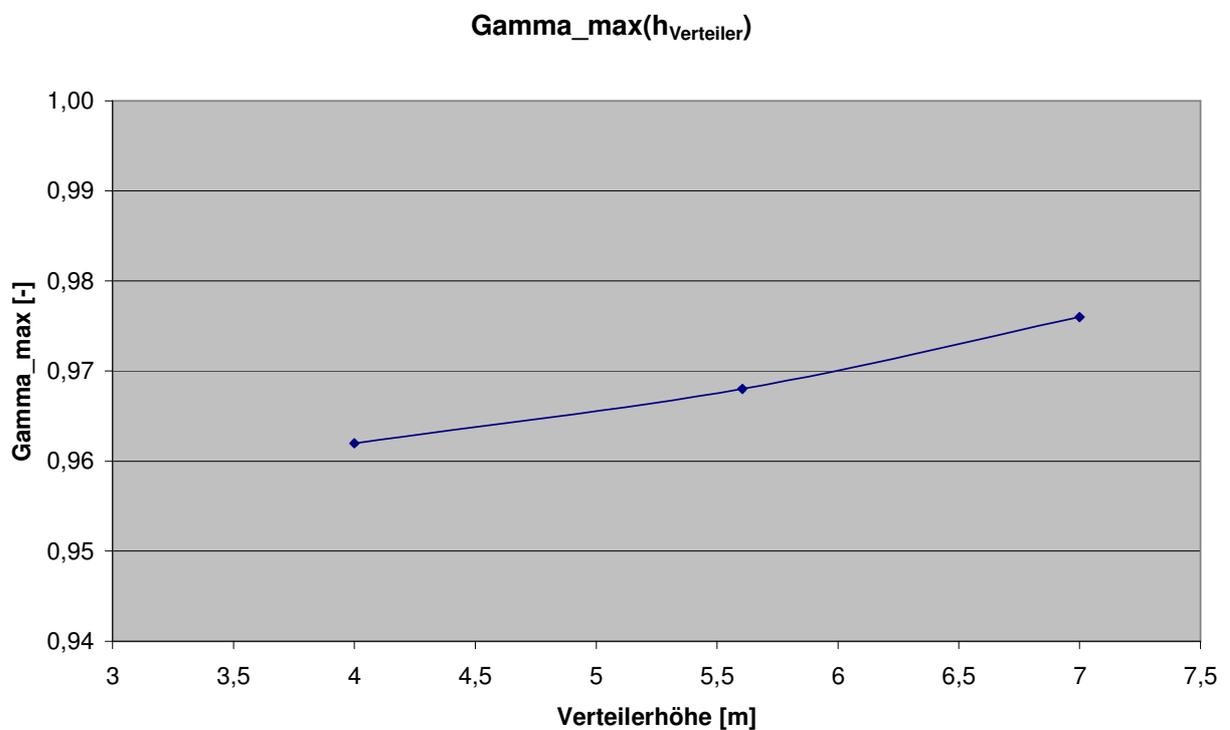


Abb.5.20: Einfluss der Verteilerhöhe auf die bestmögliche Gleichverteilung

In Abb. 5.21 sind die vier in Abschnitt 4.4 beschriebenen Einflussgrößen auf die Gleichverteilung veranschaulicht.

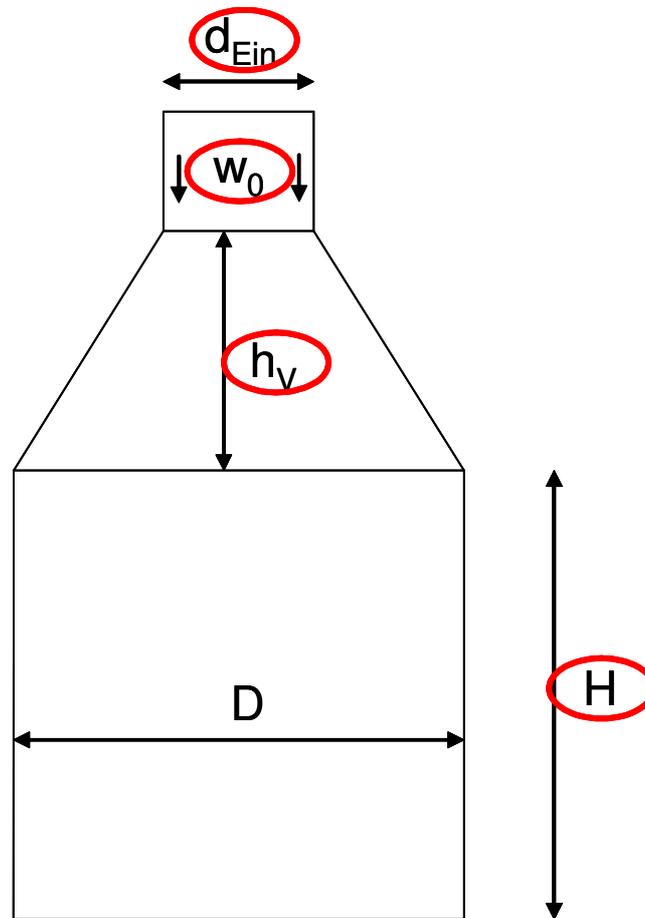


Abb. 5.21: Veranschaulichung der Einflussgrößen

Ziel ist eine Zusammenfassung dieser Einflussgrößen in *einem* Diagramm. Dazu werden die folgenden dimensionslosen Größen eingeführt:

$$\text{Re} = \frac{w_0 \cdot d_{\text{Ein}}}{\nu} \quad (5.2)$$

$$\psi_1 = \frac{D}{h_V} \quad (5.3)$$

$$\psi_2 = \left( \frac{D}{d_{\text{Ein}}} \right)^2 \quad (5.4)$$

$$\psi = \psi_1 \cdot \psi_2 = \frac{D}{h_V} \cdot \left( \frac{D}{d_{\text{Ein}}} \right)^2 = \frac{D^3}{h_V \cdot d_{\text{Ein}}^2} \quad (5.5)$$

In der Reynoldszahl in Gl. (5.2) ist der Einfluss der Einströmgeschwindigkeit erfasst. Große Einströmgeschwindigkeiten bewirken eine schlechte Strömungsverteilung ( $\gamma_{\max}$  klein).  $\psi_1$  berücksichtigt den Einfluss der Geometrie: je kleiner  $D/h_V$ , desto größer ist  $\gamma_{\max}$ .  $\psi_2$  gibt das Verhältnis der Geschwindigkeit im Speicherkern zur Geschwindigkeit im Einströmstutzen wieder: je kleiner  $\psi_2$ , desto größer ist  $\gamma_{\max}$ .

Durch die in Gl. (5.2) – (5.5) betrachteten Überlegungen lassen sich alle zuvor untersuchten Parameterstudien zusammenfassen. Es ist somit möglich die bestmögliche Gleichverteilung ( $\gamma_{\max}$ ) in Abhängigkeit der Re-Zahl im Einströmdurchmesser und der Behältergeometrie dazustellen, vgl. Abb. 5.22.

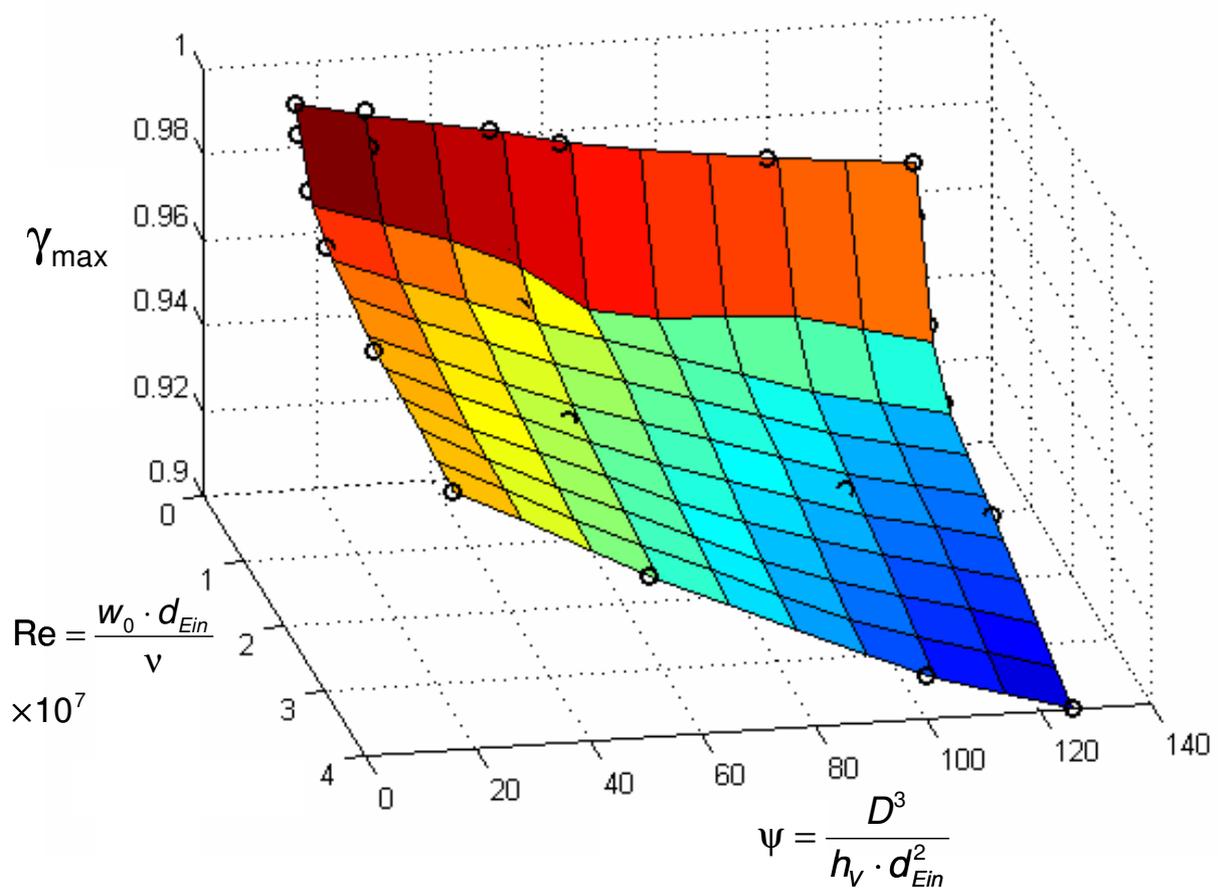


Abb. 5.22: Zusammenfassung aller vier Einflussgrößen in einem 3D-Diagramm

Das Diagramm veranschaulicht die Auswirkung der Variation der einzelnen Einflussgrößen und kann für Überlegungen zur Gestaltung der Geometrie von Speichern herangezogen werden.

