



Bernhard Egger, BSc

Abstimmung der Simulation einer Benzineinspritzung auf gemessene Daten mit Hilfe des Programmpakets Converge

MASTERARBEIT

zur Erlangung des akademischen Grades
Diplomingenieur
Masterstudium Maschinenbau

eingereicht an der

Technischen Universität Graz

Betreuer

Ao.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Raimund Almbauer
Institut für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik

Zweitbetreuer

Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Michael Lang
Institut für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik

Betreuer (extern)

Dipl.-Ing. Matthias Fitl
BRP-Rotax

Zweitbetreuer (extern)

DI (FH) Philipp Gschwantner
BRP-Rotax

Graz, März 2018



Institut für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik
Vorstand: Univ.-Prof. DI Dr. Helmut Eichseder

Vorwort

Die hier beschriebene Masterarbeit mit dem Titel „Abstimmung der Simulation einer Benzineinspritzung auf gemessene Daten mit Hilfe des Programmpakets Converge“, wurde in der Zeit von April 2017 bis Jänner 2018 erstellt. Als externe Masterarbeit bei der Firma BRP-Rotax, wurden der simulatorische Teil sowie der Großteil der Dokumentation, am Firmenstandort in Gunskirchen durchgeführt.

Die nachfolgende Masterarbeit enthält vertrauliche Daten der BRP-Rotax GmbH & Co KG. Veröffentlichungen oder Vervielfältigungen der Masterarbeit – auch nur auszugsweise – sind ohne ausdrückliche Genehmigung der Abteilung „Virtual Powertrain“ untersagt. Die Masterarbeit ist nur den Korrektoren sowie den Mitgliedern des Prüfungsausschusses zugänglich zu machen.

Die Betreuung durch das Institut für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik der TU-Graz, fand durch die Herren Ao.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Raimund Almbauer als Betreuer und Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Michael Lang als Zweitbetreuer statt. An dieser Stelle möchte ich mich für die Unterstützung und die Ermöglichung dieser Arbeit sehr herzlich bedanken.

Ein weiterer großer Dank gilt Herrn Matthias Fitl und Herrn Philipp Gschwantner, meinen Betreuern der Firma Rotax, die speziell in der Anfangsphase sehr viel Geduld bewiesen haben und immer für Fragen zur Verfügung standen. Vor allem in der für mich schwierigen Zeit, in der meine Mutter sehr schwer erkrankte und kurze Zeit darauf verstarb, setzten sie sich für meine Arbeitsunterbrechung ein und zeigten immer sehr großes Mitgefühl und Verständnis.

Ein besonderer Dank gilt meiner Freundin Claudia, die in allen Lebenslagen zu mir gestanden ist und mir immer wieder neuen Mut gegeben hat.

Weiterer Dank gebührt meiner Familie und meinen Freunden, bei denen ich, während der gesamten Studiendauer, immer wieder neue Motivation gefunden habe.

Graz, März 2018

Inhaltsverzeichnis

VORWORT	III
INHALTSVERZEICHNIS	IV
FORMELZEICHEN, INDIZES UND ABKÜRZUNGEN	VI
EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG	IX
ZUSAMMENFASSUNG	X
ABSTRACT	XI
1 EINLEITUNG	1
2 THEORETISCHE GRUNDLAGEN	2
2.1 GRUNDGLEICHUNGEN IN DER STRÖMUNGSSIMULATION.....	2
2.1.1 <i>Allgemeine Bilanzgleichung</i>	3
2.1.2 <i>Kontinuitätsgleichung</i>	5
2.1.3 <i>Impulsgleichung</i>	6
2.1.4 <i>Energiegleichung</i>	10
2.1.5 <i>RANS (Reynolds-Averaged-Navier-Stokes-Gleichungen)</i>	11
2.2 DISKRETISIERUNG DER TRANSPORTGLEICHUNG.....	13
2.2.1 <i>Methode der Finite-Volumen (FV)</i>	14
2.3 SOLVER, LÖSUNGSHIERARCHIE DER ARBEITSPROZESSE	16
2.4 RECHENNETZ.....	18
2.4.1 <i>Fixed Embedding</i>	19
2.4.2 <i>Adaptive Mesh Refinement (AMR)</i>	20
2.4.3 <i>Zellpaarung</i>	21
2.5 GRUNDLAGEN DER SPRAYBILDUNG.....	22
2.5.1 <i>Primärzerfall</i>	26
2.5.2 <i>Sekundärzerfall</i>	28
2.5.3 <i>Sauterdurchmesser (SMD)</i>	29
2.6 EINGESETZTE MODELLE FÜR DIE SPRAYAUFÖSUNG IN CONVERGE	30
2.6.1 <i>Kelvin-Helmholtz Breakup Model (KH) [5]</i>	30
2.6.2 <i>Rayleigh-Taylor Breakup Model (RT) [5]</i>	33
2.6.3 <i>KH-RT Breakup Length Model [5]</i>	35
3 INJEKTORVERMESSUNG	36
4 ERSTELLEN UND ABGLEICHEN EINES CFD-EINSPRITZMODELLS DURCH MESSDATEN EINES GÄNGIGIGEN INJEKTORS DER FIRMA BRP-ROTAX	39
4.1 SPRAYBOMBE	39
4.2 INJEKTOR PARAMETRISIERUNG	40
4.3 ZEITKONVERGENZSTUDIE (LOOP - 1).....	42
4.4 GEOMETRIEVARIATION DER SPRAYBOMBE.....	44
4.4.1 <i>Durchmesservariation</i>	44
4.4.2 <i>Längenvariation</i>	45
4.5 NETZGITTERSTUDIE.....	48
4.5.1 <i>Fixed Embedding</i>	49
4.5.2 <i>AMR Embedding</i>	56
4.6 ZEITKONVERGENZSTUDIE (LOOP - 2).....	56
4.6.1 <i>MACH_CFL-Zahl</i>	56
4.7 ABGLEICH DES SPRAYMODELS MITTELS INJEKTOR-MESSDATEN.....	58
4.7.1 <i>Turbulente kinetische Energie t_{ke} und turbulente Dissipation ϵ_{ps}</i>	63
4.7.2 <i>Modell-Größenkonstante α_{lpha}</i>	64
4.7.3 <i>KH-RT Breakup Length</i>	67
4.7.4 <i>Kollisionsmodell</i>	70
4.7.5 <i>Turbulente Dispersion</i>	72
4.7.6 <i>Collision Mesh</i>	75
4.8 SPRAYABGLEICH MIT ROSIN-RAMMLER VERTEILUNG.....	85
5 SCHLUSSFOLGERUNGEN UND AUSBLICK	92

ANLAGE	93
BERÜCKSICHTIGUNG DER KONTRAKTION IN DER DÜSENGEOMETRIE.....	93
LITERATURVERZEICHNIS	95
ABBILDUNGSVERZEICHNIS	96

Formelzeichen, Indizes und Abkürzungen

Lateinische Formelzeichen

a	m/s^2	Beschleunigung
$a_p ; a_{nb}$	–	Funktionen der Lösungsvariablen
A	m^2	Fläche, Oberfläche, Querschnittsfläche
c_0	m/s	Anfangsgeschwindigkeit des Einspritzstrahls
c_{max}	m/s	Höchstgeschwindigkeit
$c_p ; c_v$	$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$	spezifische isobare; isochore Wärmekapazität
d	m	Durchmesser; charakteristische Länge
D	cm^2/s	Diffusionskoeffizient
D_{32}	–	Sauterdurchmesser
E	J	Gesamtenergie
e	J/kg	spezifische Gesamtenergie
e_a	J/kg	spezifische Energie des Mediums
E_a	J	äußere Energie
F	N	Kraft
g	m/s^2	örtliche Fallbeschleunigung
h	J/kg	Spezifische Enthalpie
J	$-\text{/(m}^2\text{s)}$	flächenspezifischer Fluss
k	m^2/s^2	turbulente kinetische Energie
l	m	Länge
m	kg	Masse
m	–	Mischzahl
\dot{m}	kg/s	Massenstrom
n	–	Anzahl
p	bar, Pa	Druck
q	J/kg	spezifische Wärme(menge)
Q_a	J	Wärme
r_c	m	Radius Child Parcel
r_p	m	Radius Parent Parcel
S	$1/\text{s}$	Quellterm (sink, source)
t	$^\circ\text{C}$	Celsius-Temperatur
t	s	Zeit
t_0	s	Anfangszeit
T	K	thermodynamische Temperatur
U	J	innere Energie
V	m^3	Volumen
\dot{V}_0	m^3/s	Volumenstrom am Düsenaustritt
\dot{V}_x	m^3/s	Volumenstrom
W_t	J	Arbeit
x_0	m	Länge der Mischzone
x	m	Laufvariable
x, y, z	m	Koordinaten (kartesisch)
u, v, w	m/s	Geschwindigkeiten in die drei Koordinatenrichtungen

Griechische Formelzeichen

π	–	Kreiszahl
ε	m^2/s^3	Dissipation
ε	μm	absolute Rauigkeit
ε/d	–	relative Rauigkeit
ϕ	$-\text{kg}$	allg. spez. Transportierte Größe
$\phi_p ; \phi_{nb}$	–	Skalare
η	$\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$	dynamische Viskosität
λ	$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$	Wärmeleitfähigkeit
λ	–	Rohrreibungszahl
μ	$\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$	dynamische Viskosität
$\nu = \eta/\rho$	m^2/s	kinematische Viskosität
ρ	kg/m^3	Dichte
σ	N/m^2	Oberflächenspannung
τ	N/m^2	Spannung
τ	s	Mittelungszeit
Γ	m^2/s	Diffusionskoeffizient

Operatoren und Bezeichnungen

d	vollständiges Differential
δ	unvollständiges Differential
∂	partiell Differential
Δ	Differenz zweier Größen; Laplace-Operator
∇	Nabla-Operator
$\dot{\quad}$	zeitliche Ableitung; Schwankungsgröße
$\bar{\quad}$	zeitlicher Mittelwert

Weitere Indices und Abkürzungen

$:=$	Definition
AMR	Adaptive Mesh Refinement
BRP	Bombardier Recreational Products
2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
CFD	Computational Fluid Dynamics
div	Divergenz
E	Elektro
Fl	Fluid
Gl	Gleichung
g	Gas
i; j; k	Laufvariablen (1, 2, ..., k)
kin	kinetisch
KH	Kelvin Helmholtz
krit	kritisch
lam	laminar
max	maximal
min	minimal
Oh	Ohnesorge-Zahl

pot	potentiell
PISO	Pressure Implicit with Splitting of Operators
Pr	Prandtl-Zahl
RT	Rayleigh Taylor
RANS	Reynolds-Averaged-Navier-Stokes
Re	Reynolds-Zahl
rel	Relativwert
RNG	Renormalization Group
SMD	Sauter mean diameter
T	Taylor-Zahl
VKM	Verbrennungskraftmaschine
We	Weber-Zahl

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtliche und inhaltlich entnommene Stellen als solche kenntlich gemacht habe. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Masterarbeit identisch.

I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources/resources, and that I have explicitly indicated all material which has been quoted either literally or by content from the sources used. The text document uploaded to TUGRAZonline is identical to the present master's thesis.

Bernhard Egger


.....
(Unterschrift)

Graz, 30. März 2018

Zusammenfassung

Diese Masterarbeit befasst sich mit der CFD-Simulation einer Benzineinspritzung, bei der Prüfstandsdaten einer Injektorvermessung zu Vergleichszwecken herangezogen werden.

Ziel dieser Arbeit ist es, in Zusammenarbeit mit der Firma BRP-Rotax ein CFD-Modell für eine Benzin-Saugrohreinspritzung zu erstellen. Dieses Modell soll in Zukunft bei Verbrennungsberechnungen eingesetzt werden, damit der innermotorische Vorgang noch besser abgebildet wird. Dabei sollen ineffiziente Motorkomponenten in einem früheren Entwicklungsstadium erkannt werden.

Die benötigten Vergleichsdaten dieser Masterarbeit werden durch eine Injektorvermessung der Firma Bosch bereitgestellt. Das verwendete CFD-Programm „Converge“ der Firma Convergent Science verfügt über eine automatische Netzerstellung. Ein großer Vorteil von Converge ist die einfache Parameteränderung. In Input-Files können die Einstellwerte ganz schnell abgeändert werden, ohne in das Programm einsteigen zu müssen. Dies erweist sich als sehr effektiv, vor allem, wenn man unzählige Variationsrechnungen, so wie in dieser Arbeit, durchführt.

Ausgehend von der optimalen Geometriewahl des Sprayraums bis zur zeiteffizienten Auslegung der Verfeinerungsstufen innerhalb dieser Geometrie, folgt eine Parameterstudie der Einstellwerte, um deren Auswirkungen kennenzulernen.

Nach den festgelegten Randbedingungen durch diverse Vorstudien, folgt der eigentliche Abgleich des Spraymodells. Zu Vergleichszwecken dienen der Sauterdurchmesser und die Volumenverteilung. Diese werden in zwei Auswertebereichen berechnet und in diversen Excel-Diagrammen analysiert. Für die optische Abstimmung kommen Bilder einer Hochgeschwindigkeitskamera zum Einsatz, mit denen neben der Sprayform auch die Eindringtiefe abgeglichen wird.

Die 3D-Daten werden mit dem von Converge empfohlenen Visualisierungsprogramm „Enight“ ausgewertet. Dieses Programm hat Verbesserungspotential, vor allem im Bereich der Datensicherung. Das aufwendige Ausschreiben von mehrmals benötigten Einstellungsdaten, bezeichnet als „Skripten“, machen Enight unattraktiv.

Für die Spraysimulation kann mit Converge ein realitätsnahes Rechenergebnis erreicht werden. Ob mit einer eher aufwendigen Modellabstimmung oder der Vorgabe einer Verteilungsfunktion, ist vom Anwendungsfall abhängig.

Abstract

This master thesis deals with the CFD simulation of a gasoline injection, which is using test bench data from an injector measurement for comparison purposes.

The aim of this work is to create a CFD model for gasoline manifold injection in cooperation with BRP-Rotax. This model will be used in the future in combustion calculations so that the internal engine process is better represented. The aim is to identify inefficient engine components at an earlier stage of development.

The required comparative data of this master thesis are provided by an injector measurement of the company Bosch. The used CFD program "Converge" of the company Convergent Science, provides an automatic grid generation. A big advantage of Converge is the simple parameter change. The settings can be changed very quickly in input files without starting the program. This is very effective, especially if countless variational calculations are needed, as in this work.

Based on the optimal choice of geometry of the spray area to the time-efficient design of the refinement steps within this geometry, a parameter study follows the setting values to get an idea of their effects.

First the specified boundary conditions through various preliminary studies are described, followed by the actual adjustment of the spray model. For comparison purposes, the Sauter diameter and the volume distribution are used. These are calculated in two separate evaluation areas and analyzed in various Excel charts. To get an optical tuning, images of a high-speed camera are used with which the spray shape and the penetration depth are adjusted.

The 3D data is evaluated with Converge's recommended "Ensign" visualization program. This program has room for improvement, especially in the area of data backup. The time-consuming writing out of frequently required settings data, referred to as "scripts", makes Ensign unattractive.

Converge is able to simulate realistic results of the spray simulation. Whether with a rather complex model tuning or the specification of a distribution function depends on the application.

1 Einleitung

Die steigende Mobilität und die fehlenden serienfähigen Alternativen im Fahrzeugsektor werden den Einsatz der Verbrennungskraftmaschinen noch viele Jahre lang notwendig machen. Die unbefriedigende Reichweite alternativ betriebener Fahrzeuge, durch zu geringe Speicherkapazität der Batterien, aber auch die fehlende Infrastruktur von Betankungssystemen und die derzeit sehr hohen Anschaffungskosten, beanspruchen noch sehr viel Entwicklungsarbeit, bevor diese Antriebsarten den klassischen Motor verdrängen werden.

Vor allem im Schwerverkehr, im Bauwesen und in der Landwirtschaft liegt der Einsatz von E-Fahrzeugen noch in weiter Ferne. Mit dem heutigen Entwicklungsstandard müssten Batterien eine überdimensionale Größe aufweisen, um die geforderte Einsatzfähigkeit auch nur ansatzweise zu erfüllen.

Trotz dieser Unzulänglichkeiten von alternativen Antrieben, wird die Entwicklung einer modernen VKM immer restriktiver bzw. höheren Anforderungen unterworfen. Einige wesentliche Aspekte, die es bei der Motorenentwicklung zu berücksichtigen gilt, treten dabei in den Vordergrund:

Durch das begrenzte Erdölvorkommen, welches wiederum die Basis für fossile Brennstoffe wie Benzin und Diesel bildet, ist ein sparsamer Umgang mit diesem kostbaren Bodenschatz notwendig. Bei modernen Motoren wird dabei versucht, einen möglichst geringen Kraftstoffverbrauch ohne Leistungseinbußen zu gewährleisten.

Weiters ist durch den Klimawandel und die ansteigende Feinstaubproblematik der Gesetzgeber angehalten, eine stetige Absenkung der Emissionsgrenzwerte zu fordern.

Um die angestrebten Ziele und Vorgaben möglichst gut zu erfüllen, spielt das Kraftstoffsystem eine wesentliche Rolle. Heutzutage werden mittels Simulationen motorische Vorgänge computerunterstützt berechnet, um so die auftretenden Fragestellungen vorausschauend beantworten zu können. Die dreidimensionale strömungsmechanische Simulation, kurz CFD-Simulation, ist in der Motorenentwicklung nicht mehr weg zu denken. Sie ermöglicht eine detaillierte physikalische Beschreibung der relevanten Transportprozesse.

Ziel dieser Masterarbeit, die bei der Firma BRP-Rotax verfasst wurde, ist es, ein Einspritzmodell auf Basis von Messdaten der Firma Bosch zu erstellen. Hierbei gilt es ein CFD-Modell auf einen, von BRP-Rotax verwendeten, Injektor abzustimmen. In Zukunft soll dieses Modell in Verbrennungs- und Ladungswechselberechnungen von BRP-Rotax Anwendung finden und somit die Simulation noch näher an die realen Gegebenheiten heranführen.

Das verwendete CFD-Programmpaket Converge wird durch die Firma Convergent Science zur Verfügung gestellt und kann durch seine benutzerfreundliche Oberfläche, die einfachen und schnellen Möglichkeiten der Parameteränderung und die automatische Netzgenerierung punkten.

Die Arbeit teilt sich im Wesentlichen in theoretische Grundlagen (Kapitel 2) und in einen simulatorischen Abschnitt (Kapitel 4), in dem der Ablauf und die Reihenfolge dieser Masterarbeit beschrieben werden. Abschließend werden Schlussfolgerung und Ausblick in Kapitel 5 zusammengefasst.

2 Theoretische Grundlagen

Dieses Kapitel befasst sich mit den allgemeinen Strömungsgrundlagen, die die Basis jeder Strömungssimulation bilden. Bei der Möglichkeit unterschiedliche Verfahren anzuwenden, werden diejenigen beschrieben, die auch das Programmpaket Converge verwendet.

Im Anschluss an die Grundgleichungen folgt die Theorie der Gemischbildung und im Speziellen der Zerstäubungsprozess einer Benzin-Saugrohreinspritzung.

2.1 Grundgleichungen in der Strömungssimulation

Für eine einfache Geometrie und diverse vereinfachende Annahmen, z.B. „geschlossenes System indem ein gleicher thermodynamischem Zustand herrscht“, kann der erste Hauptsatz geschlossen gelöst werden. Um jedoch den Vorgang eines Arbeitsprozesses in einer Verbrennungskraftmaschine zu berechnen und darzustellen, müssen die Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls, Energie und Spezies zeitlich sowie räumlich aufgelöst werden. Diese Gleichungen beruhen auf einem Erhaltungsprinzip und werden in weiterer Folge vorgestellt [1].

Abbildung 2.1 zeigt den allgemeinen Transport in und aus einem Kontrollvolumen, das einem thermodynamischen System mit definierter, geometrisch geschlossener Oberfläche entspricht.