### 5.1.2.2 Vergleich mit der Literatur: Ansatz nach Hansen

Um einen Vergleich der in Abschnitt 5.1.2.1 berechneten Ergebnisse zu ermöglichen, wird der bei früheren Berechnungen von M. Hansen zur Beurteilung der Strömungsverhältnisse in Cowper-Winderhitzern herangezogene Beta-Faktor  $\beta$  verwendet [5,6]. Hansen untersuchte in seiner Arbeit „Strömungsverhältnisse in Winderhitzern auf Grund von Modellversuchen“ ebenfalls die Auswirkung von Druckverlusten auf die Vergleichmäßigung der Strömung. Er stellte fest, dass bei kleinen Druckverlusten die Strömung hauptsächlich am äußeren Rande des Gitters liegt, und große Bereiche der Grundfläche überhaupt nicht durchströmt werden, wohingegen bei großen Druckverlusten die Strömung praktisch gleichmäßig über den ganzen Besatz verteilt ist [6]. Zur Beurteilung, wann eine gleichmäßige Verteilung über den gesamten Querschnitt erreicht ist, verwendete er den in Abschnitt 3.3 beschriebenen dimensionslosen Beta-Faktor  $\beta$  als Kennwert.

Ein Vergleich der im Folgenden berechneten Werte für  $\beta$  zeigt eine gute Übereinstimmung mit den in [5] beschriebenen Vergleichswerten von  $\beta = 7 - 10$  für eine zufriedenstellende Strömungsgleichverteilung.

Aus den folgenden Diagrammen in Abb. 5.23 und 5.24 lassen sich die berechneten Werte für den Beta-Faktor bei Eintritt der Sättigung des Verlaufes der Gleichverteilung herauslesen. Dies ist in Abb. 5.25 exemplarisch für  $d_{\text{Ein}} = 3 \text{ m}$  dargestellt. Die Ergebnisse sind in Tab. 5.1 zusammengefasst.

**Geschwindigkeitsverteilung am Eintritt in das poröse Medium**

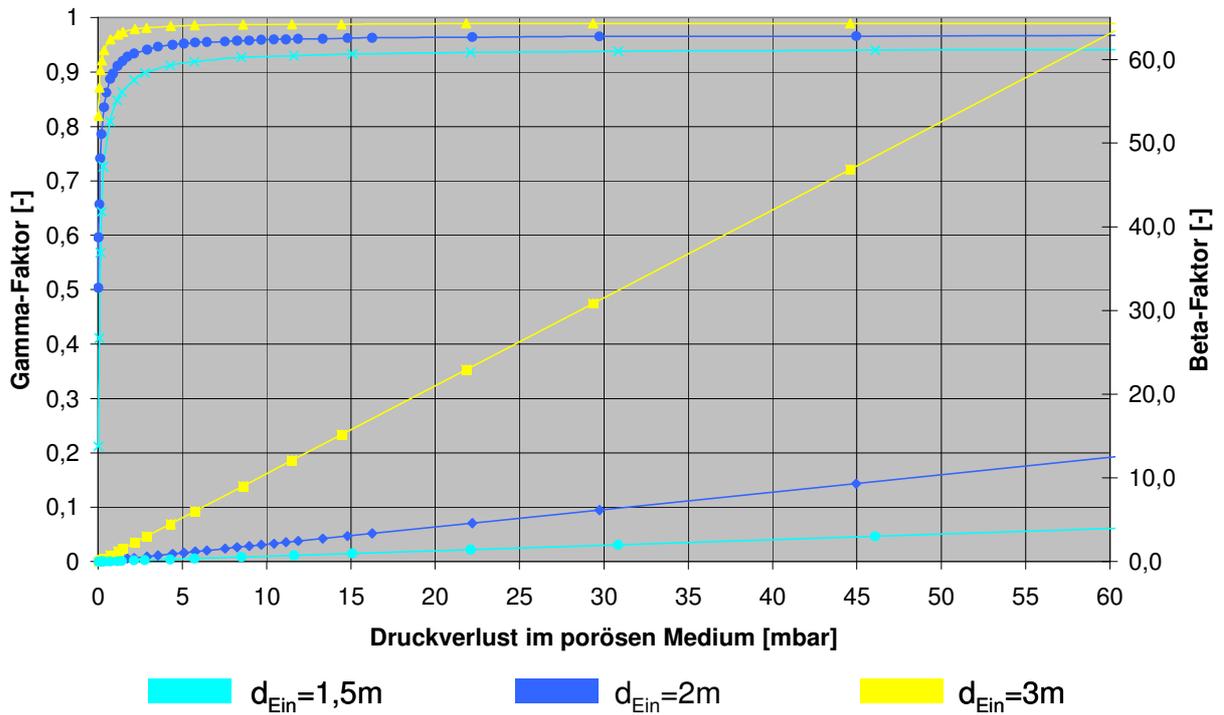


Abb. 5.23: Beta-Faktor für verschiedene Einströmdurchmesser

**Geschwindigkeitsverteilung am Eintritt in das poröse Medium**

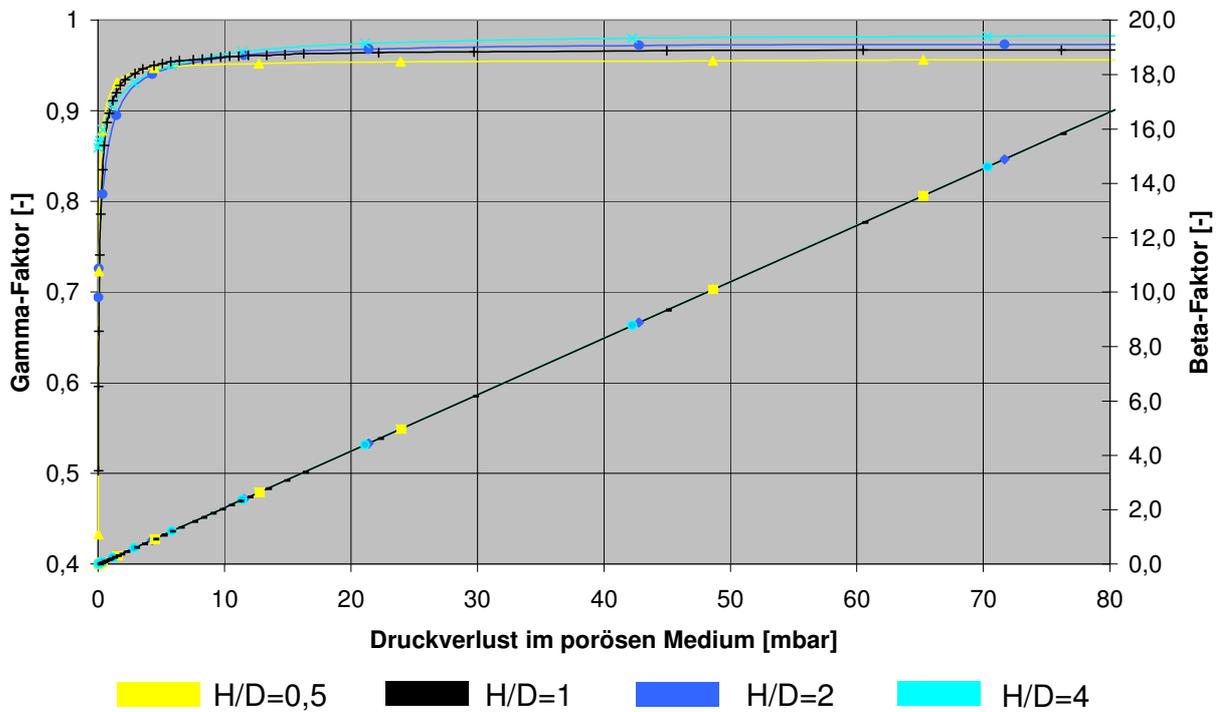


Abb. 5.24: Beta-Faktor für verschiedene H/D-Verhältnisse

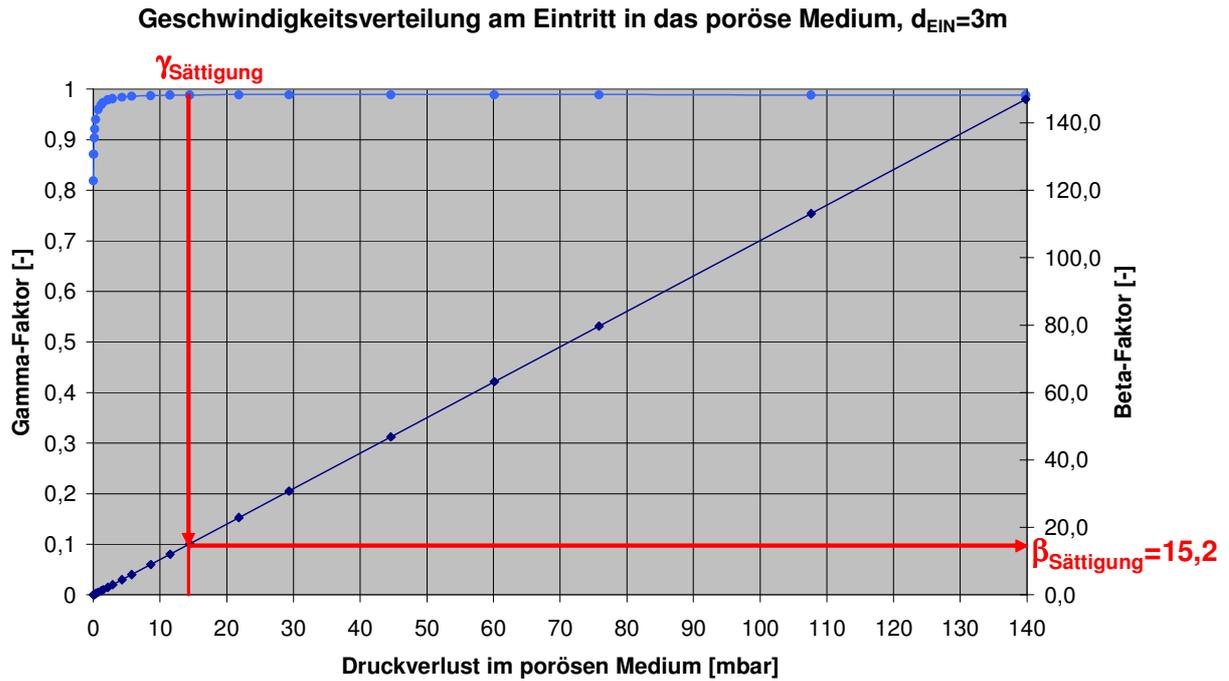


Abb. 5.25: Bestimmung des Beta-Faktors bei Eintritt der Sättigung

Die Bestimmung von  $\gamma_{\text{Sättigung}}$  erfolgt mit Hilfe eines Abbruchkriteriums, das durch Definition einer maximalen mittleren Steigung vierer aufeinanderfolgender Datenpunkte gebildet wird:

$$\frac{1}{4} \sum_{i=1}^4 \frac{dy_i}{d\Delta p_i} \leq 0,005\% \tag{5.6}$$

Die Ergebnisse für  $\beta_{\text{Sättigung}}$  sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst:

Variation des Einströmdurchmessers:	$\beta_{\text{Sättigung}}$
$d_{\text{Ein}}=1,5\text{m}$	4
$d_{\text{Ein}}=2\text{m}$	9,3
$d_{\text{Ein}}=3\text{m}$	15,2
Variation des H/D-Verhältnisses:	
H/D=0,5	10,1
H/D=1	9,3
H/D=2	14,9
H/D=4	14,6

Tab. 5.1: Berechnete Werte für den Beta-Faktor

### 5.1.2.3 Berücksichtigung von Wärmeverlusten

Die Ergebnisse der in 4.2 beschriebenen Berechnung der Strömungsverteilung für die Beladung unter Berücksichtigung von Wärmeverlusten sind in den folgenden Abb. 5.26 – 5.30 dargestellt.