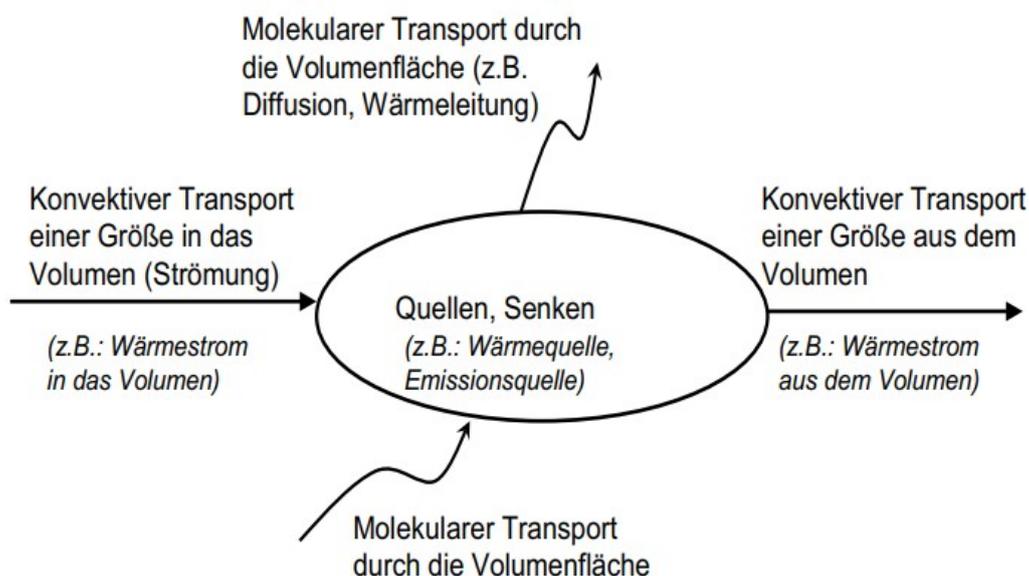


Abbildung 2.1: Bilanz am Kontrollvolumen [1]

2.1.1 Allgemeine Bilanzgleichung

Um das Erhaltungsprinzip in eine mathematische Darstellung zu überführen, besteht die Möglichkeit, die in Abbildung 2.2 dargestellten Flüsse J mittels des ersten Terms der Taylorreihenentwicklung an den Grenzen eines kartesischen Volumenelements zu betrachten. J_x bezeichnet dabei den Fluss der Erhaltungsgröße pro Flächeneinheit in der x-Koordinate [1].

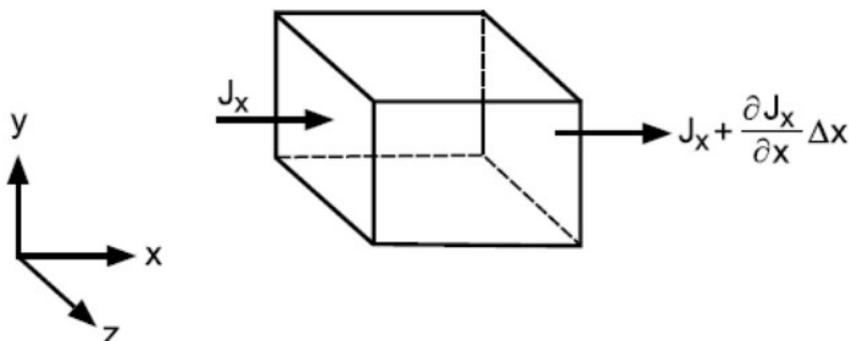


Abbildung 2.2 : Flussbilanz an einem Volumenelement in x-Richtung [1]

Wird J_x mit der Fläche multipliziert, erhält man den Strom der physikalischen Größe über diese Fläche. Bei der Bilanz der beiden normal auf die x-Richtung stehenden Flächen ergibt sich die Netto-Änderung dieser Größe im Volumen.

$$\left(J_x + \frac{\partial J_x}{\partial x} dx - J_x \right) dydz = \frac{\partial J_x}{\partial x} dx dy dz = \frac{\partial J_x}{\partial x} dV \quad (2.1)$$

Hierbei wurde eine Schreibweise gewählt, in der von einem endlichen großen Volumen ΔV auf ein infinitesimal kleines Volumen dV übergegangen wurde.

Der sich daraus ergebende Netto-Strom pro Volumeneinheit ist:

$$\frac{\partial J_x}{\partial x} \quad (2.2)$$

Netto-Strom pro Volumeneinheit unter Berücksichtigung aller drei Raumrichtungen x, y, z:

$$\frac{\partial J_x}{\partial x} + \frac{\partial J_y}{\partial y} + \frac{\partial J_z}{\partial z} = \text{div} J = \nabla J \quad (2.3)$$

Differentielle Form für die Erhaltungsgröße ϕ in Tensorschreibweise:

$$\frac{\partial \rho \phi}{\partial t} + \frac{\partial J_i}{\partial x_i} = S_\phi \quad (2.4)$$

Mit: $\frac{\partial \rho \phi}{\partial t}$ = zeitliche Änderungsrate.

Der Fluss J_i in einem Fluid besteht aus einem konvektiven und einem diffusiven Teil.

$$\text{Mit: } J_i = \underbrace{(\rho u_i \phi)}_{\text{Konvektion}} + \underbrace{\left(-\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x_i}\right)}_{\text{Diffusion}}$$

folgt die allgemeine Form der Transportgleichung in Tensorschreibweise:

$$\underbrace{\frac{\partial \rho \phi}{\partial t}}_{\text{Instationärterm}} + \underbrace{\frac{\partial \rho u_i \phi}{\partial x_i}}_{\text{Konvektion}} = \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x_i} \right)}_{\text{Diffusion}} + \underbrace{S_\phi}_{\text{Quellterm}} \quad (2.5)$$

In Gleichung (2.5) beschreibt der Instationärterm die zeitliche Änderung der Transportgleichung. Die Konvektion bezeichnet den Transport der spezifischen Erhaltungsgröße ϕ durch ein strömendes Medium während das Mischungsverhalten durch den Diffusionsterm berücksichtigt wird. Schlussendlich werden im Quellterm noch jene Bilanzgrößen zusammengefasst, die innerhalb des Systems entstehen oder verschwinden.

Die Erhaltungsgröße ϕ dient als Platzhalter und kann durch die folgend aufgelisteten Werte ersetzt werden:

- eine Geschwindigkeitskomponente (u, v, w = spezifischer Impuls)
- spezifische Energie
- Massenanteil
- eine Turbulenzgröße

2.1.2 Kontinuitätsgleichung

Die zeitliche Änderung der Masse in einem Kontrollvolumen $\frac{\partial \rho}{\partial t} dx dy$ entspricht den aufsummierten Massenflüssen über das Kontrollvolumen.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} dx dy = \rho u dy + \rho v dx - \left[\left(\rho u + \frac{\partial \rho u}{\partial x} dx \right) dy + \left(\rho v + \frac{\partial \rho v}{\partial y} dy \right) dx \right] \quad (2.6)$$

In Abbildung 2.3 werden die Massenflüsse für ein kartesisches Gitter im zweidimensionalen Fall dargestellt.

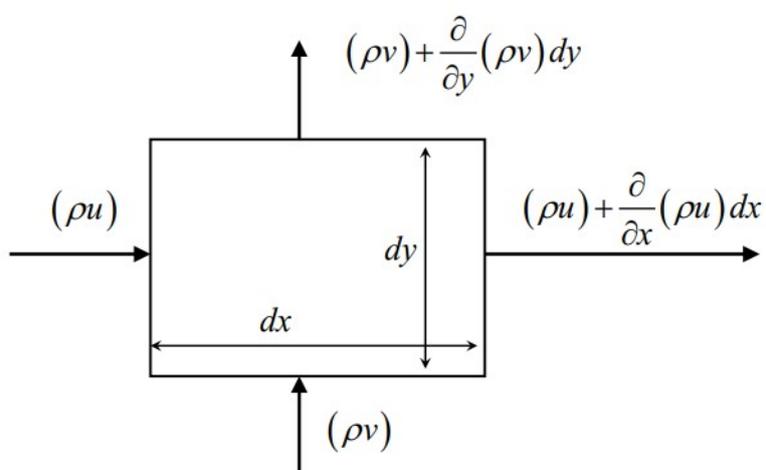


Abbildung 2.3: Massenbilanz [1]

Zusammenfassend ergibt sich für die Kontinuitätsgleichung im zweidimensionalen Fall:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u}{\partial x} + \frac{\partial \rho v}{\partial y} = 0 \quad (2.7)$$

und im dreidimensionalen Fall:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u}{\partial x} + \frac{\partial \rho v}{\partial y} + \frac{\partial \rho w}{\partial z} = 0 \quad (2.8)$$

Kontinuitätsgleichung in Tensor-Schreibweise:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j}{\partial x_j} = 0 \quad (2.9)$$

Mit: $j = 1, 2, 3$.

$$\underbrace{\quad}_I \quad \underbrace{\quad}_II$$

I: Zeitliche Massenänderung im Kontrollvolumen

II: Summe aller zu und abgeführten Massenflüsse über ein Kontrollvolumen

2.1.3 Impulsgleichung

Für die zeitliche Änderung des Impulses sind die Gleichungen der drei kartesischen Koordinatenrichtungen sowie die Kräftebilanz auf das Fluidelement zu betrachten. Die Kräfte werden dabei in Oberflächen- und Volumenkräfte aufgeteilt [1].

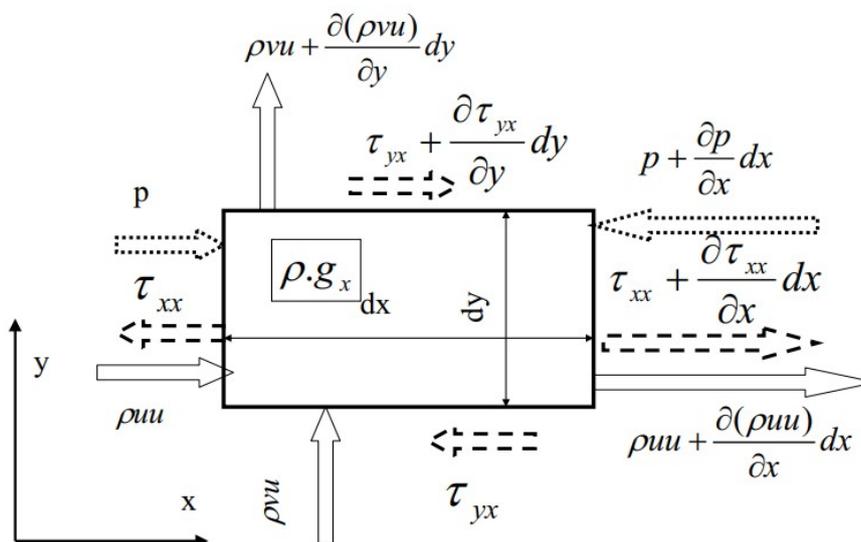


Abbildung 2.4: Impulsflüsse im zweidimensionalen Gitter [1]

Einfließende Impulsströme:

$$(\rho u)udy + (\rho v)udx \quad (2.10)$$

Ausfließende Impulsströme:

$$\left[(\rho u)u + \frac{\partial}{\partial x} (\rho u)udx \right] dy + \left[(\rho v)v + \frac{\partial}{\partial y} (\rho v)vdy \right] dx \quad (2.11)$$

Bilanz der viskosen Kräfte:

$$\begin{aligned} & \left(-\tau_{xx} + \tau_{xx} + \frac{\partial}{\partial x} \tau_{xx} dx \right) dy + \left(-\tau_{yx} + \tau_{yx} + \frac{\partial}{\partial y} \tau_{yx} dy \right) dx \\ & = \frac{\partial}{\partial x} \tau_{xx} dx dy + \frac{\partial}{\partial y} \tau_{yx} dy dx \end{aligned} \quad (2.12)$$

Druckkräfte:

$$\left[p - \left(p + \frac{\partial p}{\partial x} dx \right) \right] dy = -\frac{\partial p}{\partial x} dx dy \quad (2.13)$$

Unter Einbeziehung der Gravitation als Quellterm und der Annahme, dass die x-Richtung mit dem Teil der Gravitationsrichtung g_x übereinstimmt, folgt mit $\rho g_x dx dy$, die zeitliche Impulsänderung im zweidimensionalen kartesischen Gitter:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \rho u dx dy &= -\frac{\partial}{\partial x} (\rho u) u dx dy - \frac{\partial}{\partial y} (\rho v) u dx dy + \frac{\partial}{\partial x} \tau_{xx} dx dy \\ &+ \frac{\partial}{\partial y} \tau_{yx} dx dy - \frac{\partial p}{\partial x} dx dy + \rho g_x dx dy \end{aligned} \quad (2.14)$$

Mit der Division durch das Flächenelement $dx dy$ ergibt sich die Impulserhaltungsgleichung. Hier ist die Tensor-Schreibweise dargestellt:

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i u_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + \rho g_i \quad (2.15)$$

Aufgrund der Ähnlichkeit zum Hooke'schen Gesetz für elastische Körper wird in Newton'schen Fluiden die Schubspannung proportional der Formänderungsgeschwindigkeit angenommen.

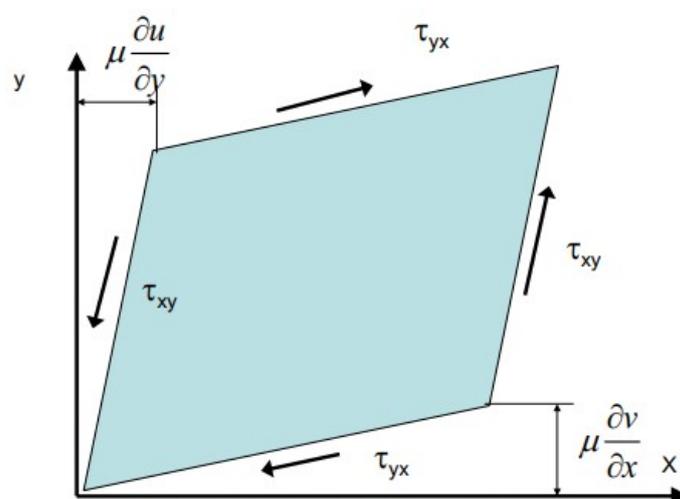


Abbildung 2.5: Schubspannungen am 2D-Fluidelement [1]

Durch die Dualität der Schubspannungen, und da die Summe der Schubspannungen null sein muss, folgt:

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} = \mu \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \quad (2.16)$$

Mit der analogen Schreibweise der Normalspannungen:

$$\tau_{xx} = \mu \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial x} \right) \quad (2.17)$$

ergibt sich für den mehrdimensionalen Spannungstensor:

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (2.18)$$

Die Gleichung (2.18) in die Impulserhaltungsgleichungen (2.15) eingesetzt, ergeben die Navier-Stokes'schen Gleichungen. Hier in Tensor-Schreibweise angeführt:

$$\underbrace{\frac{\partial \rho u_i}{\partial t}}_I + \underbrace{\frac{\partial \rho u_i u_j}{\partial x_j}}_II = - \underbrace{\frac{\partial p}{\partial x_i}}_III + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \mu \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right)}_IV + \underbrace{\rho g_i}_V \quad (2.19)$$

- I: Zeitliche Impulsänderung im Kontrollvolumen
- II: Zu -und Abflüsse der Impulsströme über die Oberfläche
- III: Druckkräfte
- IV: Viskose Kräfte (Scherkräfte)
- V: Massenkräfte

Die Navier-Stokes-Gleichungen und die Kontinuitätsgleichung ergeben ein System mit vier partiellen, nichtlinearen Differentialgleichungen zweiter Ordnung, zur Lösung der vier Unbekannten u , v , w & p für inkompressible Strömungen [2].

Bei kompressibler Strömung entsteht eine weitere unbekannte Größe, da die Dichte nicht mehr als konstant angenommen werden kann. Um dieses Gleichungssystem lösen zu können muss die Energiegleichung miteinbezogen werden [2].

2.1.4 Energiegleichung

Wie bereits erwähnt, wird bei kompressibler Strömung die Energiegleichung benötigt, um ein geschlossenes Gleichungssystem zu erhalten.

Der erste Hauptsatz der Thermodynamik (s. Gl 2.20), angewandt auf ein Kontrollvolumen als Bilanzraum, ergibt die Energieerhaltungsgleichung [3].

$$\delta Q_a + \delta W_t + (h + e_a)_i dm_i = dU + dE_a \quad (2.20)$$

Durch die Bilanz eines Fluidelementes, die die gesamte innere, kinetische und potentielle Energie miteinbezieht, kann die Energiegleichung angesetzt werden.

In der Gleichung (2.5) wird nun die Energie E für die allgemeine Erhaltungsgröße ϕ eingesetzt.

$$\text{Mit: } E = e + \frac{u_k u_k}{2} + g_k x_k$$

Vereinfacht für Strömungen mit geringer potentieller und kinetischer Energie, kann die Erhaltungsgleichung für Enthalpie, eines idealen Gases, mit $h = cpT$ angeschrieben werden.

$$\frac{\partial(\rho c_p T)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho c_p u_i T)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + S_T \quad (2.21)$$

Im Quellterm S_T wird der Energieeintrag durch Dissipation von kompressiblen Strömungen oder durch Wärmestrahlung berücksichtigt.

Mit der Prandtl-Zahl $P_r = \frac{\mu c_p}{\lambda}$ und einer konstanten spezifischen Wärmekapazität c_p folgt:

$$\underbrace{\frac{\partial(\rho T)}{\partial t}}_I + \underbrace{\frac{\partial(\rho u_i T)}{\partial x_i}}_{II} = \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\mu}{P_r} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right)}_{III} + \underbrace{S_T}_{IV} \quad (2.22)$$

- I: Zeitliche Änderung der inneren Energie im Kontrollvolumen
- II: Konvektive Ströme der inneren Energie über die Oberfläche
- III: Diffusionsterm
- IV: Quellterm

2.1.5 RANS (Reynolds-Averaged-Navier-Stokes-Gleichungen)

Durch die Navier-Stokes-Gleichungen werden in Kombination mit der Kontinuitätsgleichung und der Energiegleichung allgemein instationäre und kompressible Strömungen beschrieben. Weist das betrachtete Fluid nun ein turbulentes Strömungsverhalten auf, so wird die Berechnung sehr aufwendig [2].

Turbulente Strömungen sind instationäre Prozesse, bei denen die Strömungsgrößen zufällig und irregulär schwanken. Sie sind dreidimensional und haben eine chaotische Charakteristik. Im Randbereich kann die zeitlich betrachtete Strömung turbulentes aber auch laminares Verhalten aufweisen [2].

Da bei dieser Strömungsart die Möglichkeit besteht, die Berechnung mit unendlich vielen zufälligen Anfangsbedingungen zu starten, können auch unendlich viele Ergebnisse erwartet werden. Grundsätzlich sind nur die Turbulenzwirkungen, bezogen auf das Strömungsverhalten einer „zeitlich gemittelten Grundströmung“, von Interesse. Der augenblickliche Wert der Strömungsgrößen wird nicht benötigt. Um einen akzeptablen Rechenaufwand zu gewährleisten, wird das Gleichungssystem zeitlich gemittelt und mit dem RANS-Verfahren gelöst [2].

Bei diesem Verfahren wird der turbulente Teil in einen zeitlichen Mittelwert \bar{u} und in eine Schwankungsgröße u' aufgeteilt [1].

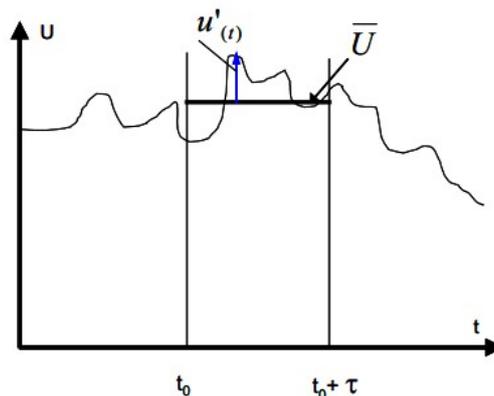


Abbildung 2.6: Mittelwert und Schwankungsgröße [1]

Auf alle Variablen, die in einem Geschwindigkeitsvorgang enthalten sind, wird die Zeitmittelung angewandt [1].

$$u_i = \bar{u}_i + u'_i; \quad p = \bar{p} + p'; \quad \phi = \bar{\phi} + \phi'; \quad (2.23)$$

Die Mittelungszeit τ muss in einer geeigneten Größe gewählt werden. Bei zu kleinem Intervall entsteht eine Abweichung zum tatsächlichen Mittelwert, und bei zu großen Intervallen wird der instationäre Anteil herausgemittelt [2].

Definition der zeitlichen Mittelwerte:

$$\bar{u} = \frac{1}{\tau} \int_{t_0}^{t_0+\tau} u_{(t)} dt; \quad \bar{\phi} = \frac{1}{\tau} \int_{t_0}^{t_0+\tau} \phi_{(t)} dt \quad (2.24)$$

Mittelwerte der Schwankungsgrößen sind Null:

$$\int_{t_0}^{t_0+\tau} u'_{i(t)} dt = 0; \quad \int_{t_0}^{t_0+\tau} \rho'_{(t)} dt = 0 \quad (2.25)$$

Werden zwei instationäre Terme (z.B. u und ϕ) miteinander multipliziert, so ergibt sich der zeitliche Mittelwert der Korrelation aus dem Anteil der turbulenten Schwankung $\overline{u'\phi'}$. Hierbei handelt es sich um eine neue unbekannte Größe die nicht vernachlässigt werden darf [1].

$$\overline{u\phi} = \overline{(\bar{u} + u')(\bar{\phi} + \phi')} = \bar{u}\bar{\phi} + \overline{u'\bar{\phi}} + \overline{\bar{u}\phi'} + \overline{u'\phi'} = \bar{u}\bar{\phi} + \overline{u'\phi'} \quad (2.26)$$

Durch Anwendung der Zeitmittelung auf die Erhaltungsgleichungen, folgen die zeitgemittelte Kontinuitätsgleichung:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho \bar{u}_j}{\partial x_j} = 0 \quad (2.27)$$

und die zeitgemittelten Impulsgleichungen:

$$\frac{\partial \rho \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho}{\partial x_j} (\bar{u}_i \bar{u}_j + \overline{u'_i u'_j}) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) + \rho g_i \quad (2.28)$$

Dabei ergeben sich Korrelationen der Schwankungswerte bezüglich der Geschwindigkeiten. Wird dieser Term auf die rechte Seite der Gleichung gebracht, ergeben sich die Erhaltungsgleichungen mit zeitgemittelten Geschwindigkeiten (Reynolds-Gleichungen). Die hinzugekommenen Korrelationsterme werden Reynolds-Spannungen genannt [1].

$$\frac{\partial \rho \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho (\overline{u_i u_j})}{\partial x_j} = - \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \underbrace{[\bar{\tau}_{ij} - \rho \overline{u'_i u'_j}]}_{\text{Reynolds-Spannungen}} + \rho g_i \quad (2.29)$$

Da durch die Reynolds-Spannungen zusätzliche Unbekannte hinzukommen, bilden die Kontinuitätsgleichung und die Reynolds-Gleichungen zusammen mit den Stoffwerten, kein geschlossenes System mehr. Durch Turbulenzmodelle kann das Gleichungssystem geschlossen und numerisch gelöst werden [2].

In dieser Masterarbeit wird zur Lösung des Turbulenzproblems, das „Renormalisation Group“, in Kurzform (RNG), k-ε-Modell eingesetzt. Laut der Firma Convergent Science erzielt dieses Modell die besten Ergebnisse, bei Verbrennungsrechnungen mit Converge. Aus diesem Grund wird keine Turbulenzmodellstudie durchgeführt, sondern das empfohlene Modell unverändert eingesetzt.

2.2 Diskretisierung der Transportgleichung

Allgemein können die Navier-Stokes Gleichungen nicht analytisch gelöst werden. Durch numerische Lösungsverfahren wird versucht, einen iterativen Lösungsweg zu finden und so das Gleichungssystem zu berechnen. Dabei müssen die gesuchten Größen durch eine endliche Werteanzahl angenähert werden. Dieses Verfahren wird Diskretisierung genannt [1].

In der numerischen Strömungsberechnung treten numerische Fehler auf, die mit sinkender Zellgröße kleiner werden. Für genaue Lösungen mit möglichst geringem Zeitaufwand gilt es, eine gute Balance von Gitternetzgröße und Rechenzeit zu finden.

Zur Lösung allgemeiner Transportgleichungen werden hauptsächlich drei verschiedene Diskretisierungsansätze verwendet [1]:

- Methode der Finiten-Differenzen (FD)
- Methode der Finiten-Volumen (FV)
- Methode der Finiten-Elemente (FE)

In der CFD-Simulation wird überwiegend die Methode der Finiten-Volumen (FV) verwendet. Da auch in Converge dieser Ansatz Anwendung findet, wird in dieser Arbeit nur auf diese Methode näher eingegangen.

2.2.1 Methode der Finite-Volumen (FV)

Die Finiten-Volumen-Methode zerteilt das gesamte Rechenfeld in einzelne, finite Kontrollvolumen (Rechenzellen).

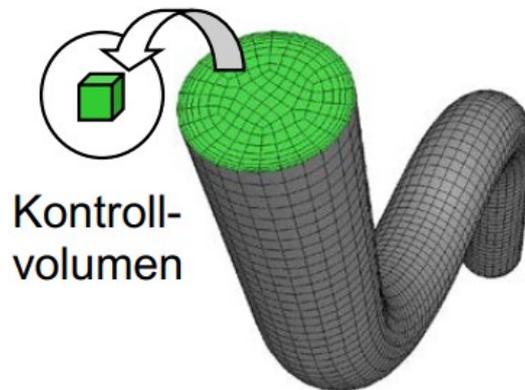


Abbildung 2.7: Kontrollvolumen eines Rechengebietes [4]

Es werden für jede Zelle die Transportgleichungen für Masse, Impuls und Energie gelöst. Wie bereits erwähnt, wird dieser Anwendungsschritt „Diskretisierung der partiellen Differentialgleichung“ genannt [4].

Die Knoten des Rechengitters definieren die Lage der Rechenpunkte, wobei die Grenze des Kontrollvolumens genau in der Mitte zweier benachbarter Rechenpunkte liegt. Um die Differentialgleichungen in algebraische Gleichungen überzuführen, müssen sie über die einzelnen Kontrollvolumen integriert werden. Der Ausgangspunkt ist hier die allgemeine, integrale Form der Transportgleichung (2.30) [3].

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \phi dV + \oint_A \rho \phi V dA = \oint_A \Gamma \nabla \phi dA + \int_V S_\phi dV \quad (2.30)$$

Unstetig + Konvektion = Diffusion + Generation

Um die Strömung zu beschreiben, müssen die Transportgleichungen gelöst werden. Dabei werden Informationen sowohl im Zentrum als auch an den Oberflächen der Zellen benötigt. Im Zellenzentrum sind Fluiddaten wie Stoffeigenschaften oder Geschwindigkeiten gespeichert. Die Oberflächenwerte werden aufgrund der lokalen oder einer benachbarten Zelle interpoliert (Abb. 2.8) [4].

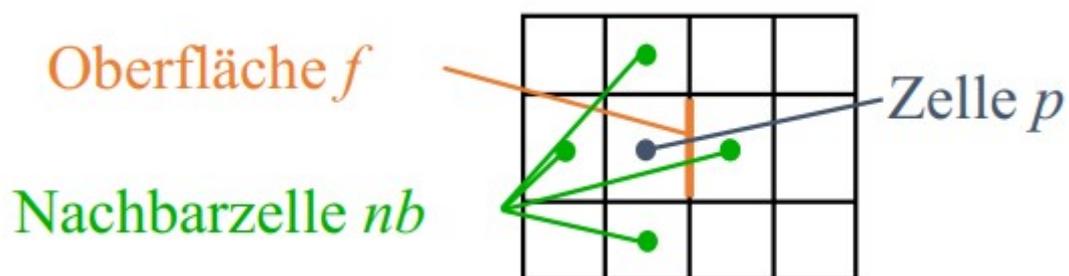


Abbildung 2.8: Zellstruktur in einem Rechengebiet [4]

Die Form der diskretisierten Transportgleichung ist in Gleichung (2.31) dargestellt:

$$a_p \phi_p + \sum_{nb} a_{nb} \phi_{nb} = b_p \quad (2.31)$$

Da für jedes Kontrollvolumen diese Gleichungen angesetzt werden, ergibt sich ein algebraischer Gleichungssatz, der iterativ gelöst wird.

2.3 Solver, Lösungshierarchie der Arbeitsprozesse

Converge verfügt über zwei Solverarten: Den transienten, welcher den Lösungsprozess instationär abarbeitet, und den steady-state Solver, der die Lösungsbedingungen als quasi stationär annimmt. Sprayvorgänge laufen niemals stationär ab, deshalb wird in weiterer Folge auch nur der transiente Solver betrachtet [5].

Beim Lösungsvorgang eines transienten Anwendungsfalles werden die zu lösenden Gleichungen mit numerischen Techniken approximiert. Converge erzeugt ein internes Gitter, welches diese Gleichungssysteme diskretisiert. Bei einer impliziten Lösung wird ein iteratives Mehrschrittverfahren angewendet. Werden die algebraischen Gleichungen explizit gelöst, wird nur ein Iterationsschritt benötigt. Für die Kopplung des Drucks mit der Geschwindigkeit ist ein PISO Algorithmus verantwortlich. Dieser Algorithmus startet mit einem Prognoseschritt zur Lösung der Impulsgleichung. Im Anschluss folgt die Ableitung einer Druckgleichung inkl. ihrer Lösung. Das Ergebnis wird als Korrekturfaktor auf die Impulsgleichung angewendet. Dieser Vorgang wird so oft durchgeführt, bis die gewünschte Genauigkeit erreicht wird. In Folge werden dann die weiteren Transportgleichungen gelöst [5].

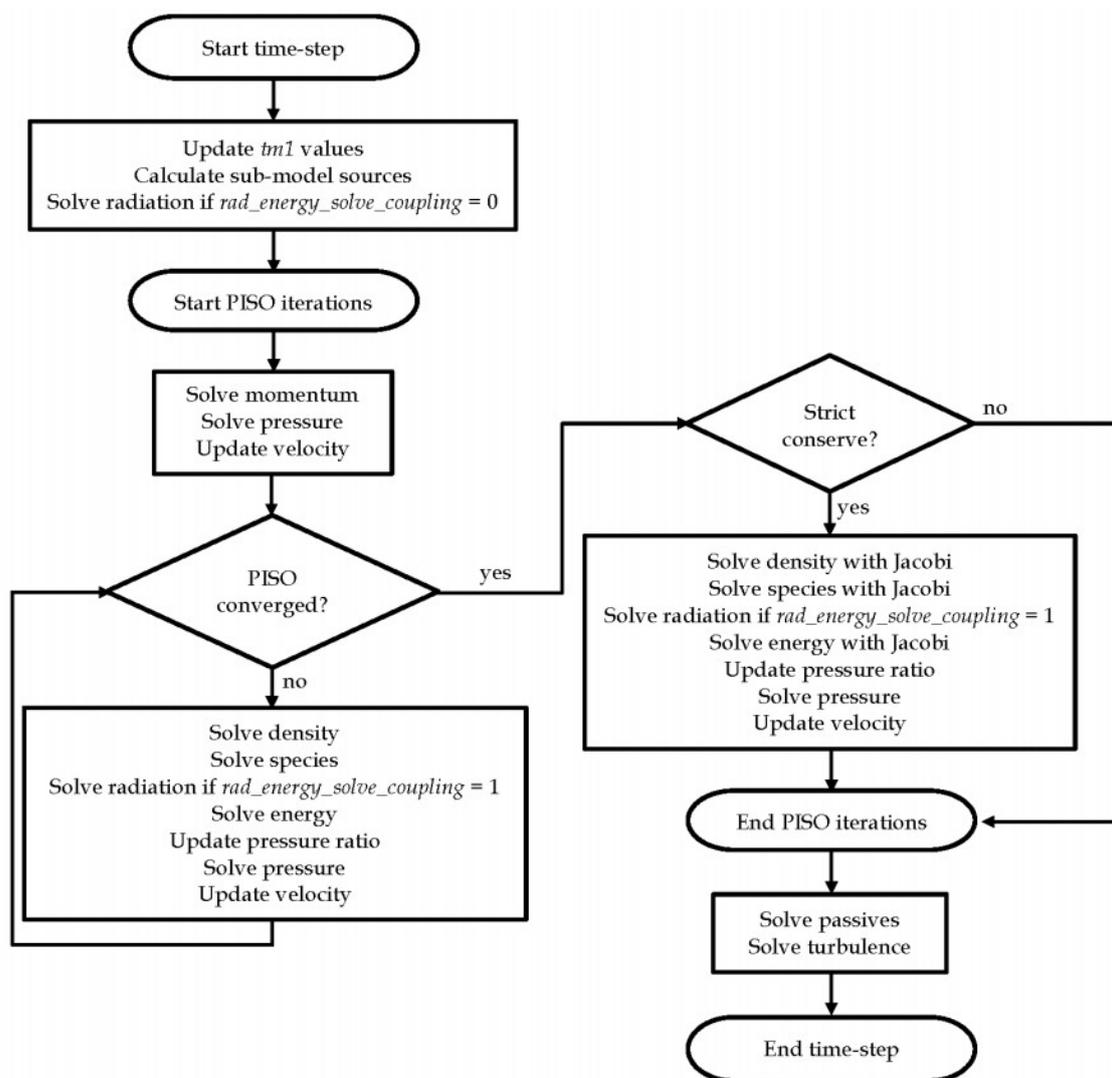


Abbildung 2.9: Reihenfolge der Arbeitsprozesse pro Zeitschritt [5]

Grundlegend sollte das implizite Verfahren dem expliziten vorgezogen werden, da ein viel stabileres Lösungsergebnis sowie eine oftmals doppelt so schnelle Lösungsgeschwindigkeit, erreicht werden kann. Bei Strömungen mit instationärem Verhalten kann sich eine explizite Lösung vorteilhaft auswirken, wenn sie hohe Quellterme wie große Machzahlen oder transiente Schockwellen aufweisen und/oder stark von einander abhängige Gleichungen beinhalten [4].

In Abb. 2.9 ist die Reihenfolge der Arbeitsschritte dargestellt, die in Converge durch den Solver abgearbeitet werden müssen. Wird das implizite Lösungsverfahren angewendet, so ist ein Konvergenzkriterium erforderlich. Der Iterationsfehler wird durch dieses Kriterium eingeschränkt. Eine Lösung gilt als konvergent, wenn der Iterationsfehler in der Lösung, kleiner ist als das Konvergenzkriterium. Converge bezieht mit jedem Iterationsschritt ($\Delta\phi$) den Iterationsfehler auf die Änderung im Lösungsfeld [5]:

$$error = \frac{\Delta\phi}{Norm} \quad (2.32)$$

In der Gleichung 2.32 entspricht die Bezeichnung „Norm“ der Normalisierung und wird in Abb. 2.10 mitsamt den Toleranzparametern aufgelistet. Jeder Toleranzparameter kann einen festen Wert annehmen oder zeitlich variieren. Eine Iteration wird so lange durchgeführt, bis entweder das Konvergenzkriterium erreicht ist oder das Programm die maximalen Iterationsschritte berechnet hat [5].

Equation	Parameter Name	Typical Value* (<i>steady_solver</i> = 0)	Normalization
Momentum	<i>pres_tol</i>	1.0e-4	Velocity or 1.0, whichever is larger.
Pressure	<i>mom_tol</i>	1.0e-8	Pressure or 1.0, whichever is larger.
Density	<i>density_tol</i>	1.0e-4	Density or 1.0, whichever is larger.
Energy	<i>energy_tol</i>	1.0e-4	Internal energy or 1.0, whichever is larger.
Species	<i>species_tol</i>	1.0e-4	1.0
Passive	<i>passive_tol</i>	1.0e-4	Passive or 1.0, whichever is larger.
TKE	<i>tke_tol</i>	1.0e-3	Cell TKE.
EPS	<i>eps_tol</i>	1.0e-3	Cell EPS.
Omega	<i>omega_tol</i>	1.0e-3	Cell omega.
Radiation	<i>rad_tol</i>	1.0e-8	Cell intensity.

Abbildung 2.10: Toleranzparameter [5]

2.4 Rechennetz

Einer der wichtigsten, allerdings oft stark begrenzenden Faktoren der CFD-Simulation, ist die Netzgenerierung. Gute Ergebnisse entstehen mit Rechennetzen aus Hexaedern, die auch wandadaptiert sind. Wandadaptierung bedeutet, dass die universelle Gültigkeit des Wandgesetzes (s. Gl 2.33) eingehalten wird. Dabei wird mit y^+ ein dimensionsloses Maß für den Abstand zwischen Wand und erster Netzlinie angegeben, welches auch die Netzfeinheit angibt. Für die numerische Lösung wird gefordert, dass der Knoten, der der Wand am nächsten ist, innerhalb dieser Grenzschicht liegen muss [6].

$$20 < y^+ < 150 \quad (2.33)$$

Speziell in der Spraysimulation ist es wichtig, das Rechenggebiet ausreichend fein zu generieren, damit Freistrahlen (s Kapitel 2.5) gut aufgelöst werden können. Allgemein sind zwei Arten möglich: strukturierte und unstrukturierte Netzgitter (Abb. 2.11) [6].

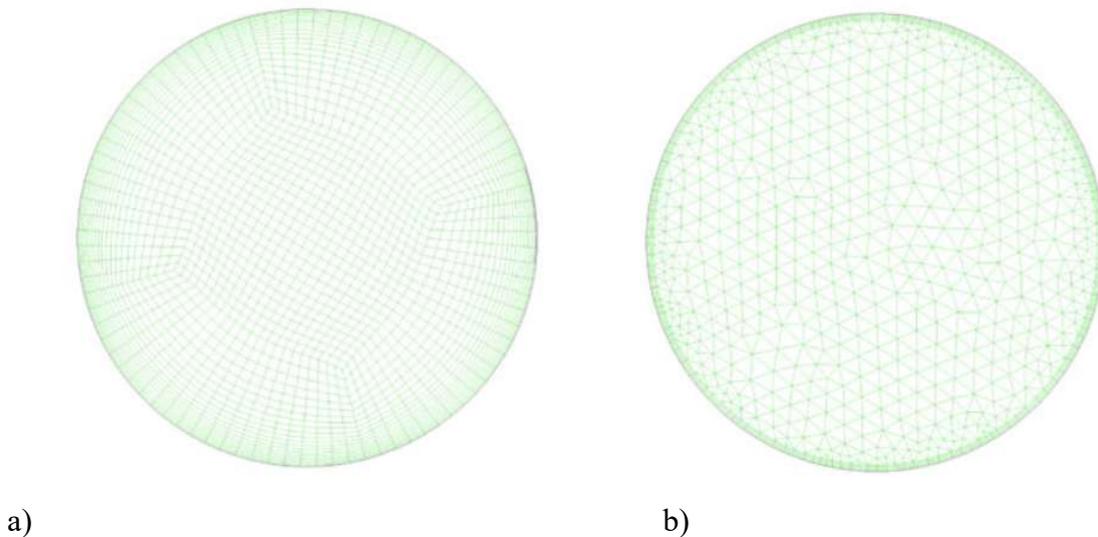


Abbildung 2.11: Strukturiertes Netz a), Unstrukturiertes Netz b) [6]

In geometrisch einfachen Strömungsgebieten kommen oft strukturierte Gitter zum Einsatz, die in verschiedene Blöcke aufgeteilt werden können. Diese Teilgebiete bilden eine Vernetzungsmöglichkeit mit unterschiedlichen Eigenschaften, die dennoch durch ihre Struktur einige nicht-optimale Zellenbereiche enthalten können [6]. Ein unstrukturiertes Netz ist in Abbildung 2.11, b ersichtlich. Hier sind die Gitterpunkte in verschiedenen Abständen verteilt. Mehrdimensionale Netzpunkte können dabei nicht so einfach indiziert werden, da keine Netzlinienscharen vorhanden sind [4]. Die Berechnung mit strukturierten Gittern ist im Allgemeinen schneller als mit unstrukturierten. Obwohl in den vergangenen Jahren, bezogen auf die Rechnerleistung ein exponentieller Anstieg der Simulationsmöglichkeiten erreicht wurde, wird der Netzgröße noch immer eine große Rolle zugeschrieben. Gitternetze mit einer

hohen Anzahl von Knoten können Strömungseffekte genauer abbilden, als jene mit geringen Knotenanzahlen. Um die Netzgröße zu kontrollieren, werden Netzstudien angewendet. Dabei wird die Netzgittergröße stetig verkleinert und bewertet, ob die Rechenergebnisse aus der Simulation im Wesentlichen erhalten bleiben [6].

Das verwendete Programmpaket Converge verfügt über eine automatische Netzgenerierung, die durch einige benutzerdefinierte Einstellparameter an die realen Gegebenheiten herangeführt werden kann. Converge kann zusätzlich bewegte Geometrien simulieren und passt das Netz mit jedem Zeitschritt automatisch an. Bei der sehr einfachen und stationären Zylindergeometrie der behandelten Spraybombe ist eine automatische Netzgenerierung ausreichend, wobei im Bereich des Einspritzstrahles eine genauere Auflösung mittels „Fixed Embedding“ und „Adaptive Mesh Refinement“ erreicht wurde [5].