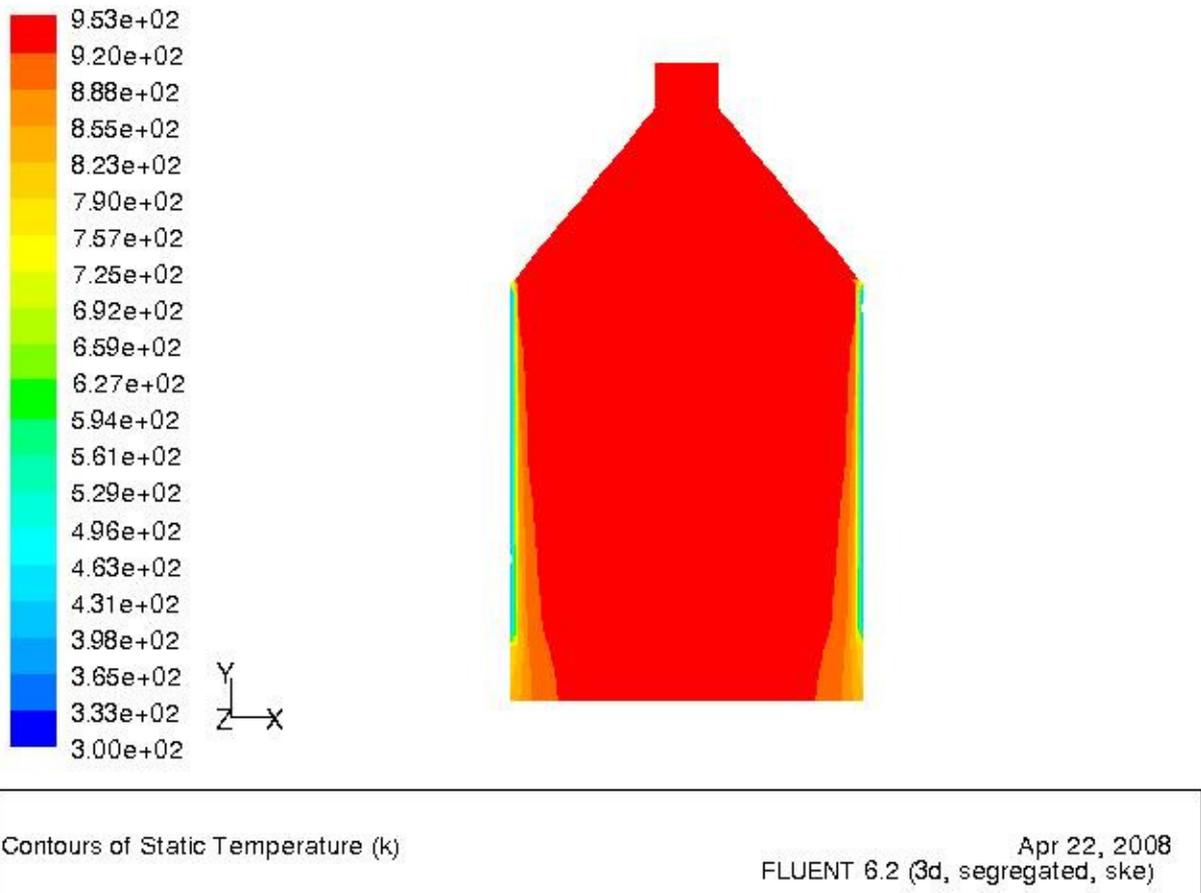
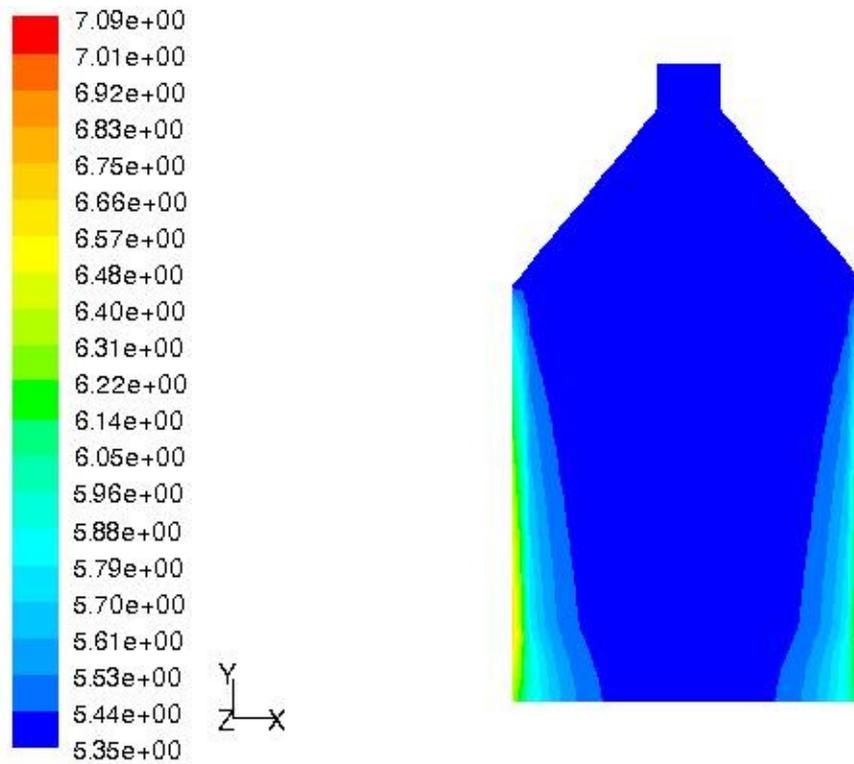


Abb. 5.26: Temperaturunterschied im Speicherkern aufgrund von Wärmeverlusten

Man erkennt, dass die Wärmeverluste eine nach unten hin zunehmende Ungleichverteilung der Temperatur im Speicherkern vom Rand her bewirken. Die in Abb. 5.26 gezeigte Temperaturungleichverteilung bewirkt eine Ungleichverteilung der Dichte im Speicherkern, vgl. Abb. 5.27.

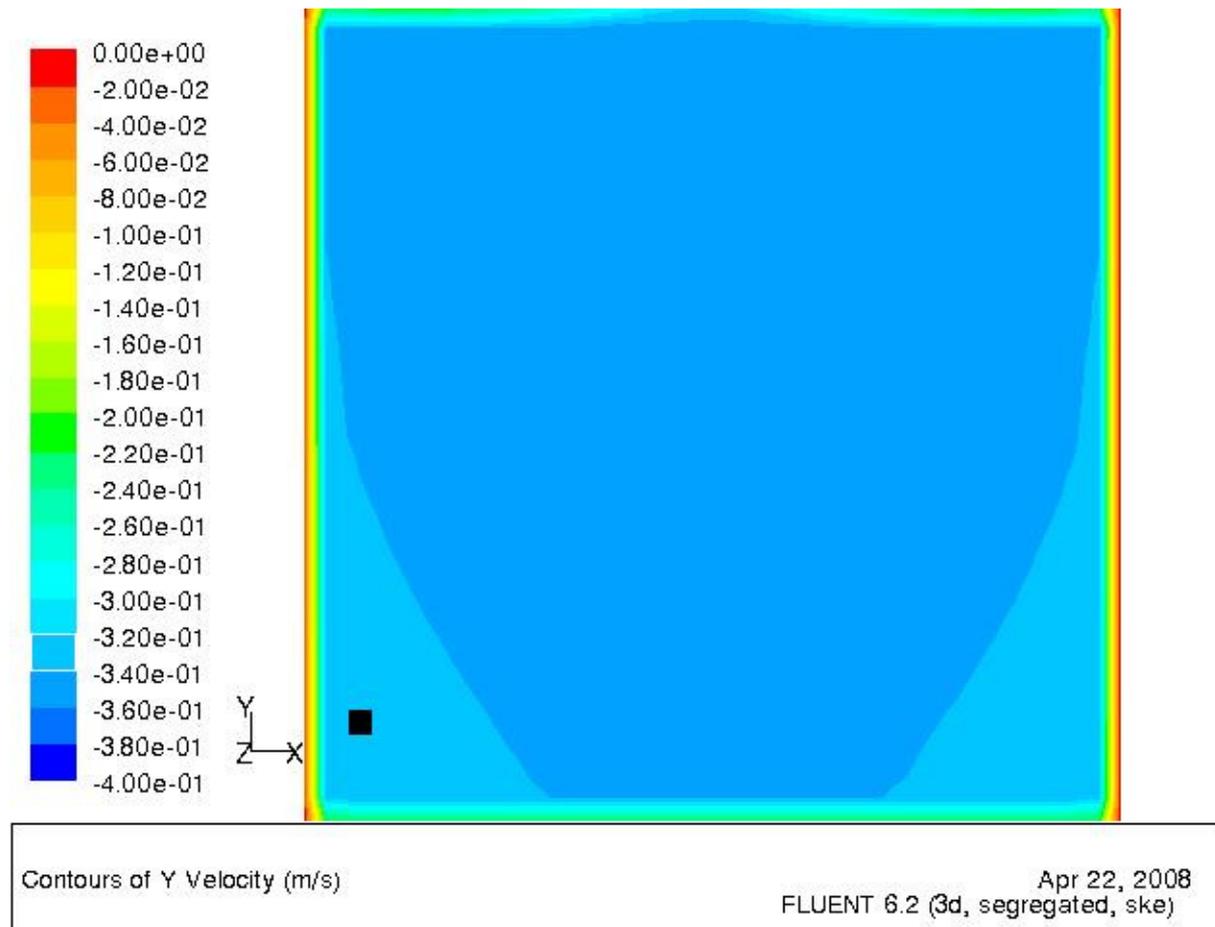


Contours of Density (kg/m3)

Apr 22, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske)