2.4.1 Fixed Embedding

Bei dieser Anwendung wird das Gitter an bestimmten Stellen, der zu berechnenden Domain, verfeinert. Abbildung 2.12 zeigt eine Kegelverfeinerung mit einem 0,5 mm Embeddinggitter bei einer Grundzellgröße von 4 mm. Hier ist der Übergang vom Grundgitter zum Embeddinggitter rot eingerahmt.

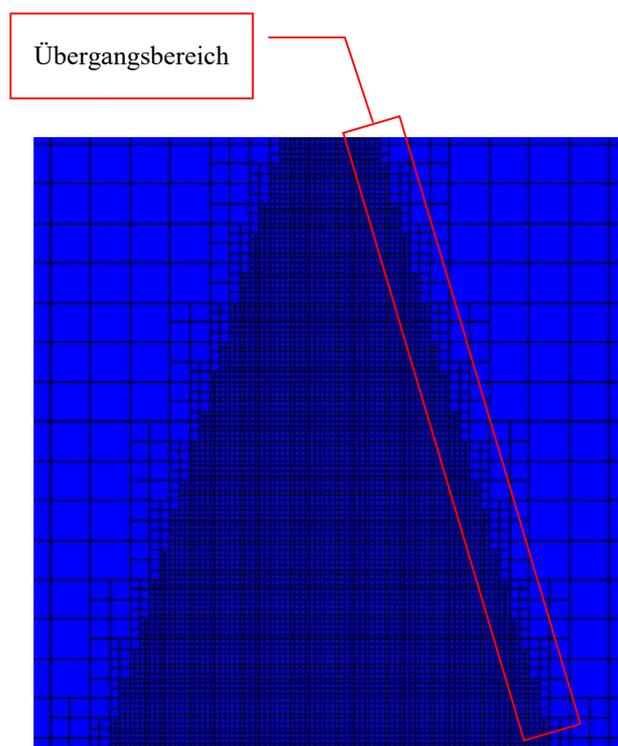


Abbildung 2.12: Grundgitter inkl. Fixed Embedding

Die Auflösung ist vor allem bei der Simulation von Sprays für die Genauigkeit der Lösung ausschlaggebend. Speziell im Strömungsbereich des Einspritzstrahls, wo die stärkste Turbulenz vorkommt, ermöglicht eine feste Verfeinerung die Lösung eines komplexen Strömungsvorganges. Der restliche Bereich in der Spraybombe kann dabei gröber ausgelegt werden, was eine schnellere Simulationszeit gewährleistet. Für jeden fest eingebetteten Bereich gilt die Beziehung 2.34 in der dx_{embed} der neuen Verfeinerung, dx_{base} dem

Grundgitter und $embed_scale$ einem positiven ganzzahligen Skalierungsfaktor entsprechen [5].

$$dx_embed = dx_{base} / 2^{embed_scale} \quad (2.34)$$

2.4.2 Adaptive Mesh Refinement (AMR)

Die adaptive Netzverfeinerung ist speziell in Gebieten mit schwankenden Bedingungen wie Temperatur, Druck oder Geschwindigkeit sehr nützlich. Hierbei wird ein hochverfeinertes Gitter erstellt, das sich entlang komplexer Phänomene wie z.B. der Flammenfront in einer Verbrennung oder dem Freistrahler der Kraftstoffeinspritzung ausbildet. Der Vorteil bei dieser Verfeinerung besteht darin, dass das Netz nur dort höher aufgelöst wird, wo es auch sinnvoll ist. Hohe Rechenzeit durch unnötige Netzverfeinerung entfällt dabei. Welche Grenzkriterien eine Netzverfeinerung auslösen, bzw. in welchen Bereichen der betrachteten Geometrie diese eingesetzt werden, entscheiden benutzerdefinierte Eingabewerte [5].

In dieser Arbeit werden die Geschwindigkeit, die Temperatur und die Spezies als Verfeinerungskriterien herangezogen. Im Fall der Spezies wurde n-Heptan als Einspritzmedium verwendet. Als allgemeiner Einstellparameter gilt der eingebettete Zellenbereich: hier kann eine maximale und eine minimale Gesamtanzahl von Zellen angegeben werden. Bei den drei Verfeinerungskriterien besteht die Möglichkeit, die maximalen Abstufungsebenen einzustellen. Wird z.B. ein Grundgitter mit 4 mm großen Zellen und einer Einbindungsstufe von 2 ausgewählt, dann ergeben sich 1 mm große Zellen für das feinste Gitter in der Geometrie. Hier geht man von der Größe des Grundgitters aus und halbiert dieses so oft es durch die Einbindungsstufen vorgegeben ist. Abb. 2.13 zeigt ein automatisch verfeinertes Gitternetz einer Sprayberechnung, in der zwei Kriterien mit unterschiedlichen Abstufungen angewendet wurden [5].

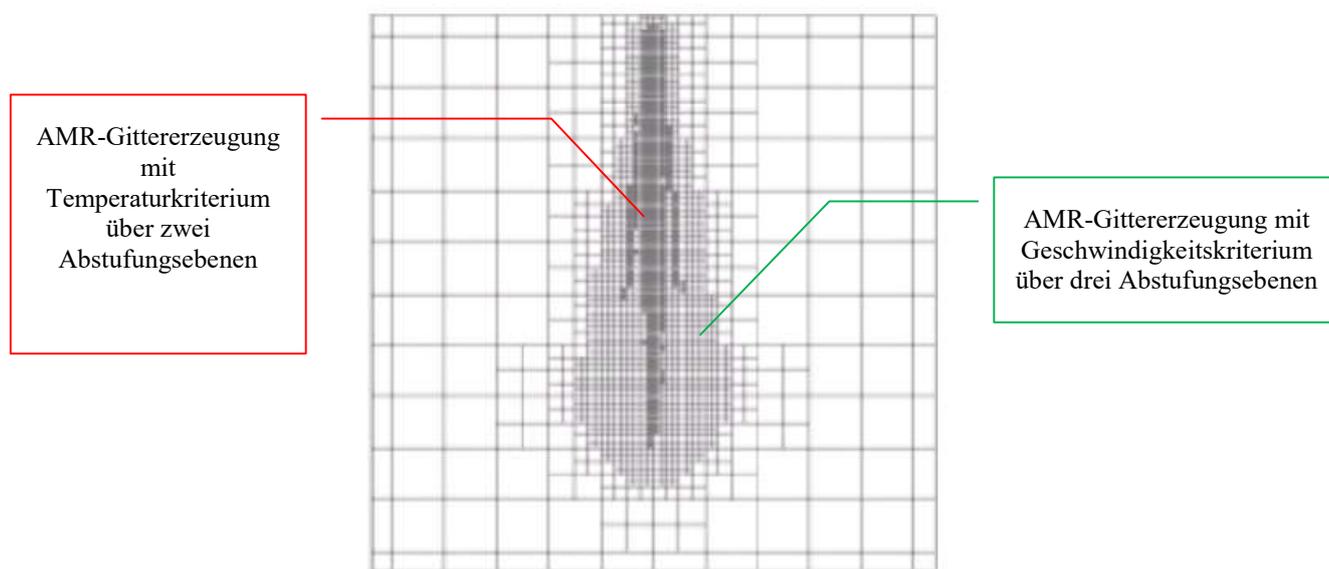


Abbildung 2.13: Netzgitter in einer Spraybombe inkl. AMR [5]

Ein weiteres Verfeinerungskriterium bezieht sich auf die Minimalwerte von Temperatur und

Geschwindigkeit. Liegt der Absolutwert der betrachteten Zelle über dem benutzerdefinierten, so wird diese Zelle von Converge verfeinert. Dieser Vorgang wird wieder rückgängig gemacht, sobald der absolute Zellwert unter $1/5$ des Eingabewertes abfällt. Für die Strömungsgeschwindigkeit kann zusätzlich die maximale Parcelanzahl pro Zelle angegeben werden. Wird dieser Wert überschritten, z.B. im Zentrum eines Einspritzstrahles, (s Abb. 2.17: Freihstrahl), dann wird ebenso der Verfeinerungsvorgang gestartet [5].

2.4.3 Zellpaarung

In Converge wird eine kartesische Gittergenerierung verwendet, bei der die Oberfläche der Geometrie in einem kartesischen Block eingebettet ist. In diesem Block werden die Zellen an den sich überschneidenden Oberflächenbereichen abgetrennt. Dieses Vorgehen ermöglicht eine einfachere Darstellung für die Simulation von komplexen Schnittpunkten an der Oberfläche [5].

Erkennt Converge eine geschnittene Zelle mit einem geringeren Volumen als 30 Prozent der kompletten Nachbarzelle, so wird aus der regulären - und der Schnittzelle ein einziger Knoten gebildet. Dieses Zusammenfügen wird als Zellpaarung bezeichnet, wobei der neue volumetrische Mittelpunkt auf das neue Volumen dieser Kombination bezogen wird. Eine solche Zellpaarung wird in Abb. 2.14. dargestellt. Auch die transportierten Größen wie Geschwindigkeit, Druck oder Temperatur werden von der geschnittenen und der regulären Zelle geteilt [5].

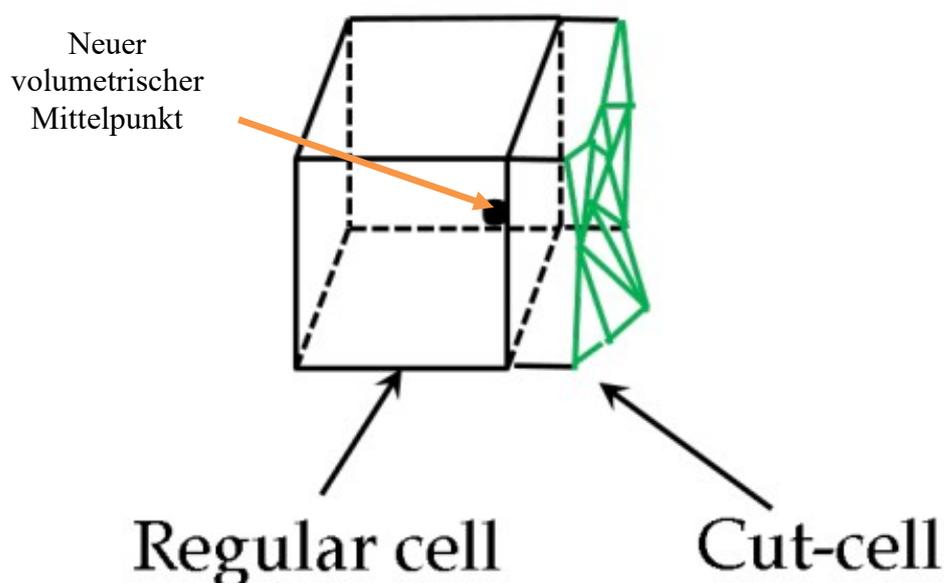


Abbildung 2.14: Zellpaarung in Converge [5]

Bei einer zu hohen Anzahl an Zellpaarungen kann es an den Rändern zu sehr dünnen Zellen mit einem großen Seitenverhältnis kommen. Um nicht all zu viele Zellen mit einem großen Seitenverhältnis zu erhalten, sollte man ein genügend kleines Grundgitter wählen und so den numerischen Dispersionsfehlern entgegen wirken. Eine weitere Möglichkeit besteht darin, das in 2.4.1 beschriebene „Fixed Embedding“ in den engen Geometriebereichen zu verwenden, damit die regulären Zellen mit den geschnittenen vergleichbar werden [5].

2.5 Grundlagen der Spraybildung

Zerstäubungsprozesse spielen in vielen natürlichen Phänomenen, aber auch in technischen Anwendungen, eine große Rolle. In der Spraybildung von Einspritzdüsen sind diese Prozesse von besonderer Bedeutung [7].

Welche Zerstäubungsmethode angewendet wird, ergibt sich daraus, wie die Energiezuführung erfolgt. Eine konventionelle Benzineinspritzung mit äußerer Gemischbildung, welche in dieser Masterarbeit betrachtet wird, wird als „Druckzerstäubung“ bezeichnet. Dabei spritzt der Kraftstoff mit hoher Geschwindigkeit in das umgebende Medium ein. Die dafür benötigte Energie wird über den Einspritzdruck bereitgestellt und in kinetische Kraftstoffenergie umgewandelt [8].

Für das Strömungsprofil innerhalb der Einspritzdüse bis hin zur Düsenöffnung ist die Reynolds-Zahl, dargestellt in Gleichung 2.35, von Bedeutung. Sie ist eine dimensionslose Kennzahl und beschreibt das Verhältnis der Trägheitskräfte zu den Zähigkeitskräften:

$$Re = \frac{u * d}{\nu_{Fl}} \quad (2.35)$$

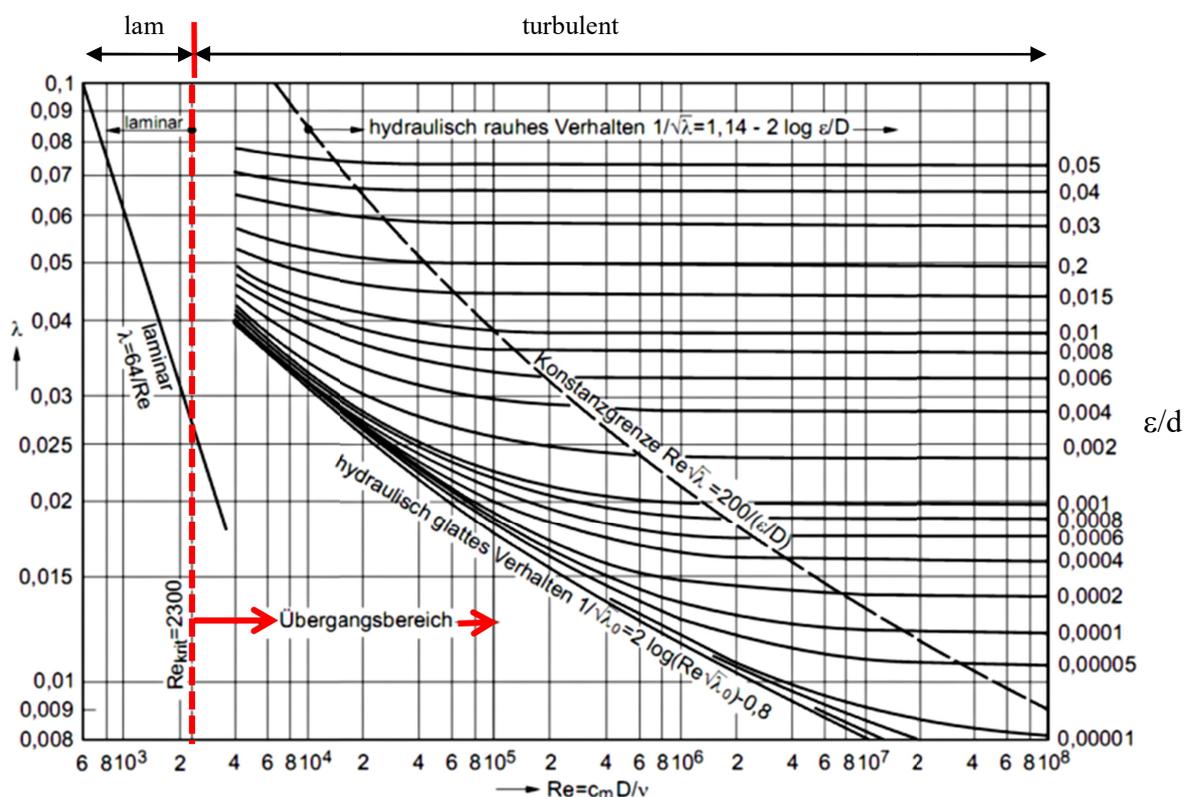


Abbildung 2.15: Moody-Diagramm der Rohrreibungszahl λ für gerade Kreisrohre [9]

Die Turbulenz am Düsenaustritt, die im Düseneinlauf oder im Spritzloch gebildet wird, ist ein wichtiges Kriterium für den Strahlzerfall. Turbulente Verwirbelungen im Düsenloch bilden lokale Quergeschwindigkeiten oder isentrope Schwankungsbewegungen. Bei senkrechtem Einwirken der resultierenden Kräfte auf die Oberfläche des Einspritzstrahls, kommt es in Kombination mit aerodynamischen Kräften zu einer Störung an der Strahloberfläche. Die Störungsauswirkung ist von den Turbulenzeigenschaften abhängig. Kleine und hochenergetische Turbulenzstrukturen erreichen große Störampplituden. Bei deutlicher Überschreitung der kritischen Reynolds-Zahl, dargestellt im Moody-Diagramm (Abb. 2.15), lösen sich Flüssigkeitsteilchen aus dem Einspritzstrahl. Hingegen liegt bei einer Druckzerstäubung mit einer Reynold-Zahl im Grenzbereich keine vollständig ausgebildete turbulente Strömung vor. Zusammenfassend wirkt geringe Turbulenz strahlstabilisierend während hohe Turbulenz den oberflächlichen Impulsaustausch fördert, was eine Tropfenabscherung begünstigt [10].

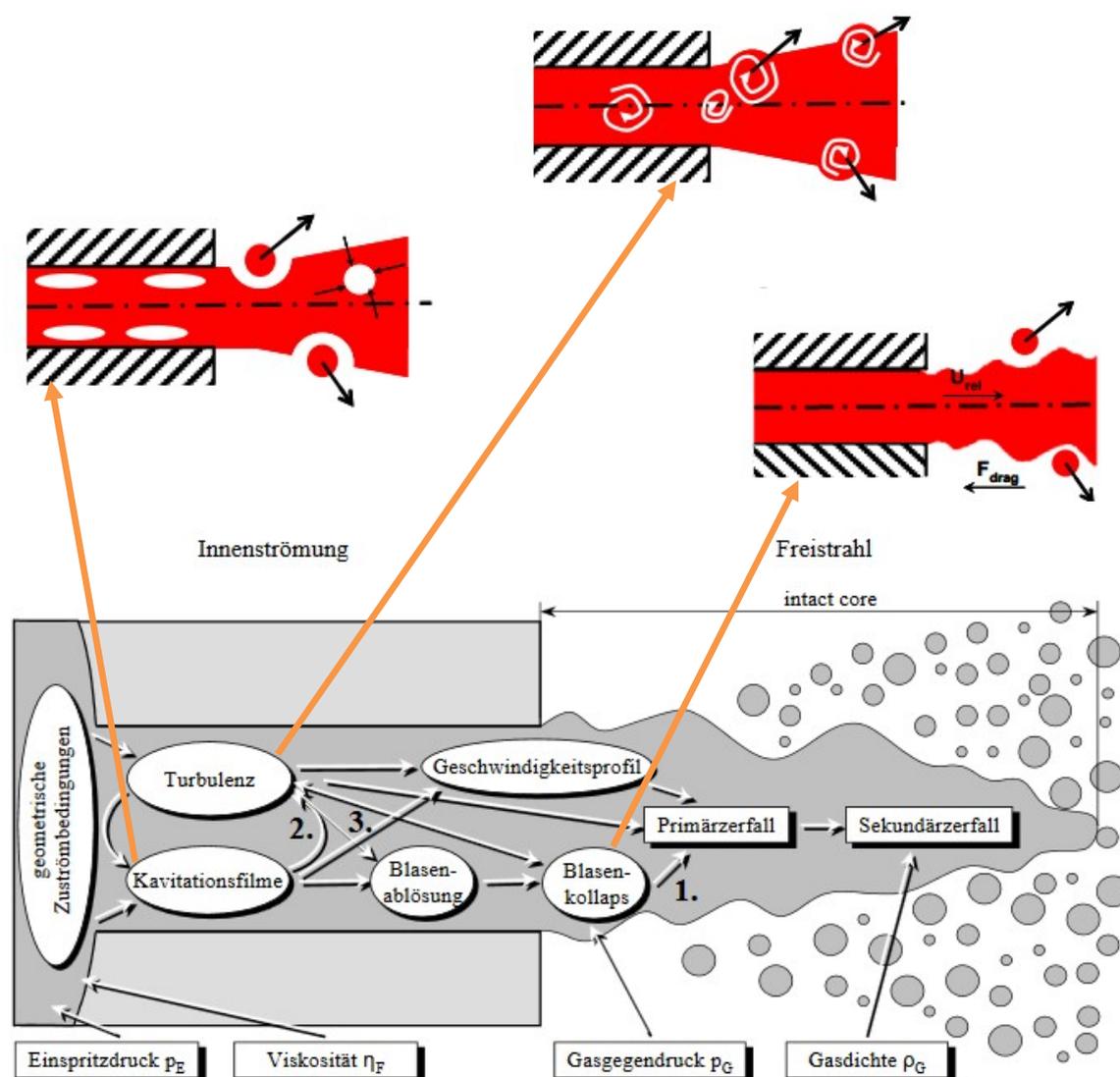


Abbildung 2.16: Zerstäubungsprozess eines flüssigen Strahls [10]

Beim Strahlzerfall entsteht ein Übergang von einem kompakten Kraftstoffstrahl aus der Düsenöffnung in ungleich geformte Flüssigkeitsteilchen und Tropfen. Dieser Zerfallsbereich wird in zwei Phasen aufgeteilt:

Dominieren die Kavitation, die Turbulenz oder die Quergeschwindigkeiten im Düsenloch, wird die Zerfallsart „Primärzerfall“ genannt. Beim „Sekundärzerfall“ sind aerodynamische Kräfte, die meist in weiterer Entfernung zur Düsenöffnung auftreten, ausschlaggebend, dass der Flüssigkeitsstrahl aufricht. In Abbildung 2.16 sind die einzelnen Phasen der Strahlzerstäubung dargestellt, ausgehend von den Vorgängen innerhalb der Einspritzdüse [10].