**Abb. 5.27:** Durch Temperaturunterschiede hervorgerufene Dichteunterschiede

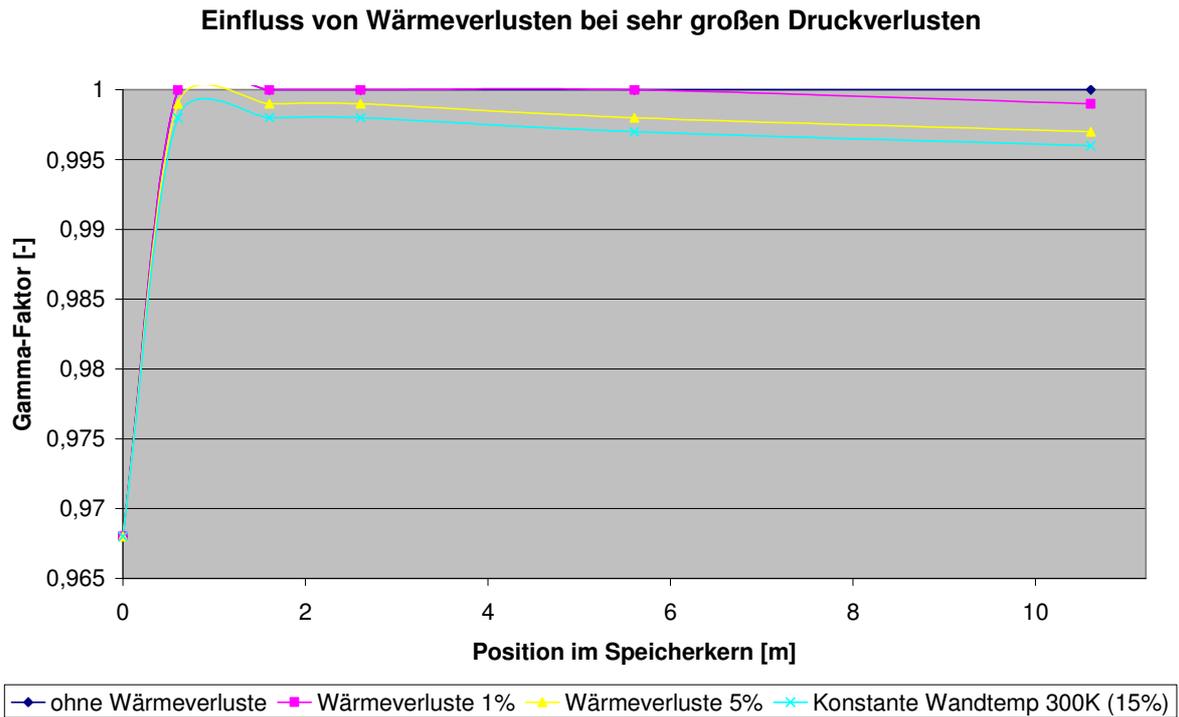
Diese Dichteunterschiede verursachen eine vom Rand ausgehende Ungleichverteilung der Strömungsgeschwindigkeit, die sich mit zunehmender Einströmtiefe im Speicherkern verstärkt, vgl. [Abb. 5.28](#).



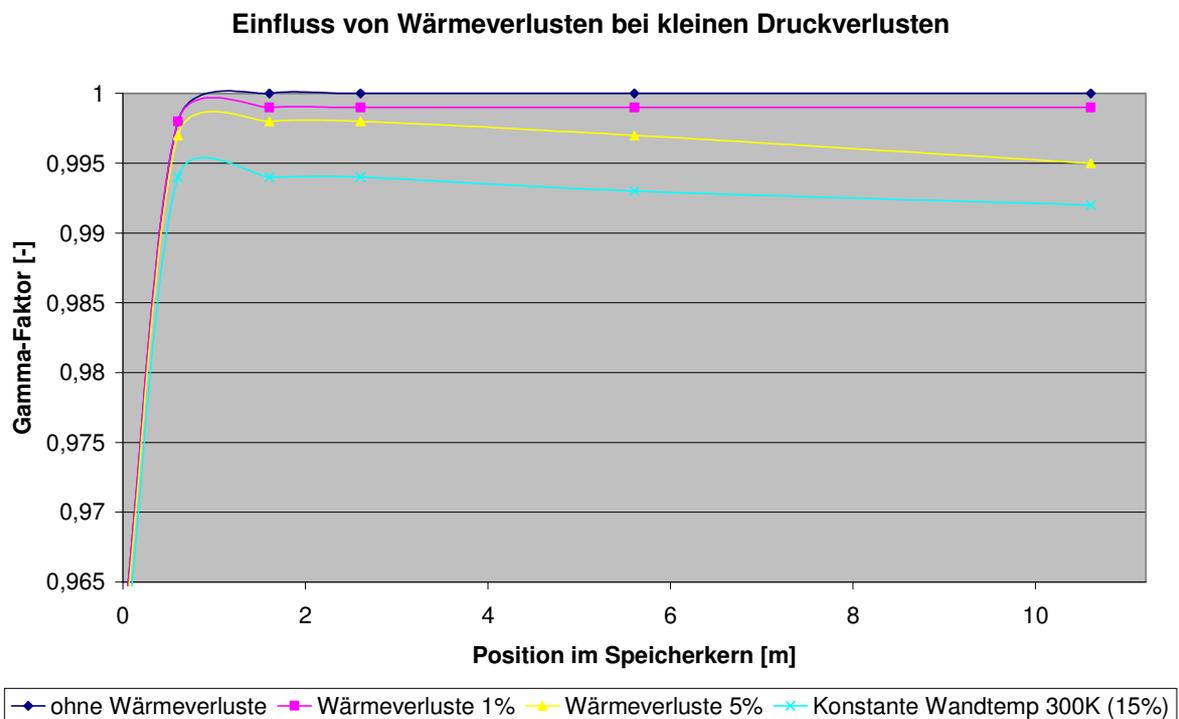
**Abb. 5.28:** Durch Wärmeverluste hervorgerufene Ungleichverteilung der Strömungsgeschwindigkeit im Speicher

In den Diagrammen in [Abb. 5.29](#) und [5.30](#) sind die Ergebnisse der Strömungsverteilungsberechnung unter Berücksichtigung von Wärmeverlusten zusammengefasst. Man erkennt, dass abhängig vom Druckverlust mit zunehmender Durchströmtiefe des Speicherkerns, durch fortschreitende Abkühlung und der damit verbundenen Dichteänderung, eine Ungleichverteilung eintritt. Diese ist für große Druckverluste nur gering ausgeprägt. Bei kleinen Druckverlusten tritt jedoch eine merkliche Verschlechterung der Gleichverteilung ein. Diese Ungleichverteilung ist allerdings kein Problem der ursprünglichen Verteilung der Strömung am Eintritt, sondern ist bedingt durch die Temperaturungleichverteilung aufgrund der Wärmeverlustströme.

Die Auswirkung des Einflusses von Wärmeverlusten konnte aus Zeitgründen in dieser Studienarbeit nur angeschnitten werden und sollte eventuell im Rahmen weiterer Untersuchungen noch eingehender betrachtet werden.



**Abb. 5.29:** Einfluss von Wärmeverlusten bei sehr großen Druckverlusten



**Abb. 5.30:** Einfluss von Wärmeverlusten bei kleinen Druckverlusten

## 5.2 Kaltgasseite

Das Ziel der in 4.3 beschriebenen Berechnungen ist eine Vergleichmäßigung der Strömungsverteilung beim Entladen durch die Generierung eines zusätzlichen Druckverlustes vor Eintritt in den Speicherkern, z.B. durch Einbau eines Lochblechs. Der optimale Verlauf des Druckverlustes zur Vergleichmäßigung der Strömung ist in Abb. 5.32 dargestellt. Man erkennt, dass der Druckverlust in Abb. 5.31 in Pfeilrichtung nach hinten zunehmen muss, da hier aufgrund der seitlichen Einströmung höhere Strömungsgeschwindigkeiten vorliegen, denen zur Vergleichmäßigung ein größerer Widerstand entgegengesetzt werden muss. Dieser Verlauf des Druckverlustes wurde durch Anpassung der Widerstandsfaktoren  $V_R$  und  $I_R$  für jeden der 12 Teilbereiche des porösen Mediums des Lochblechs erzielt. Abb. 5.33 und 5.34 zeigen, wie sich durch die Generierung eines zusätzlichen und über den Querschnitt veränderlichen Druckverlustes, z.B. durch Einbau eines Lochblechs unterhalb des Eintritts in den Speicherkern, eine fast vollständige Vergleichmäßigung der Strömungsverteilung erreichen lässt.

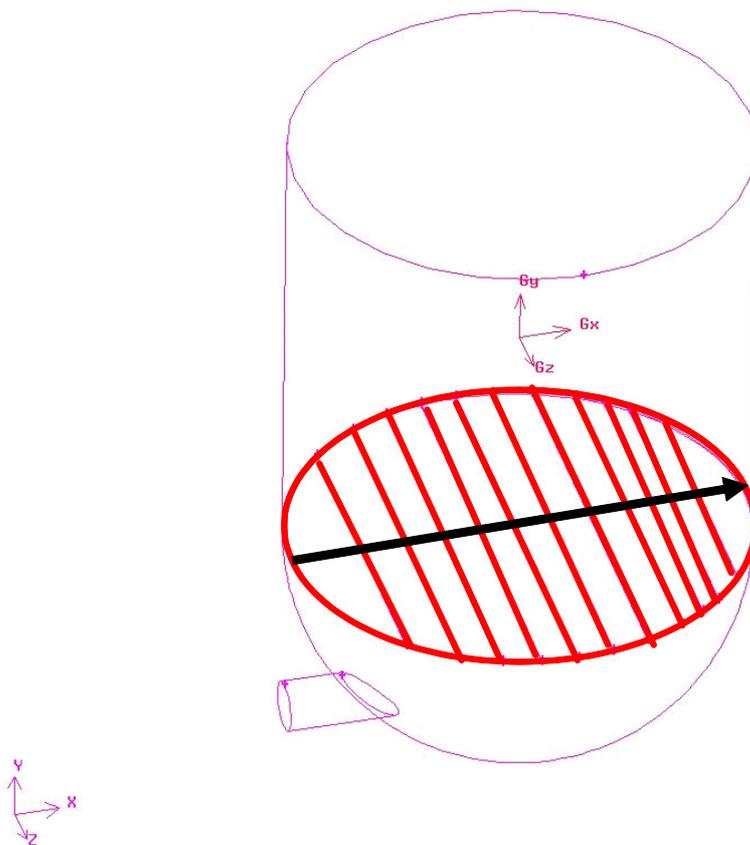


Abb. 5.31: Unterteilung des Lochblechs in 12 Bereiche unterschiedlicher Druckverluste