Kavitationsvorgänge, die vor allem bei der Dieseleinspritzung den Primärzerfall stark beeinflussen, haben bei Injektoren für Saugrohreinspritzung eine untergeordnete Rolle und werden meist vernachlässigt [8].

Außerhalb der Düse wird der Strahl als Freistrahл bezeichnet wobei der komplexe Zerfallsablauf durch Kennzahlen charakterisiert werden kann. Beim Freistrahл handelt es sich um eine Fluidströmung, die durch eine Öffnung in freie, unbegrenzte Umgebung austritt. In dieser Arbeit wird eine runde Öffnungsgeometrie betrachtet, wie sie beim verwendeten Injektor zum Einsatz kommt. Durch die unterschiedlichen Geschwindigkeiten des aus der Düse strömenden Fluides und des Gasraumes der Spraybombe wirken Scherkräfte, aus deren Scherschichten sich ein isothermer Freistrahл entwickelt [11].

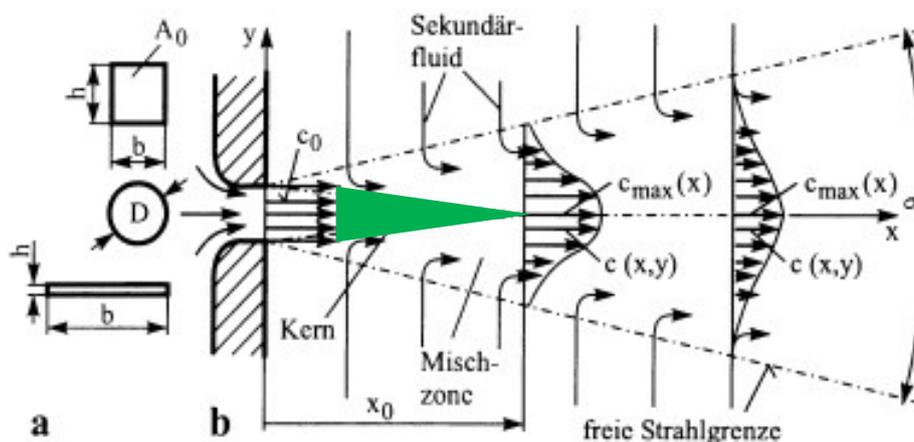


Abbildung 2.17: Freistrahл [11]

Bei $Re > 8500 \div 10000$ am Düsenaustritt geht der Einspritzstrahl nach einer laminaren Anlaufstrecke in einen turbulenten Bereich über. Durch die höhere Geschwindigkeit der Düsenströmung wird das anfänglich ruhende Umgebungsmedium angesaugt und mitgerissen. Das mitbewegte Sekundärfluid bewirkt, dass der Massenstrom im Strahl erhöht und das Geschwindigkeitsprofil am Rand abgeflacht wird. Der sich dabei ausbildende Strahlkern mit der Geschwindigkeit c_0 ist in Abbildung 2.17 grün eingezeichnet und hat eine Länge von

$$x_0 = \frac{D}{m} \quad (2.36)$$

Hier entspricht „D“ dem Düsendurchmesser und „m“ der Mischzahl, die bei runden Freistrahlen zwischen 0,14 und 0,17 liegt. Bei einer Lauflänge von $x > x_0$ wird die Höchstgeschwindigkeit c_{max} im Strahlzentrum verringert:

$$\frac{c_{max}(x)}{c_0} = \frac{x_0}{x} = \frac{D}{mx} \quad (2.37)$$

Der Anstieg des Volumenstromes \dot{V}_x durch das hinzukommende Sekundärfluid wird bezüglich des Volumenstromes am Düsenaustritt \dot{V}_0 zu

$$\frac{\dot{V}_x}{\dot{V}_0} = 2 \frac{x}{x_0} = 2m \frac{x}{D} \quad (2.38)$$

Die vorgestellten Freistrahlgleichungen gelten für waagrechte und senkrechte, isotherme Freistrahlen. Bei unterschiedlichen Temperaturen des eingespritzten Fluids und dem Umgebungsmedium wird der Freistrahls als „nichtisotherm“ bezeichnet [11].

2.5.1 Primärzerfall

Je nach Bedingungen, die am Düsenaustritt herrschen, können unterschiedliche Strahlformen entstehen. Die in Abbildung 2.18 dargestellten Formen gehen mit steigender Re-Zahl vom Zertropfen über das Zerwellen in die Zerstäubung über [8]. In diesem Diagramm werden die Ohnesorge-Zahl und die bereits vorgestellte Reynolds-Zahl doppelt logarithmisch aufgetragen. Die Gasdichte und die Gasviskosität sowie der Gasgehalt und die Geometrie der Einspritzdüse werden hier aber nicht berücksichtigt [10].

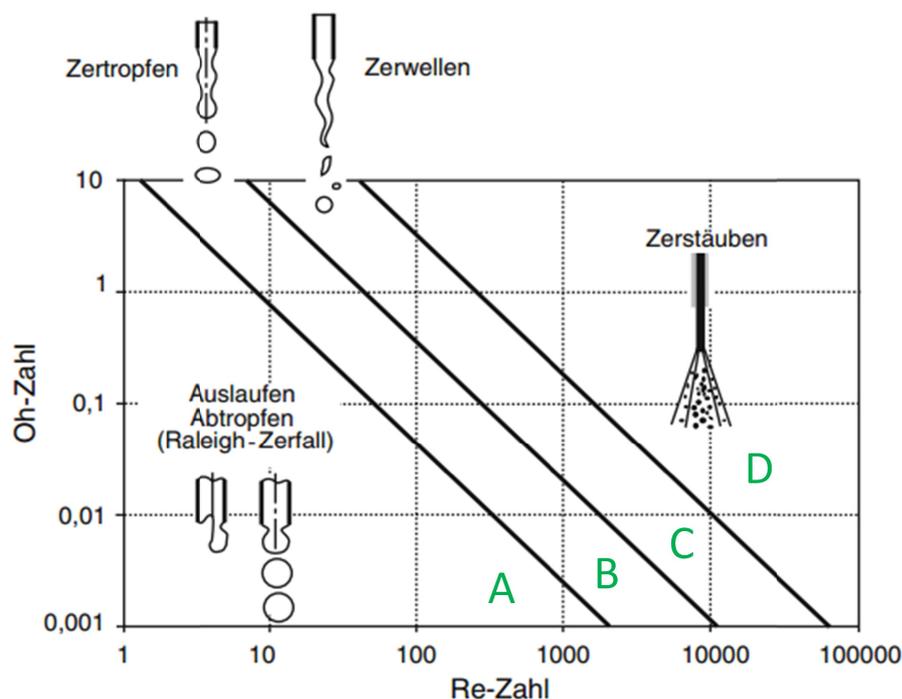


Abbildung 2.18: Strahlformen im Oh-Re-Diagramm [8]

Die Ohnesorge-Zahl beschreibt jene physikalischen Eigenschaften, die den Strahlzerfall maßgeblich beeinflussen. Hier wird vor allem die Auswirkung der Kraftstoffzähigkeit miteinbezogen. Sie ist eine weitere dimensionslose Kennzahl in der die Zähigkeitskräfte durch die Oberflächenkräfte dividiert werden. Mit der Ohnesorge-Zahl wird eine Aussage über die Tropfenstabilität getroffen.

$$Oh = \frac{\eta_{FL}}{\sqrt{(\sigma_{FL} * \rho_{FL} * d)}} \quad (2.39)$$

Der Primärzerfall entsteht durch steigende Instabilität und wird aus dem Fluidstrahl und großen Tropfen gebildet. Einflussparameter auf diese Phase sind die Geschwindigkeitsverteilung innerhalb des Sprays, das Geschwindigkeitsprofil des Einspritzstrahles und die an der Düsenöffnung entstehenden Turbulenz. Die Zerfallsarten werden dabei in vier Zonen (Abb. 2.19) eingeteilt [12].

A:

Beim Rayleigh Zerfall wird durch die Oberflächenspannung der Strahlquerschnitt am Spritzlochaustritt verringert. In großer Entfernung zur Düsenöffnung bilden sich erste Tropfen, die größer als der Öffnungsdurchmesser sein können. Die Strahlaufbruchslänge steigt dabei proportional zur sehr geringen Strömungsgeschwindigkeit des Einspritzstrahles an [10].

B:

Im Bereich der ersten windinduzierten Zerfallsform nimmt bei ähnlich großem Tropfen- und Spritzlochdurchmesser der Abstand vom Düsenende bis zum Einsetzen der Tropfenbildung mit Anstieg der Strahlgeschwindigkeit ab. Die Verkürzung der Strahlaufbruchslänge infolge charakteristischer Oberflächenwellen ist von aerodynamischen Kräften und der Oberflächenspannung abhängig [10].

C:

Der zweite windinduzierte Zerfall begünstigt die Instabilität an der düsen nahen Strahloberfläche, durch aerodynamische Kräfte. Hierbei kommt es zu einer Ablösung von Tropfen, die um ein vielfaches kleiner sind als der Düsendurchmesser. Reitz und Bracco, deren Veröffentlichungen auch als Quellen für die Entwicklung des CFD-Codes Converge verwendet wurden, unterscheiden bei dieser Zerfallsart zwischen der Länge, in der die Strahloberfläche ungestört zusammengehalten wird, und der Strahlaufbruchslänge.

Hierbei wächst die Aufbruchslänge mit dem Anstieg der Strahlgeschwindigkeit an [10].

D:

Im Bereich der Atomisierung setzt der Strahlzerfall unmittelbar am Düsenaustritt ein. Mit dem Anstieg der Strahlgeschwindigkeit wird die dichte Strahlkernlänge verringert [10].

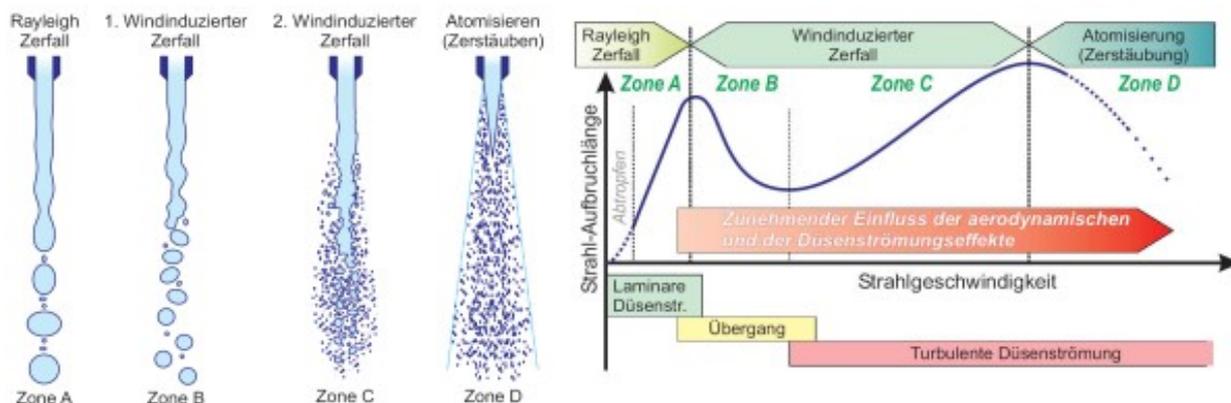


Abbildung 2.19: Zerfallsmechanismen und Zonenaufteilung [10]

2.5.2 Sekundärzerfall

In der zweiten Phase, im sogenannten Sekundärzerfall, werden die Tropfen der ersten Phase in weitere, kleinere zerstäubt. Hierfür sind Wechselwirkungen zwischen den Tropfen und der Einfluss von aerodynamischen Kräften verantwortlich. Die sekundären Zerfallsarten unterscheiden sich nach der Weber-Zahl für das umgebende Medium (Gl 2.40) und zerfallen so lange, bis ein kritischer Wert unterschritten wird. In Abbildung 2.20 sind die sekundären Zerfallsarten, abhängig von der Weberzahl, dargestellt [12].

$$We_g = \frac{\rho_g * u_{rel}^2 * d_{Fl}}{\sigma_{Fl}} \quad (2.40)$$

Die Weberzahl gibt das Verhältnis der Trägheitskräfte des Umgebungsmediums zu den Oberflächenspannungskräften des Tropfens an. Die unterstützende Kraft, die den Strahlzerfall voranschreiten lässt, wächst durch die Relativgeschwindigkeit zwischen dem Kraftstofftropfen mit dem Umgebungsmedium quadratisch an. Hingegen wirkt die Spannung an der Tropfenoberfläche dem Zerfall entgegen und versucht die ideale Tropfenform zu erhalten [12].

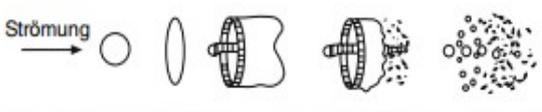
Schwingungszerfall ($12 < We < 18$)	Strömung → 
Blasenzerfall ($18 < We < 45$)	Strömung → 
Keulen- und Blasenzerfall ($45 < We < 100$)	Strömung → 
Grenzschichtabstreifung ($100 < We < 350$)	Strömung → 
Wellenabstreifung ($350 < We < 2670$)	Strömung → 
Zerfall durch Raleigh-Taylor Instabilität ($2670 < We$)	Strömung → 

Abbildung 2.20: Tropfenzerfallsabhängigkeit beim Sekundärzerfall [8]

2.5.3 Sauterdurchmesser (SMD)

Um die Partikelgrößenverteilung von Tropfen in Sprays zu beschreiben, wird der Sauterdurchmesser, im Englischen Sauter mean diameter, kurz „SMD“, verwendet (siehe Gl 2.41). Der SMD wird als Verhältnis des mittleren Volumens zur mittleren Oberfläche definiert und entspricht einem charakteristischen Durchmesser [12].

Ein kleiner SMD bedeutet eine große, mittlere Oberfläche, bezogen auf das mittlere Volumen. Daraus ergibt sich eine effektive Verdampfung, was in Folge eine bessere Gemischbildung bedeutet. Ebenso gehen bei kleineren Tropfen der Wärmeübergang und der Stoffübergang schneller vonstatten, da kleinere Tropfen eine geringere Wärmekapazität bei gleichzeitig größerer spezifischer Tropfenoberfläche aufweisen. Bei zu großen Tropfen besteht die Gefahr, dass sie bei Umlenkungen, wie sie z.B. in Saugrohren vorkommen, der Strömung nicht folgen können und an die Wände prallen. Der Sauterdurchmesser kann keine Aussage über die Tropfengrößenverteilung in einem Spray treffen. Deshalb kann es möglich sein, dass zwei unterschiedliche Spraybilder mit einer unterschiedlichen Tropfenverteilung den gleichen SMD haben [12].

$$D_{32} = \frac{\sum nd_T^3}{\sum nd_T^2} \quad (2.41)$$

Da standardmäßig in Converse keine Möglichkeit besteht den SMD auszuwerten, musste eine User Defined Function (UDF) erstellt werden. Die UDF ist ein Unterprogramm, das zusätzliche Funktionen wie z.B. Spraycharakteristiken, benutzerdefinierte Randbedingungen sowie Gas -und Flüssigkeitseigenschaften bereitstellt.

Mit der für diese Masterarbeit programmierten UDF kann der Sauterdurchmesser in zwei variablen Eindringtiefen ermittelt werden. Dabei wurde der Auswertebereich als Zylinder mit einem Durchmesser von 9 mm definiert, um so möglichst genau den realen Auswertebereich des Laserstrahles aus dem Experiment nachzubilden.

2.6 Eingesetzte Modelle für die Sprayauflösung in Converge

Converge verfügt über unterschiedliche Zerstäubungsmodelle, im Englischen breakup models, die auf physikalischen Prozessen basieren. In diesem Kapitel werden die Modelle vorgestellt, die in dieser Masterarbeit eingesetzt wurden.

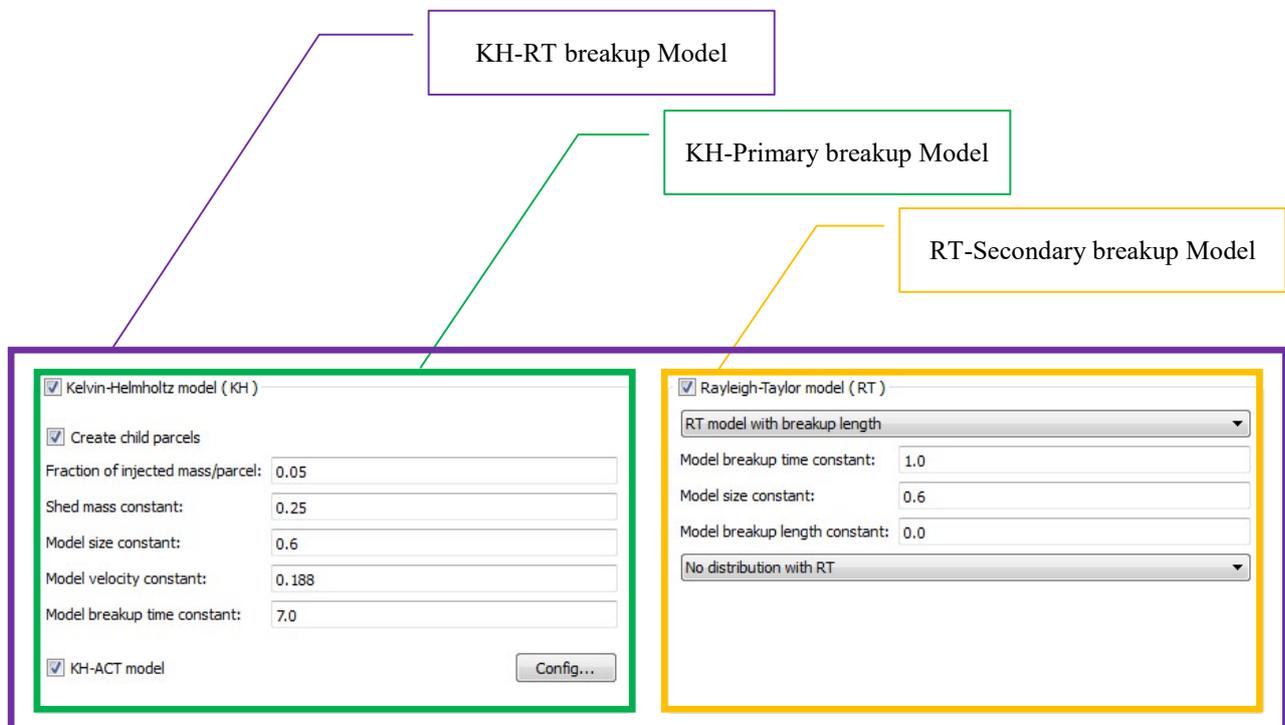


Abbildung 2.21: Oberfläche zur Modellauswahl in Converge

2.6.1 Kelvin-Helmholtz Breakup Model (KH) [5]

Die Kelvin-Helmholtz-Instabilität bezieht sich auf aerodynamische Wechselwirkungen bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten. Durch die Druckabsenkung der beschleunigten Strömung wird der Tropfenaufbruch aus der flüssigen Oberfläche verursacht [13].

Im KH-Modell kommt die primäre Strahlauflösung zur Anwendung, die auf der Untersuchung eines flüssigen Strahls von Reitz und Bracco (1986) passiert. Verwendet wird ein polares Koordinatensystem (R & φ), das sich mit dem Einspritzstrahl mitbewegt. Vereinfacht wird das Medium, in das eingespritzt wird, als stationäres, inkompressibles und reibungsfreies Gas angenommen [5].

Im KH-Modell werden Parcels angegeben, deren Durchmesser dem Düsenlochdurchmesser gleichgesetzt wird. Dabei entspricht ein Parcel einem Teilbereich von statistisch verteilten Tropfen mit gleichen Eigenschaften. Es gilt eine günstige Parcel-Zahl, die von der Temperatur, der Größe und der Geschwindigkeit abhängig ist, zu wählen [5].

In der folgenden Beschreibung, die den Ablauf des KH-Modells aufzeigt, wird der Parcelradius vor der Zerstäubung mit r_p für „parent parcels“, und nach der Zerstäubung mit r_c für „child parcels“ bezeichnet.

Mit der Relativgeschwindigkeit $u_{rel} = |u_g - u_{Fl}|$, in welcher mit u_g die Gasgeschwindigkeit in der Domain und u_{Fl} die Strömungsgeschwindigkeit des Einspritzstrahles bezeichnet

werden, folgt die Definition der erforderlichen Kennzahlen. Es werden die Ohnesorge (Gl 2.45) -und die Taylor-Zahl (Gl 2.46) sowie die Reynolds-Zahl (Gl 2.44) und die Weberzahlen für das Fluid (Gl 2.42) und für das umgebende Gas (Gl 2.43) herangezogen [5].

$$We_{Fl} = \frac{\rho_{Fl} u_{rel}^2 r_p}{\sigma_{Fl}} \quad (2.42)$$

$$We_g = \frac{\rho_g u_{rel}^2 r_p}{\sigma_{Fl}} \quad (2.43)$$

$$Re_{Fl} = \frac{u_{rel} r_p}{\nu_{Fl}} \quad (2.44)$$

$$Oh_{Fl} = \frac{\sqrt{We_{Fl}}}{Re_{Fl}} \quad (2.45)$$

$$T = \frac{Oh_{Fl}}{\sqrt{We_g}} \quad (2.46)$$

Im KH-Modell wird angenommen, dass der Strahlaufbruch laut Gleichung 2.49 proportional, zur instabilen Oberflächenwelle Λ_{KH} (Gl 2.47) abläuft, die das schnellste Wachstum aufweist:

$$\Lambda_{KH} = 9,02 \frac{(1 + 0,45 Oh_{Fl}^{0,5})(1 + 0,4T^{0,7})}{(1 + 0,87We_g^{1,67})^{0,6}} r_p \quad (2.47)$$

Die max. Wachstumsrate ist in Gleichung 2.48 dargestellt.

$$\Omega_{KH} = \frac{(0,34 + 0,38 We_g^{1,5})}{(1 + Oh_{Fl})(1 + 1,4T^{0,6})} \sqrt{\frac{\sigma_{Fl}}{\rho_{Fl} r_p^3}} \quad (2.48)$$

$$r_c = B_0 \Lambda_{KH} \quad (2.49)$$

Der für das jeweilige Einspritzmodell am besten passende Einstellparameter B_0 , kann durch mehrere Variationsrechnungen ermittelt werden [5].

Beim Strahlaufbruch wird der Radius des „parent parcel“ durch den Massenverlust reduziert. Die Änderungsrate von r_p wird durch die Gleichung 2.50 berechnet.

$$\frac{dr_p}{dt} = \frac{(r_p - r_c)}{\tau_{KH}} \quad (r_c \leq r_p) \quad (2.50)$$

Die Aufbruchzeit τ_{KH} ist in Gleichung 2.51 definiert, wobei B_1 einen weiteren Einstellparameter darstellt. Dieser Parameter ist bei jedem Injektor unterschiedlich und wirkt sich in einer früheren oder späteren Sprayauflösung aus [5].

$$\tau_{KH} = \frac{3,726 B_1 r_p}{\Lambda_{KH} \Omega_{RT}} \quad (2.51)$$

Während des Strahlaufbruches werden Flüssigkeitsteilchen aus den „parent parcels“ herausgebrochen. Besitzen diese Teile genügend Masse (Gl 2.52), dann werden sie als „child parcel“ bezeichnet. Dieser Vorgang kann durch den Einstellwert „newparcel_cutoff“ abgeändert werden. Nur wenn die Masse des herausgebrochenen Tropfenteilchens den vom Benutzer vorgegebenen Wert überschreitet, wird ein child parcel erzeugt. Normalerweise schwankt dieser Wert zwischen drei und fünf Prozent der durchschnittlich eingespritzten Parcelmasse. In der Gleichung 2.52 wird weiters der „shed_factor“ s berücksichtigt. Mit diesem Faktor kann der Massenanteil variiert werden, der von einem „parent parcel“ in ein „child parcel“ übergeht [5].

$$\sum_n s N^n \frac{4}{3} \pi \rho_{Fl} \left[(r_p^n)^3 - (r_p^{n+1})^3 \right] \quad (2.52)$$

Wenn nun der vorgestellte Vorgang eintritt und in der Zerstäubung Tochtertröpfchen enthalten sind, dann wird eine Geschwindigkeitskomponente normal auf den Weg des Muttertröpfens erzeugt (Gl 2.53). Durch die Modellkonstante C_1 ist eine weitere Einstellmöglichkeit gegeben [5]:

$$v_n = C_1 \Lambda_{KH} \Omega_{KH} \quad (2.53)$$

Eine erweiterte Modellausführung wird in Converge durch das KH-ACT Model bereitgestellt. Bei der Auswahl dieses Modells werden Aerodynamik, Kavitation und Turbulenz in die Berechnung des primären Strahlaufbruches miteinbezogen [5].

2.6.2 Rayleigh-Taylor Breakup Model (RT) [5]

Als weiterer Zerfallsmechanismus ist die Rayleigh-Taylor-Instabilität zu betrachten, welche ebenso für die Topfenaufspaltung verantwortlich ist. Dieses Modell betrachtet die Zerstäubung von den bereits abgespaltenen großen, in weitere kleinere Tropfen, was als secondary breakup bezeichnet wird. Die instabilen RT-Wellen treten aufgrund großer Tropfenverzögerung infolge der Widerstandskraft $|F_{D,i}|$ auf [5].

$$|F_{D,i}| = M_d |a_i| = M_d \frac{3}{8} C_d \frac{\rho_g |u_{rel,i}|^2}{\rho_{Fl} r_p} \quad (2.54)$$

In der Gleichung 2.54 bezeichnet $|a_i|$ die Tropfenverzögerung, M_d die Tropfenmasse und C_d den Widerstandskoeffizienten. Standardmäßig werden in RT-Modellen Gas- und Flüssigkeitsviskosität vernachlässigt. Die auf dem schnellsten Wege anwachsende Wellenlänge Λ_{RT} , in der die Viskosität nicht berücksichtigt wird, ist in Gleichung (2.55) und die dazugehörige Wachstumsrate in Gleichung (2.56) dargestellt [5].

$$\Lambda_{RT} = 2\pi \sqrt{\frac{3\sigma}{a(\rho_l - \rho_g)}} \quad (2.55)$$

$$\Omega_{RT} = \sqrt{\frac{2}{3\sqrt{3}\sigma} \frac{[a(\rho_l - \rho_g)]^{3/2}}{\rho_l + \rho_g}} \quad (2.56)$$

Da die Viskosität die Tropfenverzögerung aber erheblich beeinflussen kann, wird in dem von Converse verwendeten RT-Modell diese auch berücksichtigt. Gleichung (2.57) zeigt die Wachstumsrate, in der die Viskosität beinhaltet ist [5].

$$\begin{aligned} \Omega_{RT} = & -k_{RT}^2 \left(\frac{\mu_{Fl} + \mu_g}{\rho_{Fl} + \rho_g} \right) \\ & + \sqrt{k_{RT} \left(\frac{\rho_{Fl} - \rho_g}{\rho_{Fl} + \rho_g} \right) a - \frac{k_{RT}^3 \sigma}{\rho_{Fl} + \rho_g} + k_{RT}^4 \left(\frac{\mu_{Fl} + \mu_g}{\rho_{Fl} + \rho_g} \right)^2} \end{aligned} \quad (2.57)$$

Die in Converge verwendete Wellenzahl k_{RT} wird numerisch gelöst und in Gleichung 2.58 dargestellt.

$$k_{RT} = \frac{2\pi}{\Lambda_{RT}} \quad (2.58)$$

Ist der Wert der skalierten Wellenlänge $C_{RT} \cdot \Lambda_{RT}$ kleiner als der Tropfendurchmesser, kann angenommen werden, dass RT-Wellen auf der Tropfenoberfläche heranwachsen. Mit Beginn des Wellenwachstums wird die Wachstumszeit überwacht und ein Vergleich mit der Aufbruchzeit τ_{RT} aufgestellt.

$$\tau_{RT} = \frac{C_{\tau}}{\Omega_{RT}} \quad (2.59)$$

Die Konstante C_{τ} ist dabei ein Einstellparameter, der standardmäßig den Wert 1 besitzt aber dennoch abgestimmt werden sollte. Wenn die Wachstumszeit der RT-Wellen nun größer als die Aufbruchszeit ist, geht man davon aus, dass die Tropfen aufgrund der RT-Instabilität aufbrechen. Der neue Radius der so entstandenen kleineren Tropfen r_c ist in Gleichung 2.60 definiert.

$$r_c = \frac{\pi C_{RT}}{k_{RT}} \quad (2.60)$$

Ein weiterer Variationsparameter wird mit C_{RT} angegeben.

2.6.3 KH-RT Breakup Length Model [5]

Da in der Kraftstoffeinspritzung ein fließender Übergang zwischen der primären -und der sekundären Phase vorhanden ist, gibt es in Converge die Möglichkeit, die beiden bereits vorgestellten Spraymodelle KH – und RT gemeinsam auszuführen.

Bei dieser Auswahl wird von einer Aufbruchlänge L_b (Gl 2.46) ausgegangen. Die Tropfengröße am Injektoraustritt, wird bei dieser Anwendung dem Düsendurchmesser gleichgesetzt. C_{bl} bezeichnet die Zerfallslängenkonstante, mit der die Sprayaufspaltung vergrößert bzw. reduziert werden kann.

$$L_b = C_{bl} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} d_0 \quad (2.61)$$

Innerhalb dieser Aufbruchlänge kommt nur die KH-Instabilität zum Einsatz. Außerhalb von L_b werden beide Mechanismen verwendet. Hier wird überprüft, ob das RT-Modell die Tropfen auflösen kann. Ist das nicht der Fall, so ist das KH-Modell für die Auflösung der Tropfen zuständig.

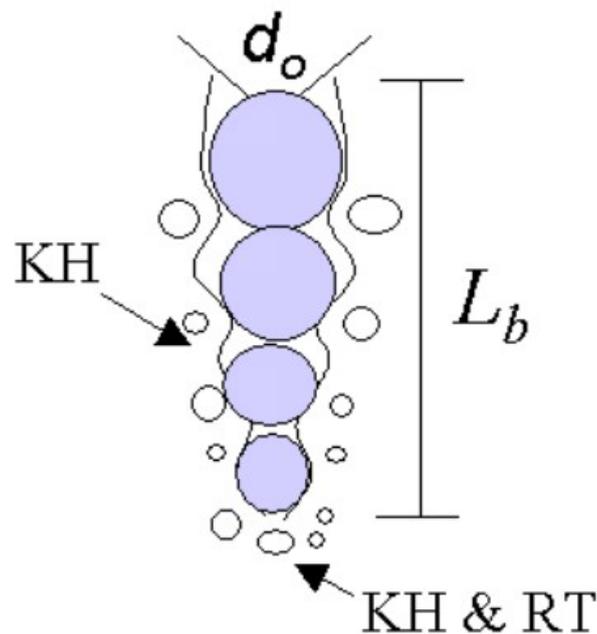


Abbildung 2.22: Aufbruchlänge und Bereichseinteilung im KH-RT Modell [5]

3 Injektorvermessung

Die Firma Bosch, mit Sitz in Braunschweig, wurde dazu beauftragt einen von BRP-Rotax verwendeten Injektor zu vermessen. Die daraus erhaltene Injektorcharakteristik dient als Randbedingung sowie Vergleichszweck für das Spraymodell in dieser Masterarbeit.

Die Ansteuerung des Injektors erfolgt bei der Vermessung gleich wie im motorischen Einsatz. Abbildung 3.1 zeigt die Steuerverläufe, die während eines Einspritzzyklus verwendet werden.

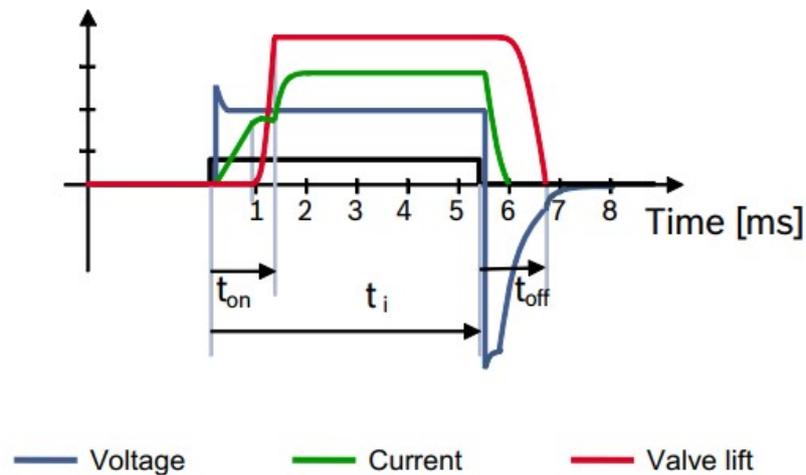


Abbildung 3.1: Injektorsteuerung

t_{on} : Zeit, ab Stromansteuerung bis das Ventil vollständig geöffnet ist

t_i : Zeit der Stromansteuerung des Injektors

t_{off} : Nachlaufzeit ab Stromabschaltung, bis das Ventil völlig geschlossen ist

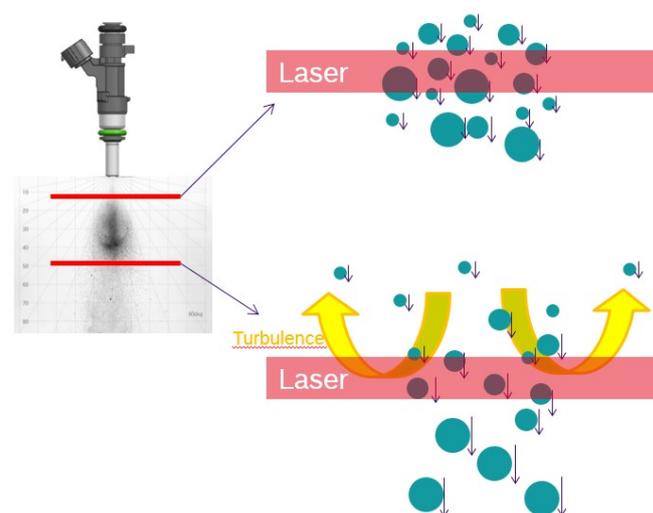


Abbildung 3.2: Laseranordnung

Bei der Charakterisierung eines Einspritzstrahles spielen die Tropfengröße und die Tropfenverteilung eine entscheidende Rolle. Die Firma Bosch verwendet für die Vermessung des Injektors, die speziell für diese Masterarbeit durchgeführt wurde, zwei Messpositionen (s. Abb. 3.2). Der Laserstrahl, der an diesen Positionen die Vergleichsdaten für die Spraysimulation liefert, wird durch die erfassten Tröpfchen gebrochen. Das Beugungsverhalten, das der Laserstrahl dabei aufweist, ist von der Größenordnung der Tropfen abhängig. Die gebeugte Laserposition sowie die Strahlintensität werden in jedem Zeitschritt durch einen Sensor erfasst. In weiterer Folge wird aus den Messdaten eine Tröpfchengrößenverteilung berechnet. In Abbildung 3.3 ist das Messprinzip der Firma Bosch grafisch dargestellt

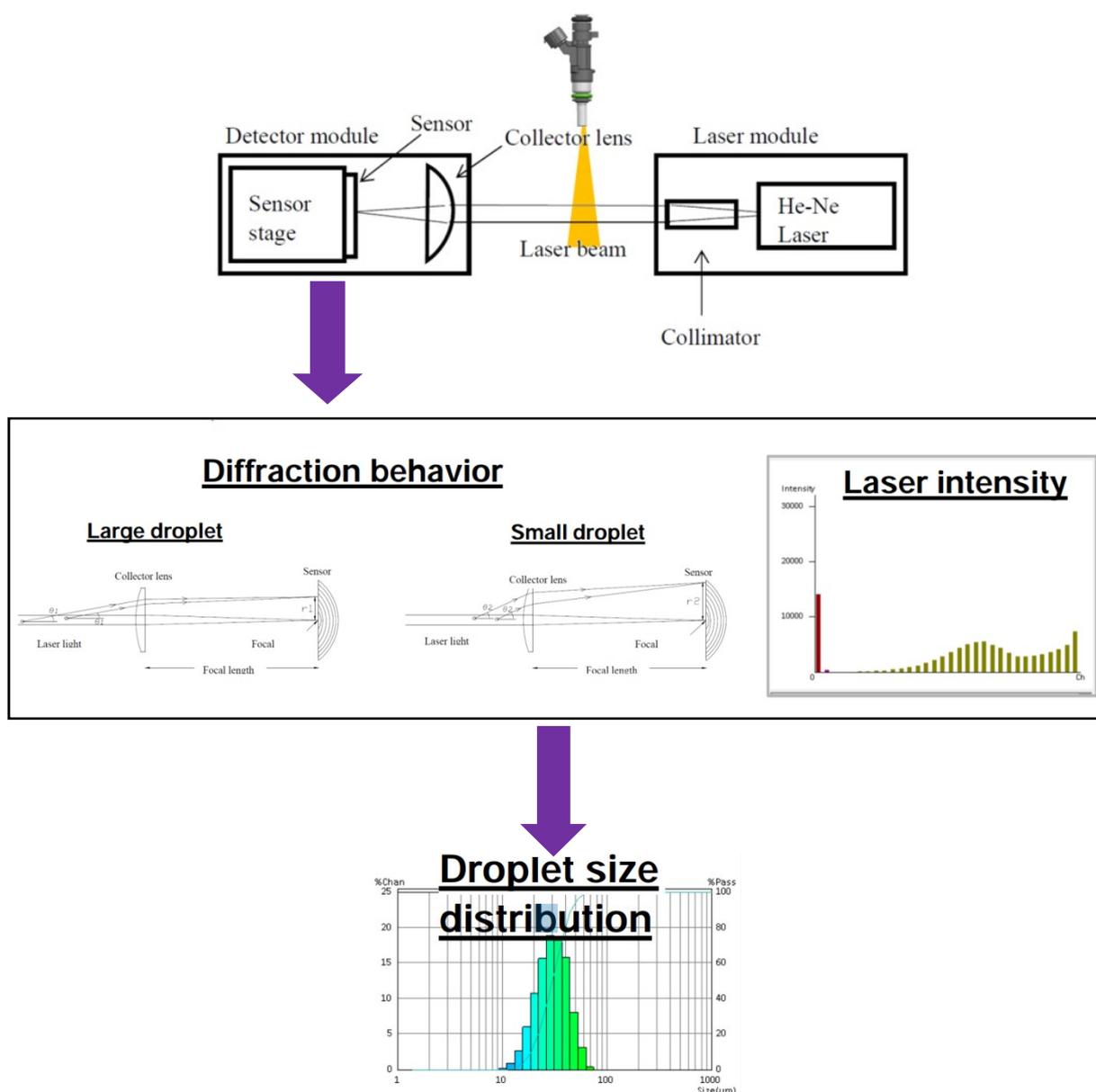


Abbildung 3.3: Messprinzip der Laservermessung

Bei dem eingesetzten Injektor handelt es sich um einen Typ C der verwendeten Baureihe, welche einen Spraykegelwinkel α_{80} von 20° aufweist. Die Bezeichnung α_{80} bedeutet, dass sich 80% der gesamten Kraftstoffmasse in diesem Bereich befinden.