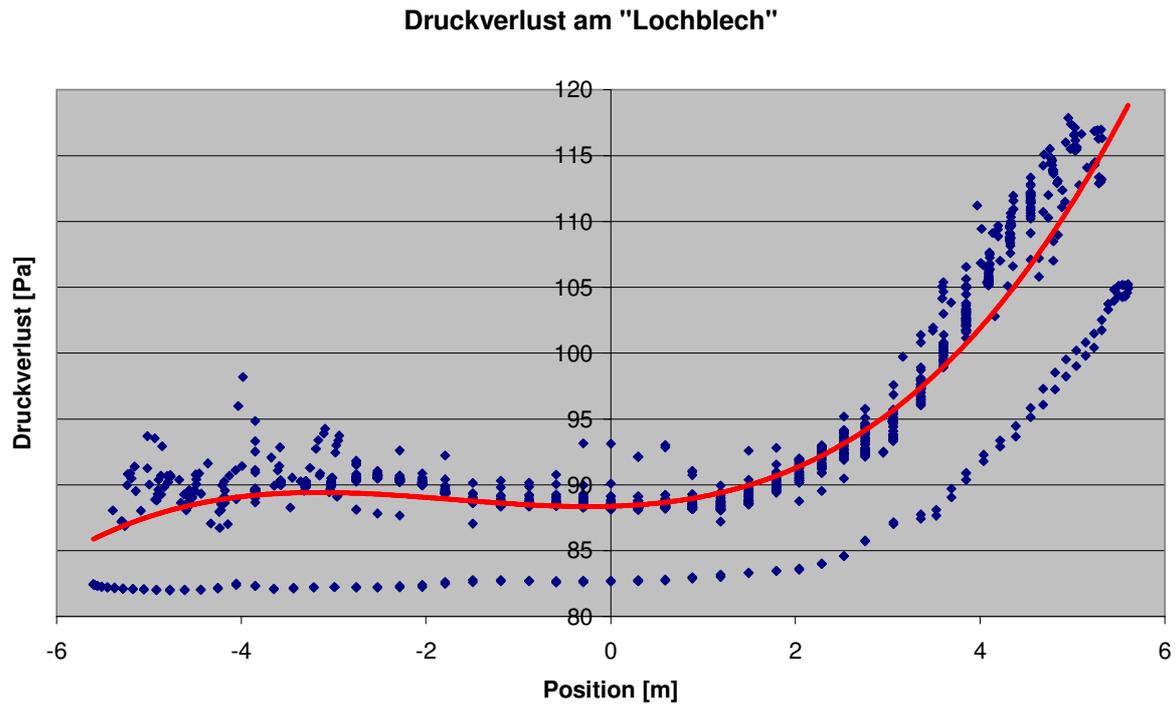


Abb. 5.32: Optimaler Druckverlust am „Lochblech“ zur Erzielung einer Strömungsgleichverteilung

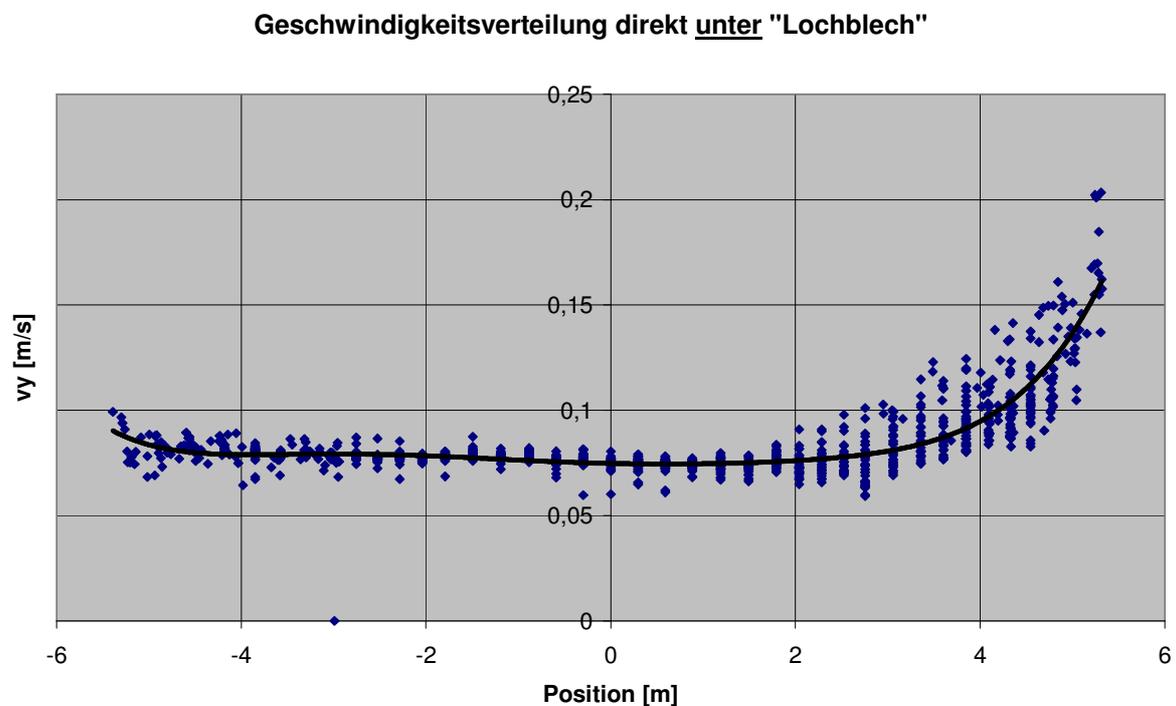
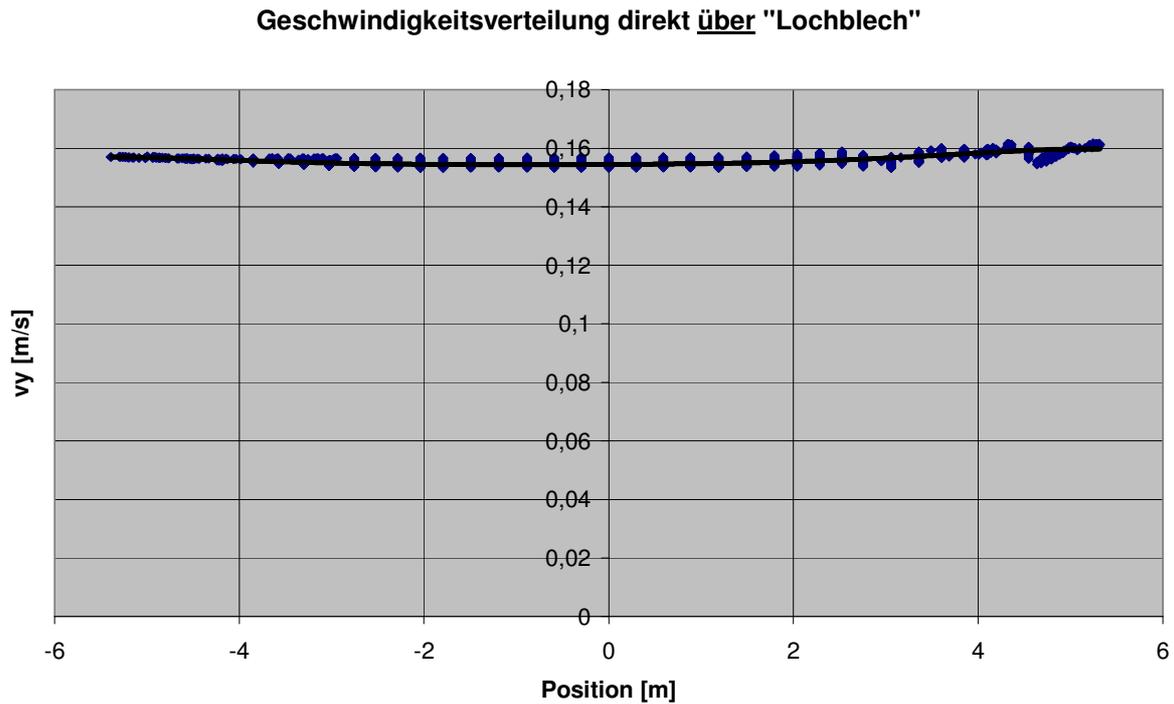


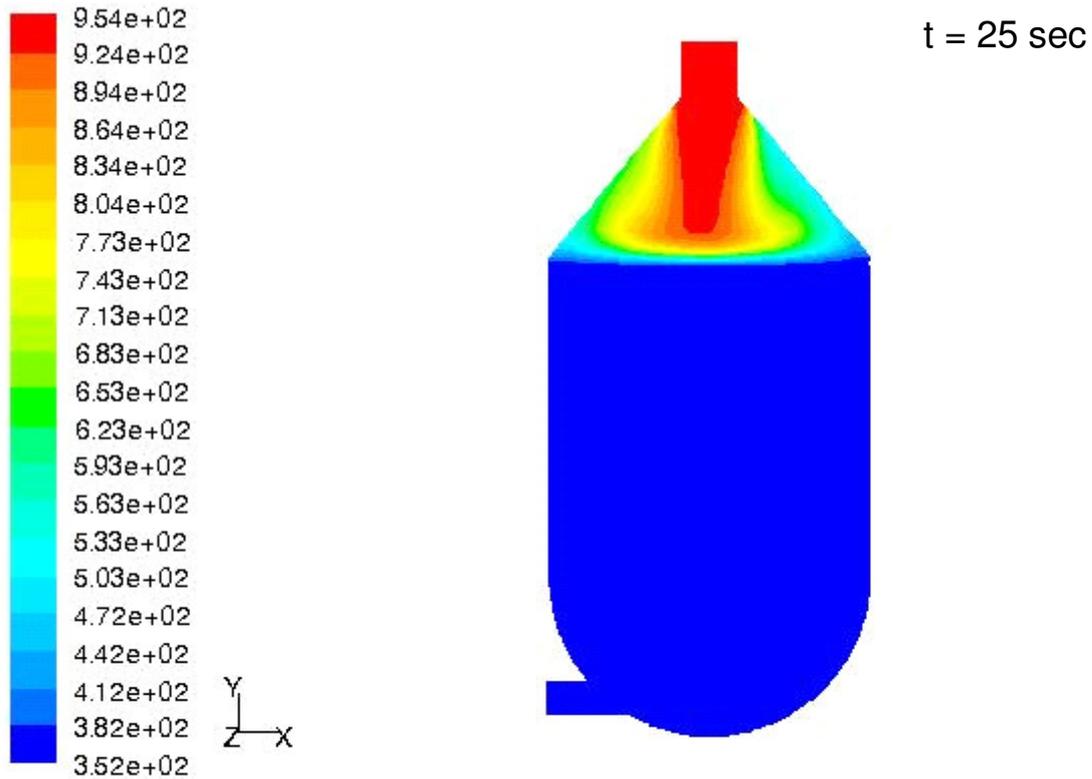
Abb. 5.33: Geschwindigkeitsverteilung vor Durchströmen des „Lochblechs“



**Abb. 5.34:** Geschwindigkeitsverteilung nach Durchströmen des „Lochblechs“

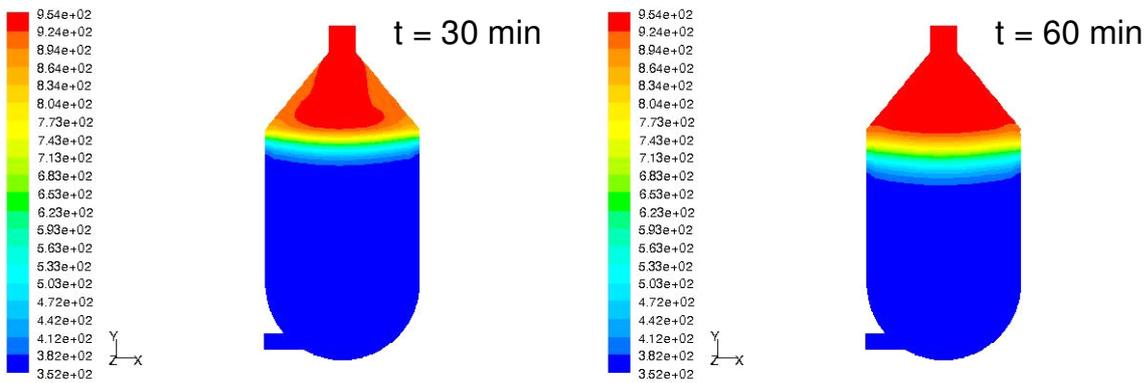
### 5.3 Simulation eines sechsständigen Be- und Entladezyklus

Die Ergebnisse der in Abschnitt 4.4 beschriebenen Berechnung eines sechsständigen Beladezyklus sind in der in [Abb. 5.35](#) dargestellten Bilderfolge aufgeführt. Die Abbildungen zeigen die Vorgänge im Speicher während des Beladeprozesses im Zyklus von je einer halben Stunde. Man erkennt, wie von oben das 680 °C (953 K) heiße Gas einströmt und sich dann auf den kompletten Speicherquerschnitt verteilt. Die Heißluftfront wandert durch den Speicher nach unten, bis der gesamte Speicherkeren erhitzt ist.