Abbildung 3.4: Kegelwinkel bei einem Typ C-Injektor

Die Bestimmung von α_{80} erfolgt mit der „radialen Segmentmethode“, die in Abbildung 3.5 dargestellt ist. Dabei wird die Kraftstoffmasse mit einem Abstand von 143 mm vom Düsenende auf konzentrische Ringe gespritzt. Mit der injizierten Masse, die in den Ringen gesammelt wird, kann auf den Sprühwinkel geschlossen werden

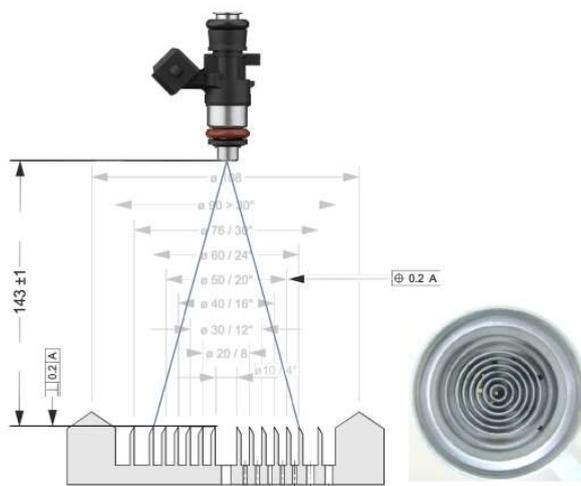


Abbildung 3.5: Radiale Segmentmethode

Für den optischen Strahlabgleich und zum Abstimmen der Eindringtiefe, werden Bilder einer Hochgeschwindigkeitskamera verwendet.

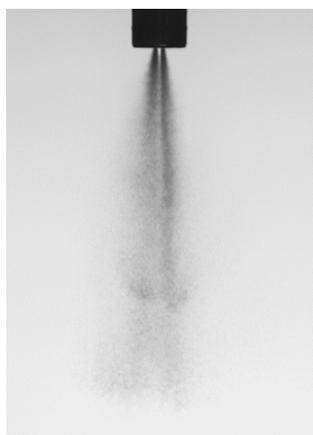


Abbildung 3.6: Spraybild der Hochgeschwindigkeitskamera

4 Erstellen und Abgleichen eines CFD-Einspritzmodells durch Messdaten eines gängigen Injektors der Firma BRP-Rotax

Um die Charakteristik des verwendeten Injektors virtuell möglichst realitätsnahe nachzubilden, gilt es der Umgebungsgeometrie die realen Randbedingungen vorzugeben sowie den Injektor zu parametrisieren. Weiters muss eine ideale Abstimmung der Einstellparameter bezüglich Rechengenauigkeit und einer akzeptablen Rechenzeit gefunden werden.

4.1 Spraybombe

Als ersten Schritt, der „Pre-processing“ genannt wird, werden Input-Files erzeugt, die in weiterer Folge dem Solver als Berechnungsgrundlage dienen. Die Geometrie, die in Abbildung 4.1 dargestellt ist, wird mit dem CAD-Programm Creo erstellt und im Anschluss als STL-Datei in den CFD-Preprocessor importiert. Ausgangsgeometrie für die Spraybombe ist ein Zylinder mit einem Durchmesser von 100 mm und einer Länge von 200 mm.

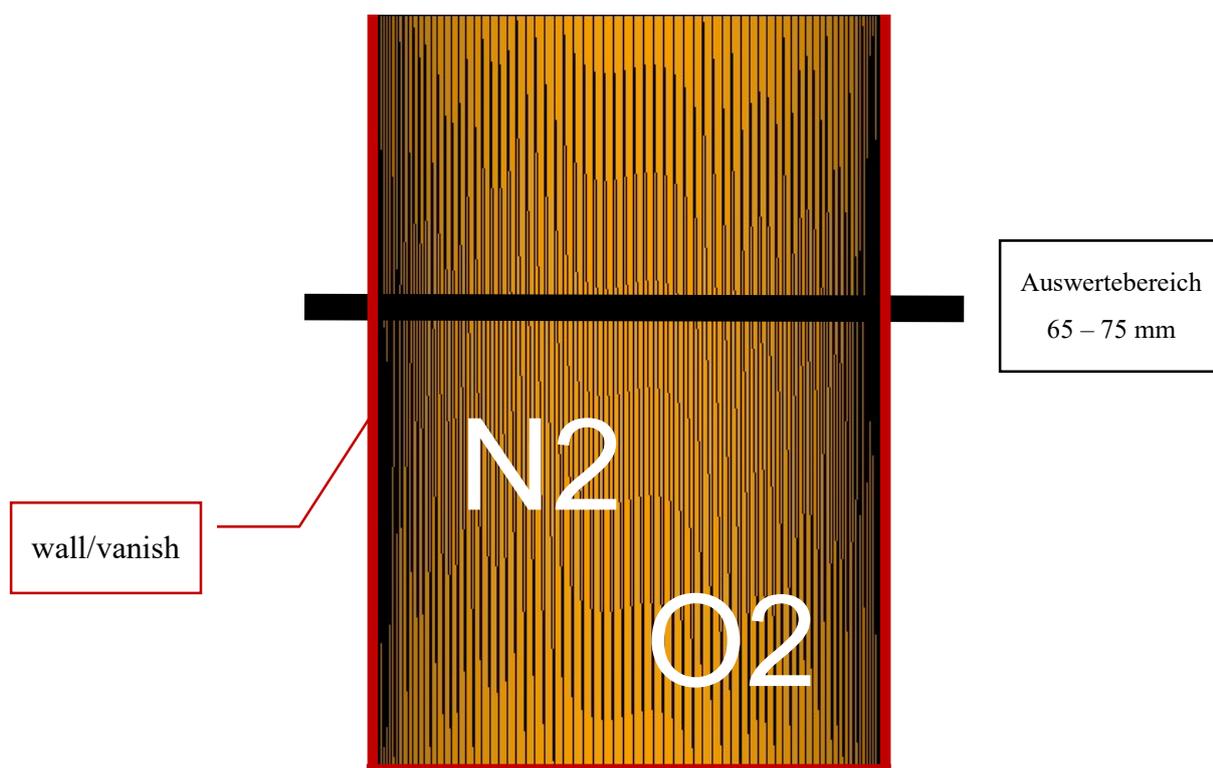


Abbildung 4.1: Startgeometrie Spraybombe

Die Netzerstellung erfolgt in Converge automatisch, es muss lediglich das Flächennetz auf Überschneidungen und auf geschlossene Konturen untersucht werden. Bei Fehlern gilt es dann abzuschätzen, ob es sinnvoll ist, die Geometrie in Converge zu reparieren oder eine neue STL-Datei zu erzeugen. Die letztgenannte Methode erweist sich dabei oftmals als die schnellere.

Die erzeugte Geometrie sollte so groß wie nötig sein, um den Sprayvorgang nicht zu beeinflussen und so klein wie möglich, um unnötige Rechenzeit zu vermeiden.

Die Zylinderwandung sowie die Bodenfläche sind als wall/vanish definiert. Dadurch wird eine Interaktion der Tropfen mit den Flächen an der Seite bzw. am Boden verhindert. Mit dieser Eingabe strömen die Tropfen, sollten sie an der Wandung angelangen, durch diese hindurch. Diese Einstellung beugt einer Rückwirkung der Zylinderwandung auf den Spray vor und dadurch einer Beeinflussung auf das Rechenergebnis.

Das Gitter, das zu Beginn in der gesamten Geometrie gleich ist, hat eine Kantenlänge von 4 mm. Aus Abschnitt 2.3 ist bereits bekannt, dass für eine Spraysimulation der transiente Solver zum Einsatz kommt.

Das Zylindervolumen, das den Sprayraum aus der Injektorvermessung darstellt, wird als Umgebungsluft angesehen, mit einem Druck von 1 bar sowie einer Temperatur von 300 K. Das Luftgemisch wird mit 0,79 % Stickstoff und 0,21 % Sauerstoff definiert. Wie in Abschnitt 2.5.3 bereits erklärt, ist eine UDF notwendig, um in einer ersten Auswerteebene zwischen 65 und 75 mm den Sauterdurchmesser sowie die Tropfenverteilung in verschiedenen einstellbaren Teilbereichen, den sogenannten Bins, berechnen zu können.

Die Ergebnisdaten der UDF werden in Output-Files ausgelagert. Diese Daten können in Tabellenkalkulationsprogramme übergeführt werden, in denen sich nützliche Vergleichsdiagramme erstellen lassen. Das Auslagern der durch die UDF erzeugten Daten, sowie das Ausschreiben der durch Converge berechneten 3D-Daten, wird „Post- Processing“ genannt. Für die Auswertung der 3D-Daten kommt das Visualisierungsprogramm „Ensign“ zur Anwendung. Dieses Programm ermöglicht den Abgleich der Spraybilder aus der Injektorvermessung mit der Simulation.

4.2 Injektor Parametrisierung

Bevor ein Spraymodell simuliert werden kann, benötigt es einige Voreinstellungen zur Injektor-Charakterisierung sowie die Vorgabe des verwendeten Mediums.

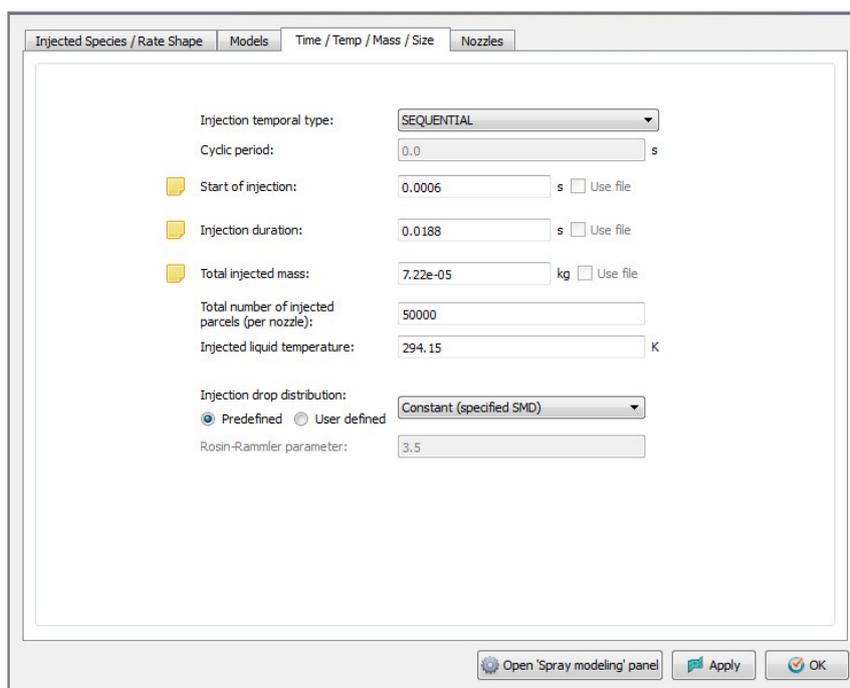


Abbildung 4.2: Oberfläche I

Es müssen Einspritzbeginn und Einspritzdauer, sowie der Einspritzverlauf und die gesamte eingespritzte Kraftstoffmasse vorgegeben werden. Die eingesetzte Kraftstoffmasse wird von Converge gleichmäßig auf alle Einspritzdüsen eines Injektors aufgeteilt. Mit der Eingabe der Parcels pro Düse wird vom Anwender vorgegeben, auf wie viele Parcels sich der Kraftstoffanteil jeder Düse aufteilt. Dabei steigert eine Erhöhung der Parcelanzahl die Genauigkeit und die Stabilität des Rechenergebnisses, zugleich wird aber auch die Rechenzeit angehoben.

Ein vorrangiges Ziel dieser Arbeit ist es, die Abstimmung ohne vorgegebene Tropfenverteilungsfunktion, wie z.B. durch Rosin-Rammler, zu bewerkstelligen. Mit dieser Auswahl könnten die eingesetzten Zerstäubungsmodelle nur schlecht bis gar nicht bewertet werden, da der Simulation eine statistische Tropfenverteilung vorgegeben wird. In Abbildung 4.2 und Abbildung 4.3 werden zwei Oberflächenbereiche aus dem verwendeten Programmpaket Converge gezeigt, in denen einige Injektorparameter eingestellt werden können.

The screenshot shows a configuration window for an injector. The parameters are as follows:

Nozzle diameter:	0.00026	m	
Nozzle length:	0.001	m	
Sauter mean diameter (SMD):	0.00026	m	
Initial drop distortion for TAB breakup:	0.0		
Circular injection radius:	0.00013	m	
Spray cone angle:	9.0	deg <input type="checkbox"/> Use file	
Spray thickness for hollow cone sprays:	10.0	deg	
Nozzle radial position:	0.0	m	
Nozzle axial position:	0.0	m	
Nozzle azimuthal position:	0.0	deg	
Tilt angle in the xy plane:	0.0	deg	
Tilt angle in the xz plane:	0.0	deg	
Coordinate of nozzle (x,y,z):	0.00041	0.00041	0.0001
Spray orientation vector (x,y,z):	0.04	0.04	1.0
Coordinate System:	Global		

At the bottom, there are checkboxes for 'Show spray cone' (checked) and 'Nozzle label color'. Two color selection buttons are visible: one with a cyan color and one with a black color. 'Apply' and 'OK' buttons are at the bottom right.

Abbildung 4.3: Oberfläche II

Weiters werden Geometriedaten der Düsen sowie der SMD am Düsenaustritt benötigt. In der Injektorvermessung sowie in der Simulation, wird n-Heptan als Einspritzmedium verwendet. Um die Charakteristik des Injektors genau zu treffen, gilt es grundsätzlich einen möglichst real nachgebildeten Einspritzverlauf zu implementieren.

In der Simulationshierarchie kommt dieser Verlauf aber erst ab der Geometrievariation zur Anwendung. In der Zeitkonvergenzstudie wird ein konstanter Einspritzverlauf verwendet, um eine bessere Aussage bezüglich Konvergenzverhalten treffen zu können.

4.3 Zeitkonvergenzstudie (Loop - 1)

Eine Grundvoraussetzung jeder transienten Strömungssimulation ist es, für jeden Zeitschritt ein konvergentes Rechenergebnis zu erhalten. Dies ist erreicht, wenn die diskretisierten Gleichungen bis zu einer spezifizierten Toleranzgenauigkeit berechnet werden und nach einer gewissen Anzahl an inneren Iterationschritten, das Rechenergebnis gegen einen Wert strebt. Da es sich im speziellen Fall um einen quasistationären Vorgang handelt, ist auch anzunehmen, dass das Rechenergebnis über die einzelnen Zeitschritte hinaus konvergent ist, das heißt gegen einen Wert strebt.

In den ersten Simulationsversuchen wurde das Kelvin-Helmholtz Zerstäubungsmodell, das in Abschnitt 2.6.1 erklärt wird, ausgewählt. In dieser Arbeit wird eine Spraysimulation betrachtet, in der sowohl in der Messung als auch in der Simulation, aufgrund der besseren Vergleichsmöglichkeiten, zeitabhängige Messdaten verwendet werden.

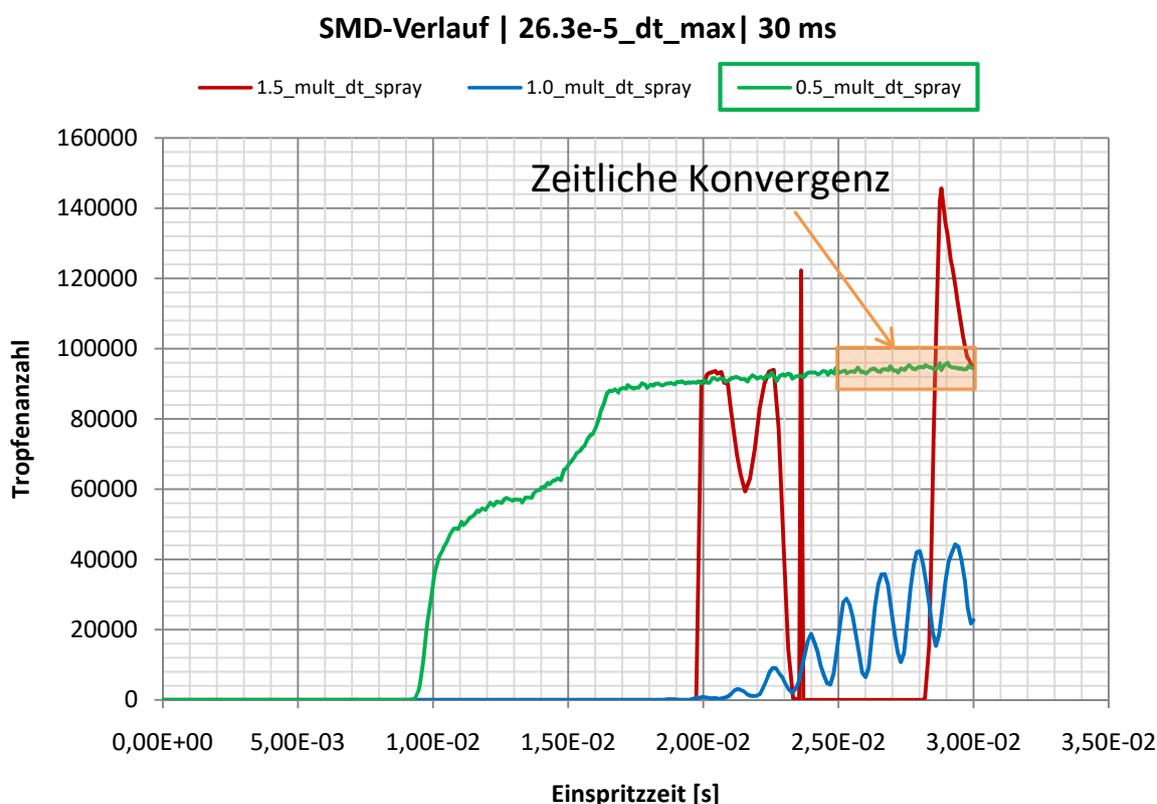


Abbildung 4.4: Variation mult_dt_spray

Die max. Zeitschrittweite wird in den ersten Berechnungen auf $dt_{max} = 26,3 \text{ e-5s}$ gestellt. Dieser Wert, der aus einer überschlagsmäßigen Vorberechnung der Strömungsgeschwindigkeit bei kritischem Druckverhältniss stammt, spiegelt eine sinnvolle Größenordnung wieder, da auch für Verbrennungsberechnungen der Firma Rotax typischerweise eine Zeitschrittweite von e-5 s zum Einsatz kommt. Die Laufzeit von 30 ms ist in diesen Berechnungen etwas höher angesetzt, um jedenfalls die zeitliche Konvergenzdauer zu erfassen.

In Converte ähnelt der Parameter $mult_{dt_spray}$ der automatischen Zeitschrittregulierung bezogen auf den Einspritzstrahl. Die Begrenzung für eine Zeitschrittreduzierung wird dt_{spray}

genannt und ist in Gleichung 4.1 dargestellt. Wird in einer Simulation der max. Zeitschritt erreicht, kommt es zu einer automatischen Reduzierung der Zeitschrittweite.

$$dt_{spray} = \min \left[\frac{dx}{parcel_{velocity}} \right] mult_{dt_{spray}} \quad (4.1)$$

Abbildung 4.4 stellt die Variation des $mult_{dt_{spray}}$ Parameters dar. Der durch Converge vorgegebene Standardwert von 1,5, ergibt ein stark oszillierendes Rechenergebnis, welches dem roten Verlauf entspricht. Bei einem $mult_{dt_{spray}}$ von 0,5 der gleichzeitig dem kleinstmöglichen Wert entspricht, konnte ein konvergentes Rechenergebnis (siehe grüner Verlauf) erreicht werden. Hier ist im Bereich zwischen 25 ms und 30 ms Laufzeit nur mehr ein sehr geringer Anstieg der Funktion, die die Tropfenanzahl über der Einspritzzeit aufzeigt, ersichtlich. Dieser Verlauf weist ein ausreichendes zeitliches Konvergenzverhalten auf.

Da die Zeitschrittweite mit dem Parameter $mult_{dt_{spray}}$ nicht weiter reduziert werden kann, wird der Einfluss einer weiteren Zeitschrittreduktion durch Begrenzung des Parameters dt_{max} vorgenommen (s.Abb. 4.5).

Die Auswertung ergibt eine Verschiebung des Strahlaufbruchs auf der Zeitachse, wobei ein stabiles Ergebnis im Bereich der Zeitschrittweite von $1e-5$ erreicht wird. Diese Größenordnung entspricht etwa der Zeitschrittweite, die auch in der Motorensimulation verwendet wird.