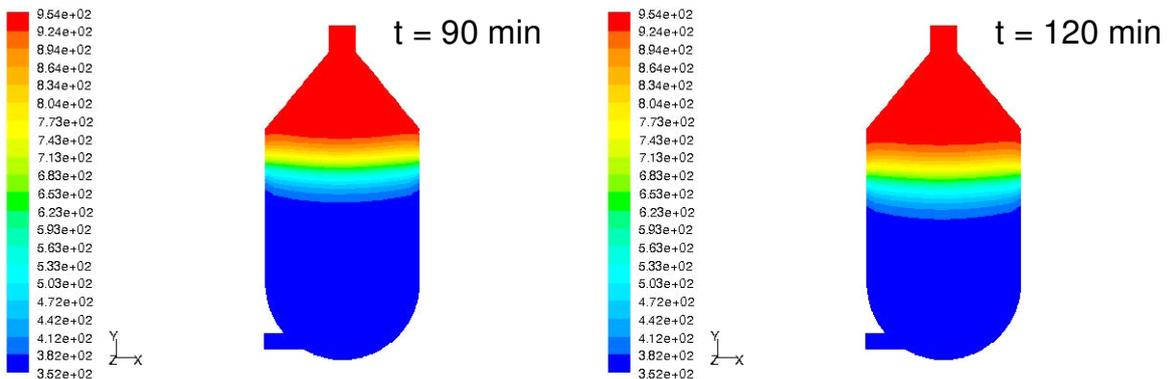
Contours of Static Temperature (k) (Time=2.5000e+01)

Apr 23, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)



Contours of Static Temperature (k) (Time=1.8000e+03) Apr 23, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)

Contours of Static Temperature (k) (Time=3.6000e+03) Apr 23, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)



Contours of Static Temperature (k) (Time=5.4000e+03) Apr 23, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)

Contours of Static Temperature (k) (Time=7.2000e+03) Apr 23, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)

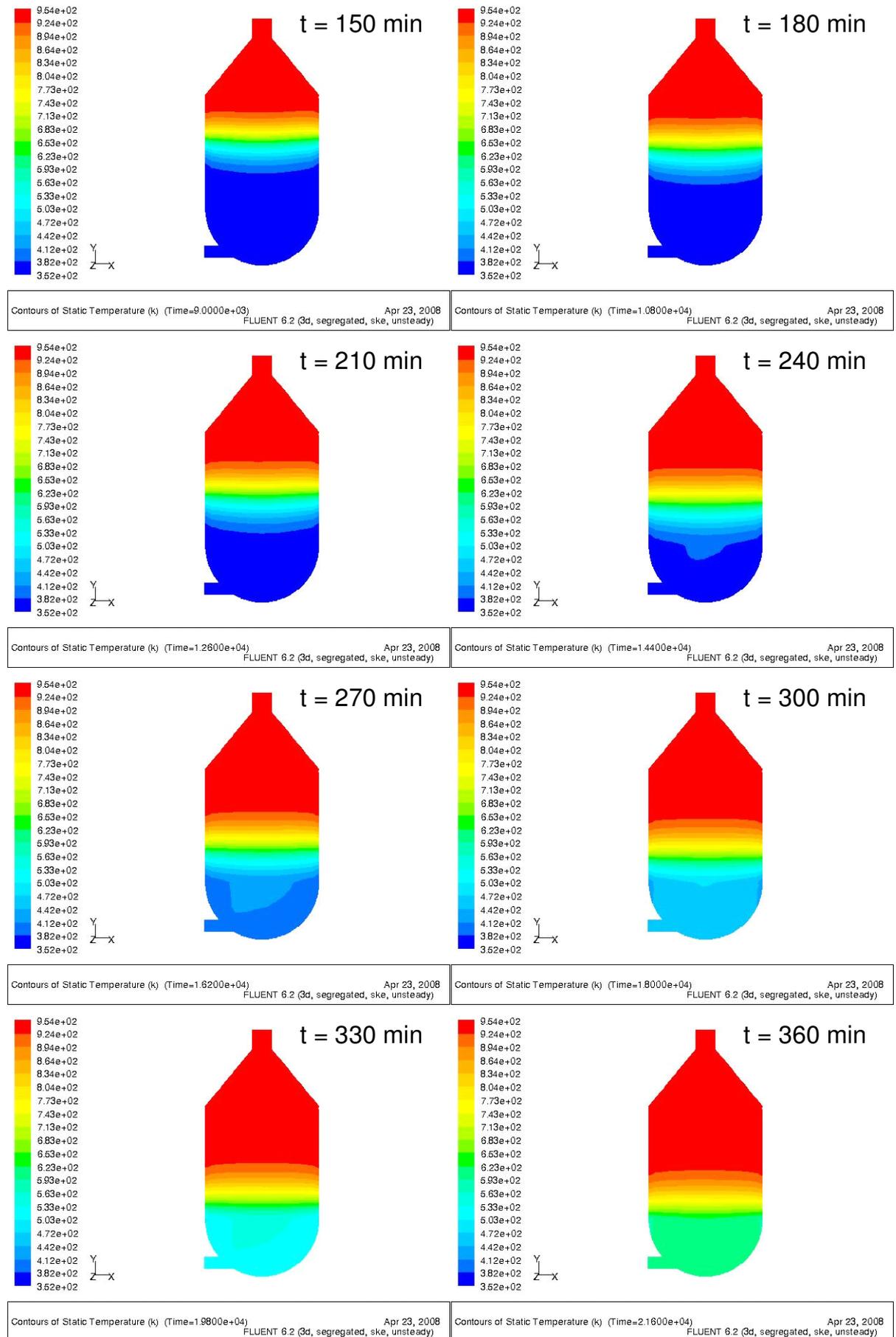
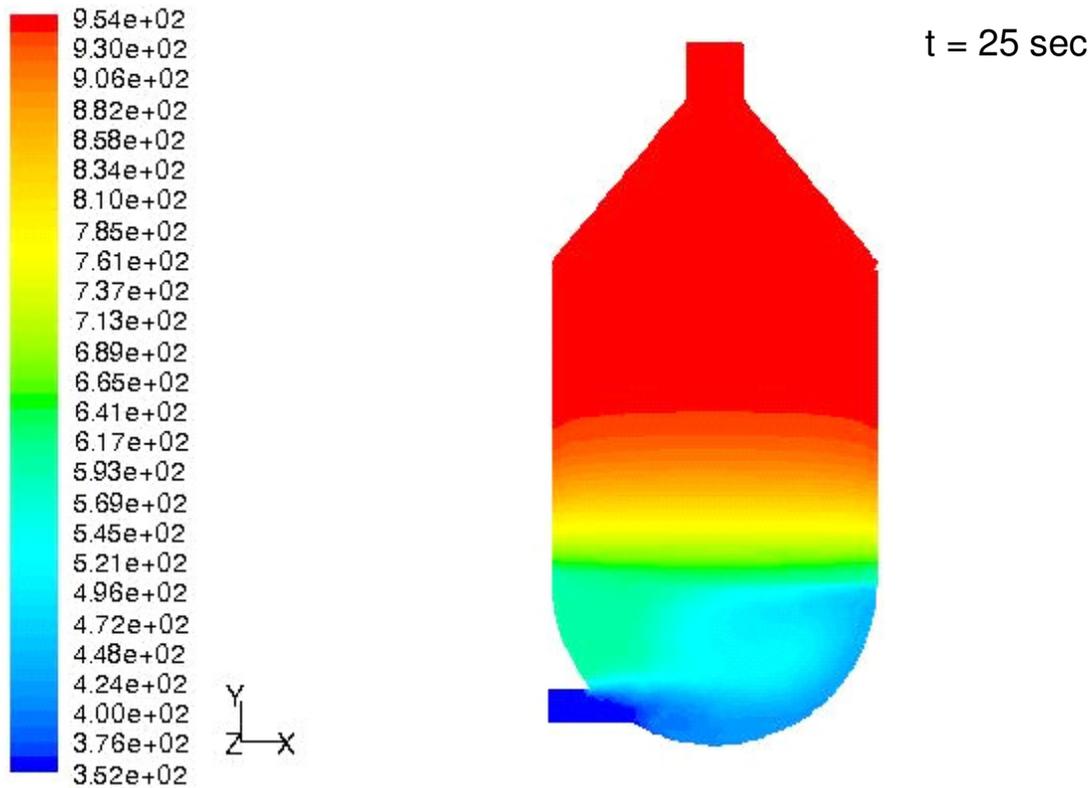


Abb. 5.35: Bilderfolge sechsständiger Beladevorgang ( $\Delta t = 30$  min)

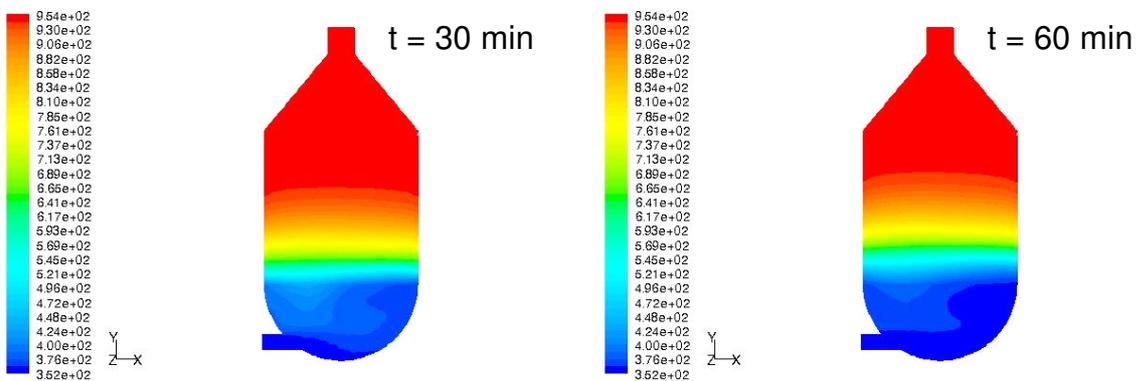
Wenn der zuvor sechs Stunden mit 680 °C heißer Luft beladene Speicher anschließend von unten mit kühlerer Luft von 80 °C (353 K) durchströmt wird, erkennt man in Abb. 5.36, wie sich die seitlich einströmende Luft durch die Wirkung des Lochblechs auf den Speicherquerschnitt verteilt. Im Laufe von 6 Stunden wird der Speicher entladen.



Contours of Static Temperature (k) (Time=2.1625e+04)

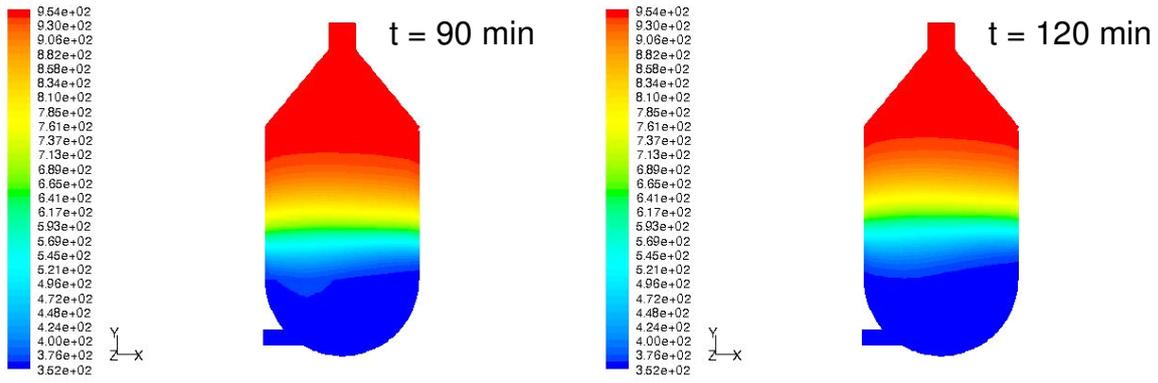
Apr 28, 2008

FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)



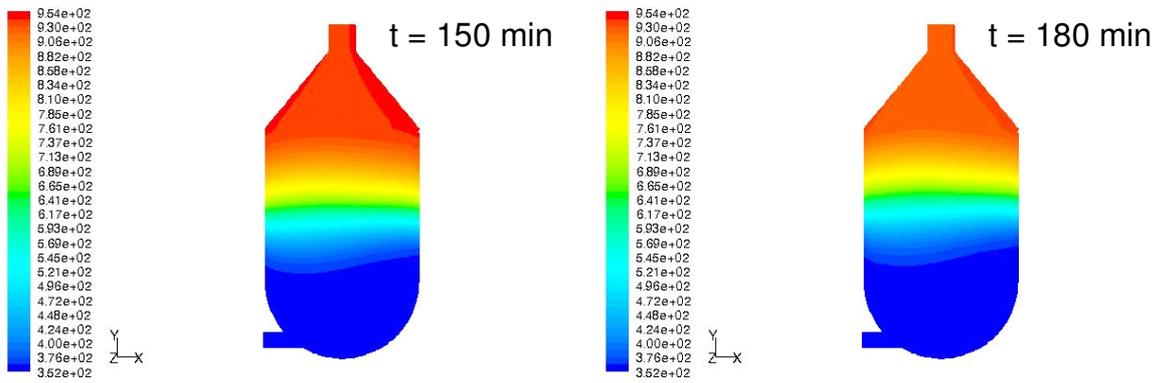
Contours of Static Temperature (k) (Time=2.3400e+04) Apr 28, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)

Contours of Static Temperature (k) (Time=2.5200e+04) Apr 28, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)



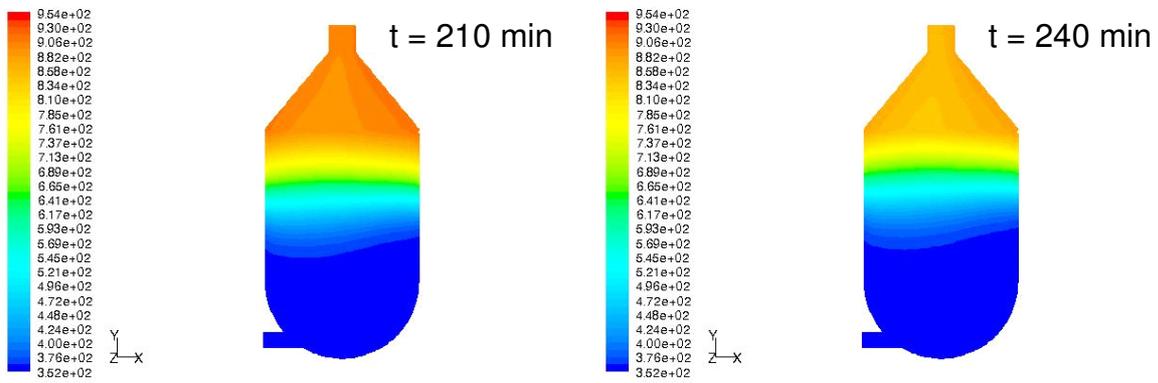
Contours of Static Temperature (k) (Time=2.7000e+04) Apr 28, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)

Contours of Static Temperature (k) (Time=2.8800e+04) Apr 28, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)



Contours of Static Temperature (k) (Time=3.0600e+04) Apr 28, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)

Contours of Static Temperature (k) (Time=3.2400e+04) Apr 28, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)



Contours of Static Temperature (k) (Time=3.4200e+04) Apr 28, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)

Contours of Static Temperature (k) (Time=3.6000e+04) Apr 28, 2008  
FLUENT 6.2 (3d, segregated, ske, unsteady)

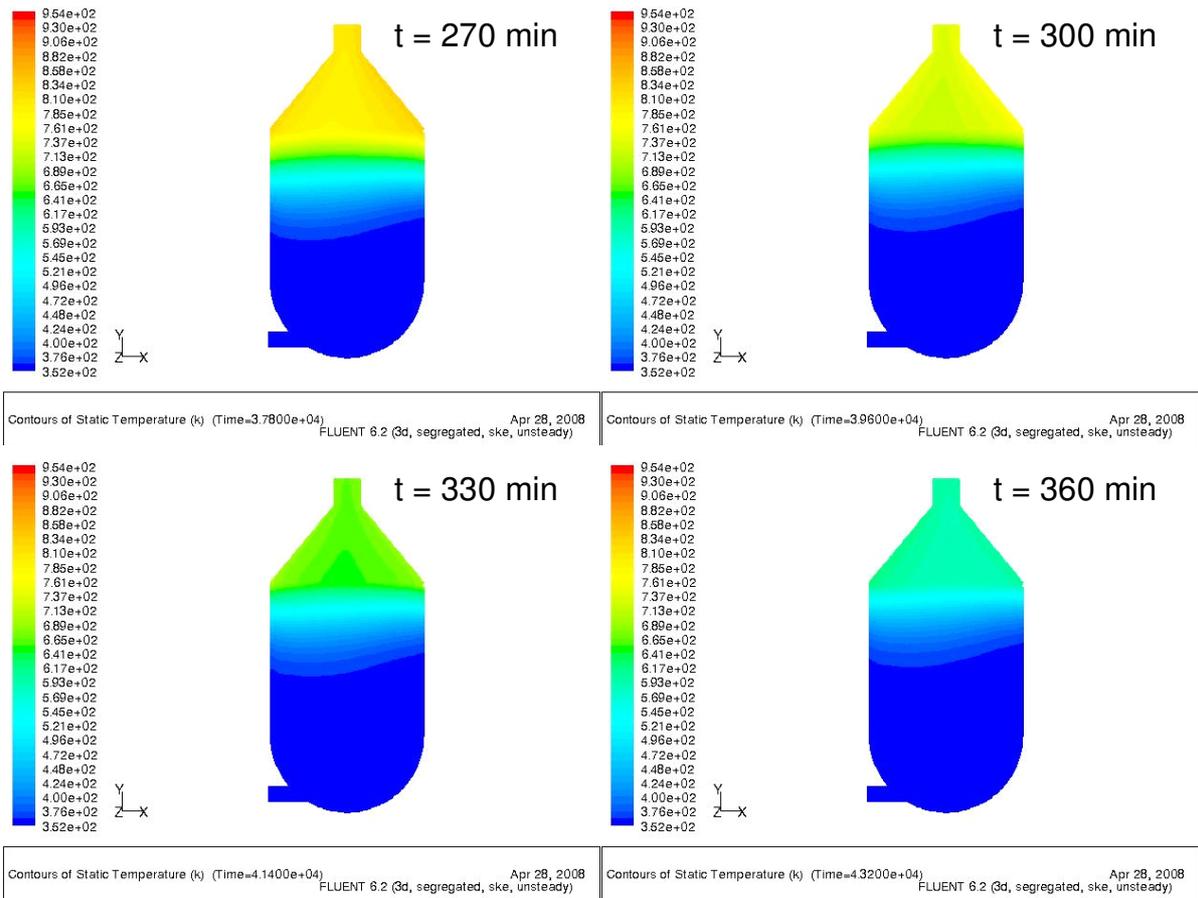


Abb. 5.36: Bilderfolge sechsstündiger Entladevorgang ( $\Delta t = 30$  min)

## 6 Zusammenfassung und Ausblick

Thermische Speicher stellen eine Schlüsselkomponente zur Verbesserung der Betriebs- und Erlössituation solarer Kraftwerke dar. Für Solarturmkraftwerke, welche eine hocheffektive Verstromung von Solarstrahlung erlauben, stellen direkt durchströmte Feststoffspeicher eine besonders geeignete Technologie dar. Dabei ist eine gleichmäßige Durchströmung des Speichers Grundvoraussetzung für eine sinnvolle Speichervolumenausnutzung.

Im Rahmen dieser Studienarbeit wurden mit Hilfe der CFD-Software *FLUENT* Strömungsberechnungen für einen direkt durchströmten HT-Wärmespeicher durchgeführt. Dabei wurde die Auswirkung verschiedener Einflussparameter auf die Strömungsverteilung im Speicherkern untersucht. Zur Beurteilung der berechneten Strömungsverteilung wurde der dimensionslose Gammafaktor als quantitatives Gleichverteilungskriterium verwendet. Für die Heißgasseite des Speichers wurde untersucht, wie sich die Druckverluste im Speicherkern und die Verteilergeometrie bei axialer Einströmung auf die Strömungsverteilung im Speicher auswirken. Für die Kaltgasseite mit radialer Einströmung konnte gezeigt werden, dass sich durch Generierung eines zusätzlichen, definierten Druckverlustes, wie er z.B. durch eine Lochplatte erzeugt werden kann, eine Vergleichmäßigung der Strömung erzielen lässt. Mit den gewonnenen Erkenntnissen erfolgte abschließend die Simulation eines kompletten sechsständigen Be- und Entladezyklus des Speichers.

Sämtliche Berechnungen zur Strömungsverteilung wurden unter der Annahme adiabater Berandungen durchgeführt. Zur Überprüfung der Auswirkungen dieser Annahme wurde in Berechnungen anhand des Teilmodells der Heißgasseite der Einfluss von Wärmeverlusten auf die Strömungsverteilung untersucht. Dabei zeigte sich, dass Wärmeverluste durch die daraus resultierenden Temperaturunterschiede eine Ungleichverteilung hervorrufen, deren Ausmaß abhängig vom Druckverlust im Speicher ist.

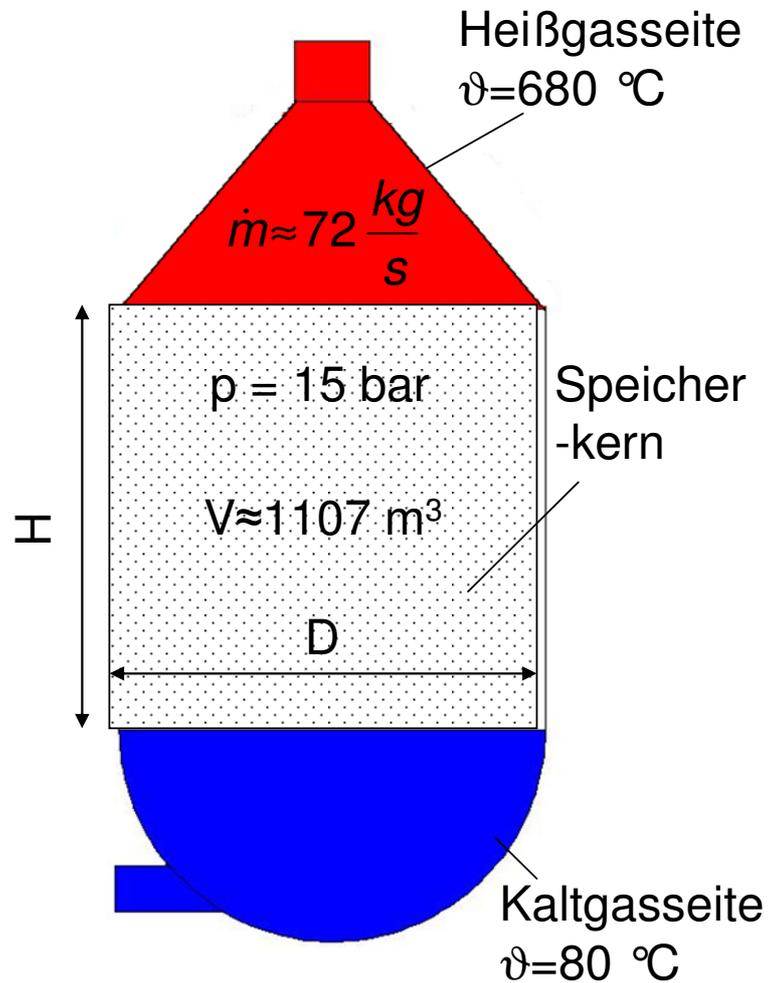
Dieser Sachverhalt konnte im Rahmen dieser Arbeit nur angeschnitten werden und sollte im Rahmen weiterer Arbeiten weitergehend untersucht werden. Zusätzlich sind die Auswirkungen von Wärmestrahlung bei weiteren Studien zu berücksichtigen.

## 7 Literaturverzeichnis

- [1] Bodmann, M., Fisch, N., Kühl L., Saße C., Schnürer, H.:  
BINE-Informationspaket „Wärmespeicher“, 4. Auflage,  
TÜV- Verlag Köln, 2005
- [2] Dreißigacker, V.:  
Präsentation „Hochtemperatur-Wärmespeicher für den Kraftwerkseinsatz“,  
DLR Stuttgart, Institut für Technische Thermodynamik, 2008
- [3] Ergun, S.:  
“Fluid Flow Through Packed Columns”, Chemical Engineering Progress 48,  
1952
- [4] Fluent Inc.:  
Benutzerhandbuch FLUENT 6.1, 2003
- [5] Hansen M.:  
„Strömungsvorgänge im Cowper“, abgedruckt in Hundert Jahre Cowper-  
Winderhitzung, Brohltal A.-G. für Stein- und Tonindustrie, Burgbrohl 1958
- [6] Hansen M.:  
„Strömungsverhältnisse in Winderhitzern auf Grund von Modellversuchen“,  
abgedruckt in Archiv für das Eisenhüttenwesen 23, Heft 7/8,  
Düsseldorf, 1952
- [7] Heidemann, W.:  
Vorlesungsmanuskript „Berechnung von Wärmeübertragern“,  
ITW Universität Stuttgart, Sommersemester 2007
- [8] Jiao, A.J. et al.:  
Paper „Applied Thermal Engineering 23“, 2003  
Quelle: [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)
- [9] Michels, H.:  
Fortschrittberichte VDI, Reihe 6 Energietechnik, „Kaskadierte Speicher  
latenter Wärme für Parabolrinnen-Solkraftwerke“,  
VDI-Verlag, Düsseldorf, 2006
- [10] Pitz-Paal, R.:  
Präsentation „Solarturm Kraftwerke mit Hochtemperatur-Wärmespeicher“,  
DLR Stuttgart, Institut für Technische Thermodynamik
- [11] Schuster, J.:  
Dissertation „Strömungs- und Porositätsverteilung in Schüttungen“,  
Technische Universität München, 1982
- [12] Tsinoglou, D. N. et al.:  
Paper „Applied. Math. Modelling 28“, 2004  
Quelle: [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)

- [13] Wen, J., Li, Y.:  
Paper „Cryogenics 44“, 2004  
Quelle: [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)
- [14] [wikipedia.de](http://wikipedia.de):  
Recherche auf Internetpräsenz  
[www.wikipedia.de](http://www.wikipedia.de), Abrufdatum 25.04.2008
- [15] Yazicizade, A.:  
Dissertation „Untersuchung der Wärmeübertragung und des Druckabfalls in  
Regeneratoren mit körniger oder schachtartig aufgebauter Speichermasse“,  
Technische Hochschule Hannover, 1965

## Anhang A: Prozess- und Geometriedaten



H/D-Verhältnis	0,5	1	2	3	4
D [m]	14,13	11,21	8,90	7,77	7,06
H [m]	7,06	11,21	17,80	23,32	28,25

## Anhang B: Ergebnisübersicht Parameterstudie

Ergebnisübersicht:												
	$d_{Ein}$ [m]	D [m]	$w_0$ [m/s]	w [m/s]	$h_v$ [m]	H/D-Verhältnis [-]	mpF [kg/s]	$\gamma_{max}$	bei $\Delta p =$ [mbar]	$\gamma_{Sättigung}$	bei $\Delta p =$ [mbar]	$\beta_{Sättigung}$
<b>alles konst, außer <math>d_{Ein}</math> und <math>w_0</math>:</b>												
H/D=1; "kleiner" Einströmdurchmesser 1,5m	1,5	11,21	7,60	0,14	5,61	1	72,21	0,943	141,29	0,941	61,61	4
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m	2	11,21	4,27	0,14	5,61	1	72,21	0,968	107,98	0,966	44,96	9,3
H/D=1; "großer" Einströmdurchmesser 3m	3	11,21	1,90	0,14	5,61	1	72,21	0,989	21,84	0,988	14,43	15,2
<b>alles konst, außer H/D und <math>h_{vert}</math>:</b>												
H/D=0,5; "standard" Einströmdurchmesser 2m; Verteilerhöhe D/2	2	14,13	4,27	0,09	7,07	0,5	72,21	0,963	48,56	0,963	48,56	10,1
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m	2	11,21	4,27	0,14	5,61	1	72,21	0,968	107,98	0,966	44,96	9,3
H/D=2; "standard" Einströmdurchmesser 2m; Verteilerhöhe D/2	2	8,90	4,27	0,22	4,45	2	72,21	0,97	375,5	0,965	71,73	14,9
H/D=4; "standard" Einströmdurchmesser 2m; Verteilerhöhe D/2	2	7,06	4,27	0,34	3,53	4	72,21	0,974	212,34	0,972	126,91	26,3
<b>alles konst, außer H/D:</b>												
H/D=0,5; "standard" Einströmdurchmesser 2m; Verteilerhöhe entsprechend H/D=1	2	14,13	4,27	0,09	5,61	0,5	72,21	0,956	65,26	0,955	48,63	10,1
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m	2	11,21	4,27	0,14	5,61	1	72,21	0,968	107,98	0,966	44,96	9,3
H/D=2; "standard" Einströmdurchmesser 2m; Verteilerhöhe entsprechend H/D=1	2	8,90	4,27	0,22	5,61	2	72,21	0,977	375,45	0,973	71,68	14,9
H/D=4; "standard" Einströmdurchmesser 2m; Verteilerhöhe entsprechend H/D=1	2	7,06	4,27	0,34	5,61	4	72,21	0,985	169,47	0,982	70,35	14,6
<b>alles konst, außer <math>w_0</math>:</b>												
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; $w_0=1,9$	2	11,21	1,9000	0,06	5,61	1	32,10	0,978	-	-	-	-
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; $w_0=3$	2	11,21	3,0000	0,10	5,61	1	50,69	0,972	-	-	-	-
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; $w_0=4,27$	2	11,21	4,2700	0,14	5,61	1	72,14	0,968	107,98	0,966	44,96	9,3
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; $w_0=5$	2	11,21	5,0000	0,16	5,61	1	84,48	0,966	-	-	-	-
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; $w_0=7,6$	2	11,21	7,6000	0,24	5,61	1	128,41	0,958	-	-	-	-
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; $w_0=10$	2	11,21	10,0000	0,32	5,61	1	168,96	0,953	-	-	-	-
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; $w_0=15$	2	11,21	15,0000	0,48	5,61	1	253,44	0,946	-	-	-	-
<b>alles konst, außer <math>d_{Ein}</math>:</b>												
H/D=1; "kleiner" Einströmdurchmesser 1,5m; $w_0=4,27$	1,5	11,21	4,27	0,08	5,61	1	72,21	0,954	-	-	-	-
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; $w_0=4,27$	2	11,21	4,27	0,14	5,61	1	72,21	0,968	107,98	0,966	44,96	9,3
H/D=1; "großer" Einströmdurchmesser 3m; $w_0=4,27$	3	11,21	4,27	0,31	5,61	1	72,21	0,982	-	-	-	-
<b>alles konst außer <math>h_{vert}</math>:</b>												
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; Verteilerhöhe 4	2	11,21	4,27	0,14	4	1	72,21	0,962	-	-	-	-
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; Verteilerhöhe 5,605	2	11,21	4,27	0,14	5,61	1	72,21	0,968	-	-	-	-
H/D=1; "standard" Einströmdurchmesser 2m; Verteilerhöhe 7	2	11,21	4,27	0,14	7	1	72,21	0,976	-	-	-	-