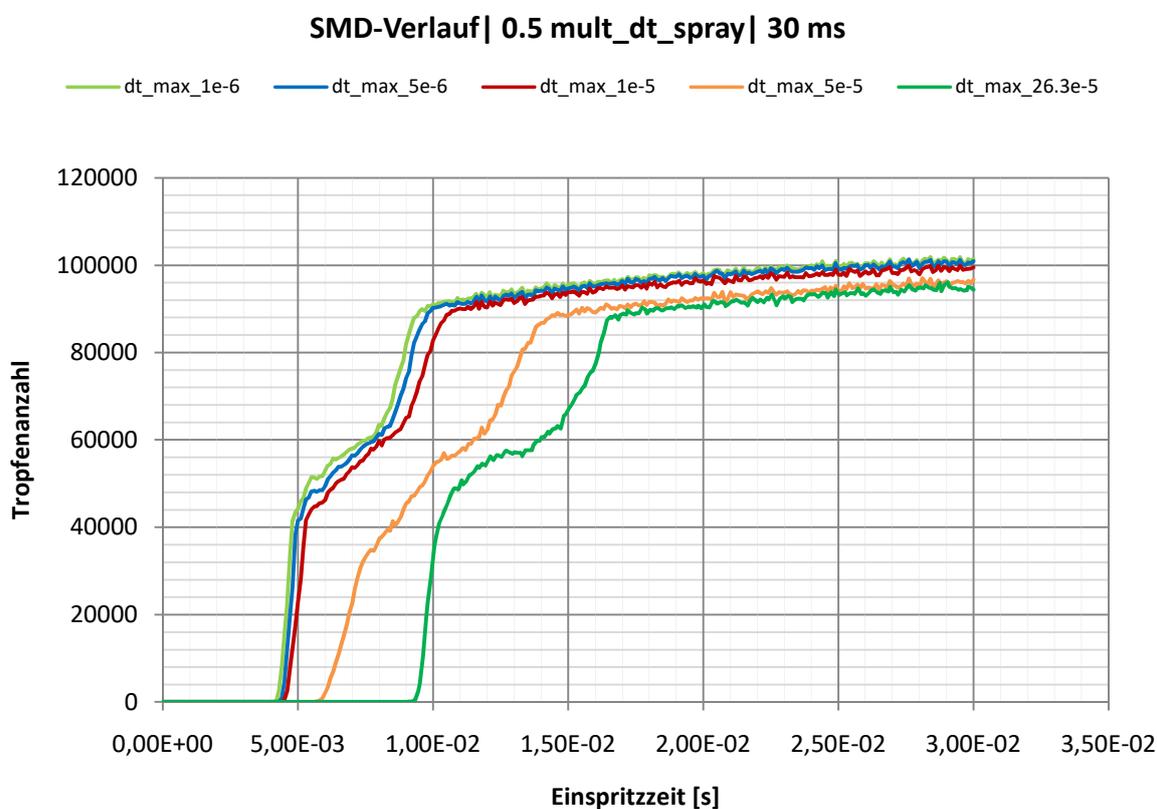


Abbildung 4.5: Variation dt_{max}

4.4 Geometrievariation der Spraybombe

Das Ziel einer Geometrievariation der Spraybombe besteht darin, eine möglichst kleine Geometrie auszuwählen, damit die Zellenanzahl gering und die Rechenzeit kurz gehalten werden. Die Voraussetzung dabei ist, dass sich das Rechenergebnis vom vorhergehenden Vergleichsmodell zu der ausgewählten Geometrie nicht mehr wesentlich verändert.

Werden die Verläufe aus der Zeitkonvergenzstudie mit jenen aus der Geometrievariation verglichen, ist eine Verlaufsänderung ersichtlich. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei der Durchmesservariation erstmal der zeitabhängige Einspritzverlauf mit Anstiegsrampe, max. Einspritzbereich und einer Auslaufzone berücksichtigt wird. In Abbildung 3.1 aus dem Kapitel Injektorvermessung, wird ein solcher Einspritzverlauf rot dargestellt.

Als Zerstäubungsmodell kommt nun das KH-RT Modell zum Einsatz, damit der primäre und ein allfälliger sekundärer Strahlzerfall, in die Modellbildung miteinfließen. Die modifizierte UDF besitzt zwei Messebenen um auch beide Zerfallsarten gleichzeitig auswerten zu können. Wie in der Injektorvermessung, befindet sich die erste Ebene in einem Abstand von 25 mm, während die zweite eine Entfernung von 65 mm zum Düsenende des Injektors aufweist. Des Weiteren wurde in einigen Versuchsrechnungen die Wichtigkeit des *drop_drag* Parameters erkannt, ohne dem die Scherkräfte zwischen dem Fluid und dem Gasraum in der Simulation nicht berücksichtigt werden. Dieser Parameter ist immer aktiv zu setzen und behält bis zur Sensitivitätsstudie, die von Converge vorgegebenen Standardwerte.

4.4.1 Durchmesservariation

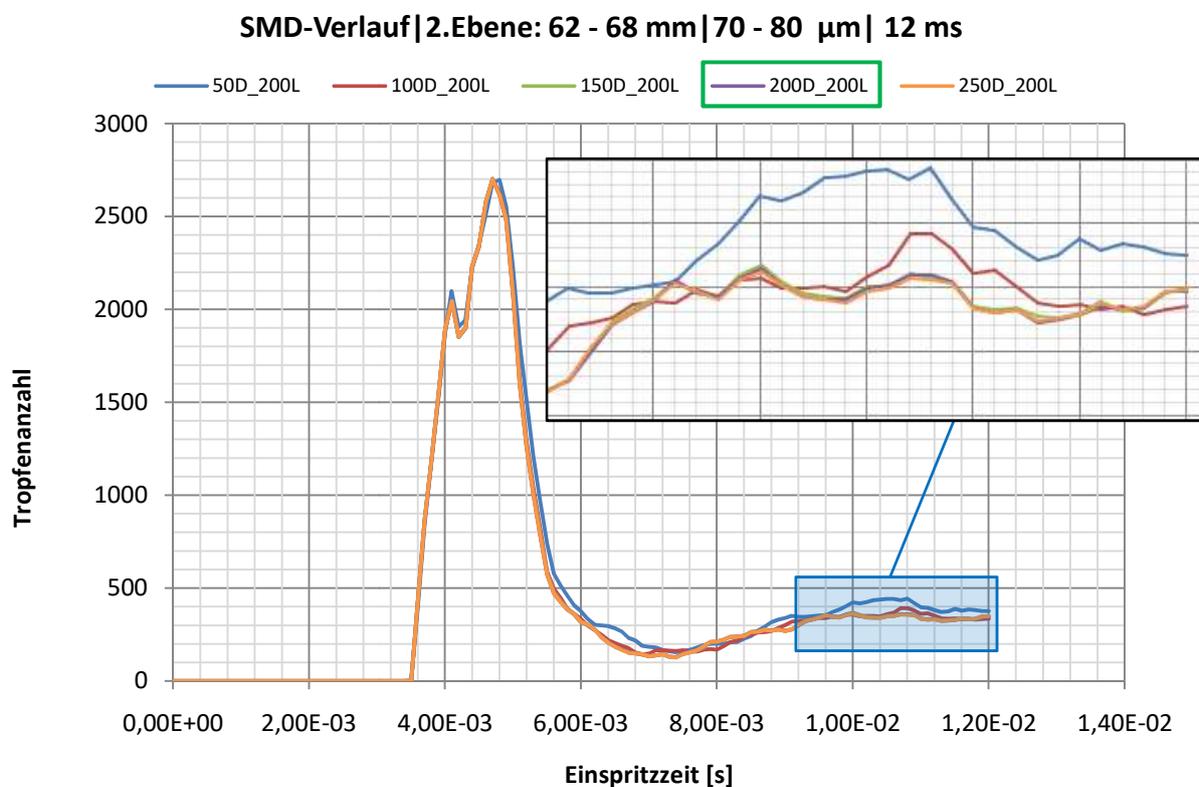


Abbildung 4.6: Durchmesservariation der Spraybombe

Bei der Durchmesservariation wird ausgehend von der Anfangsgeometrie bei einer konstanten Länge von 200 mm der Durchmesser variiert. Als Vergleichsdiagramme dienen die Auswertungen der zweiten Messebene bei einer Tropfengröße von 70 bis 80 μm . Diese Auswahl entspricht der Größenordnung aus den Vermessungsdaten der Firma Bosch. Eine Simulationslaufzeit von 12 ms ist hier bezüglich Konvergenzüberprüfung ausreichend.

Abbildung 4.6 zeigt den Vergleich der unterschiedlichen Durchmesserberechnungen. Im vergrößerten Endbereich sind bei den Variationen zwischen 150 mm und 250 mm keine Verlaufsunterschiede mehr ersichtlich. Für die folgende Längenvariation wird ein Durchmesser von 200 mm ausgewählt. Bei dieser Berechnung ist ein größerer Abstand zu jener mit einem Durchmesser von 100 mm gegeben, bei der sich bereits ein Einfluss auf das Rechenergebnis gezeigt hat. Hinzu kommt, dass von 200 mm auf 150 mm Durchmesser keine relevante Zeitersparnis mehr angefallen ist. Beide Simulationen benötigen etwa die gleiche CPU-Zeit von 176 min.

4.4.2 Längenvariation

Die Verläufe der Längenvariation sind in Abbildung 4.7 dargestellt. Hier ergeben die Berechnungen bei einer Zylinderlänge von 70 mm und 250 mm sowie bei 100 und 200 mm jeweils die gleichen Verläufe. Dieses Ergebnis ist physikalisch nicht plausibel, da nicht anzunehmen ist, dass ein weiter entfernter Geometrierand einen stärkeren Einfluss auf den Strahl hat, als ein näher liegender.

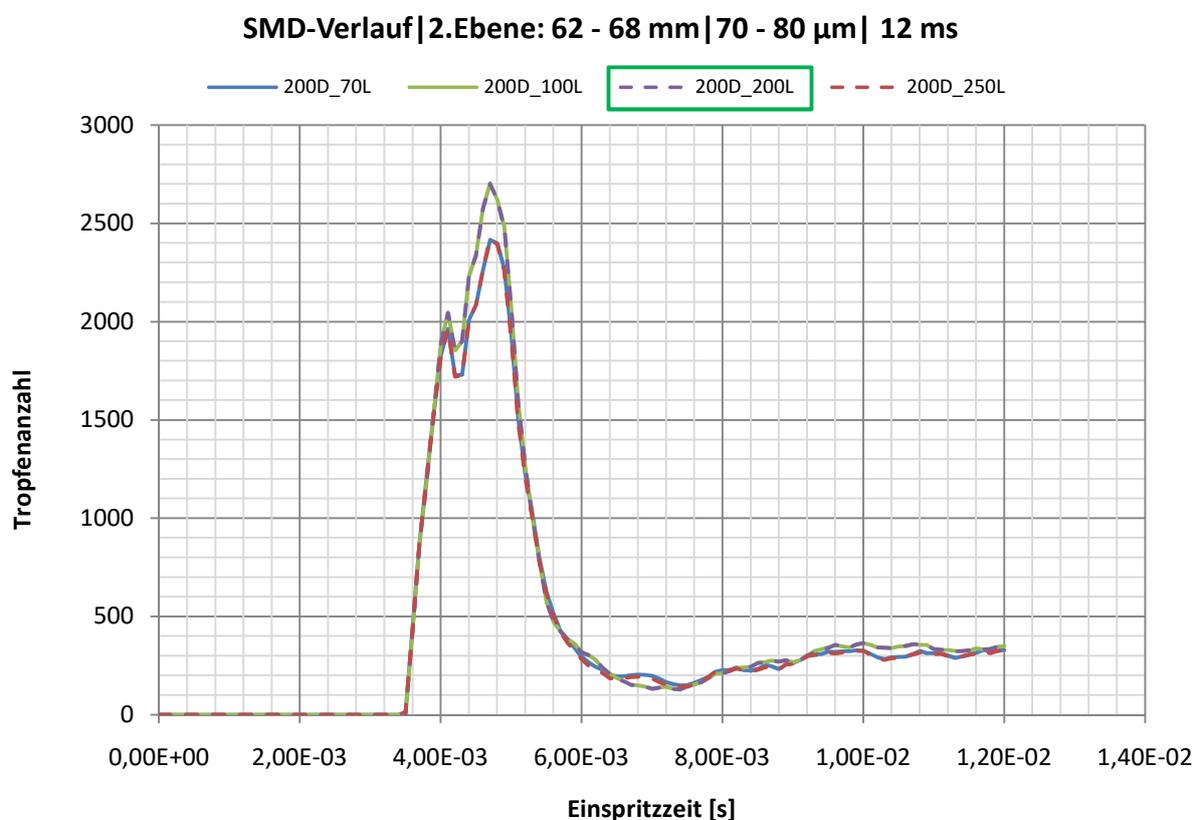


Abbildung 4.7: Längenvariation der Spraybombe

Zusätzliche Testrechnungen der Zylinderlängen von 240 mm und 260 mm ergeben dieselbe unplausible Gleichheit der Verläufe. An dieser Stelle wird für den weiteren Vergleich der Rechenergebnisse auf physikalische Größen umgestellt. In weiterer Folge werden die Häufigkeitsverteilung (s.Abb. 4.8) sowie der SMD-Größenverlauf (s.Abb. 4.10) auch für die Abstimmung des Einspritzstrahls herangezogen.

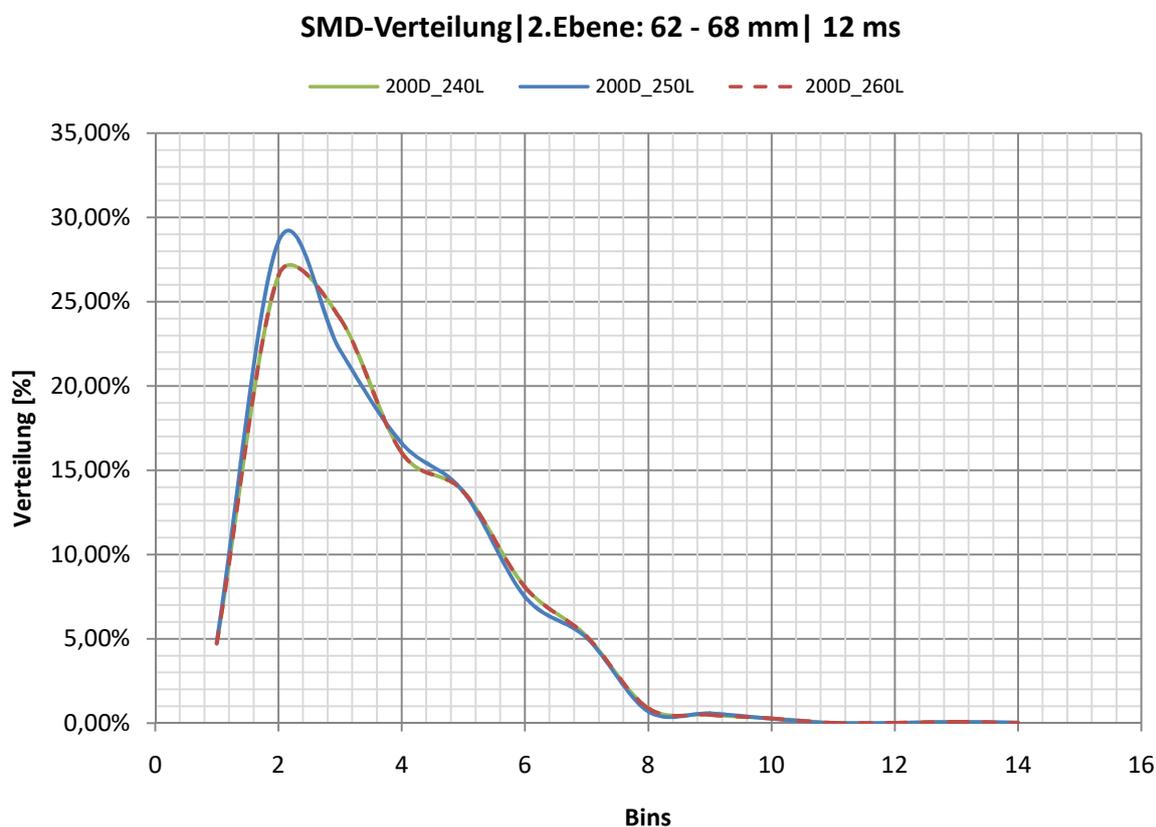


Abbildung 4.8: Häufigkeitsverteilung

In Abbildung 4.9 werden die Teilbereiche aus der Häufigkeitsverteilung mit den dazugehörigen Tropfengrößen beschrieben. Bei jeder Änderung der UDF wird auch der Teilbereich angepasst.

Binbereich	Tropfengrößen [μm]
0 - 2	< 70
2 - 4	70 bis < 90
4 - 6	90 bis < 110
6 - 8	110 bis < 130
8 -10	130 bis < 150
10 -12	150 bis < 170
12 -14	170 bis < 190
14 -16	> 190

Abbildung 4.9: Binbereiche der Häufigkeitsverteilung (Abb.4.8)

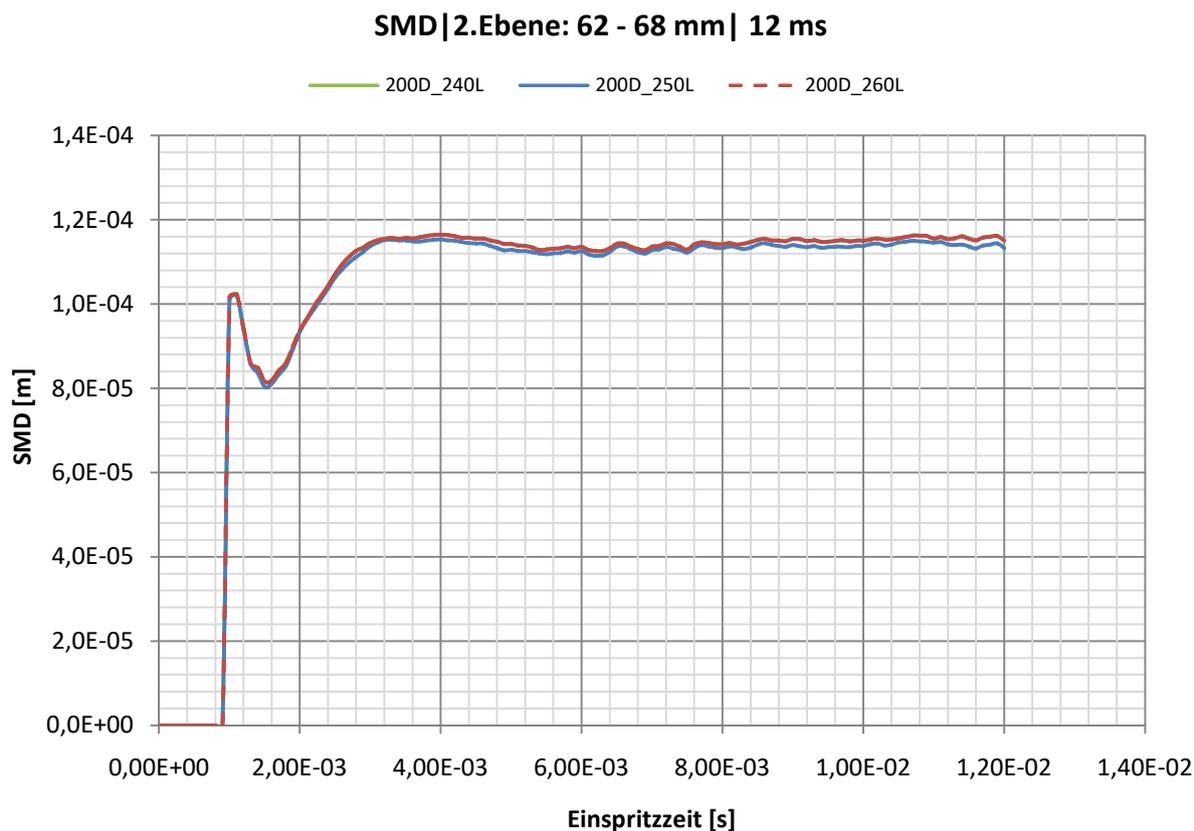


Abbildung 4.10: SMD-Größenverlauf

Mittels Visualisierung der Berechnungen in Enight wurde offensichtlich, dass der einzige Unterschied innerhalb der generierten Netze darin gelegen ist, dass die Zylinderlängen von 240 mm und 260 mm ein ganzzahliges Vielfaches der Basisnetzgröße von 4 mm darstellen. Hingegen ergibt eine Länge von 250 mm ein nicht ganzzahliges Vielfaches, was abgeschnittene Zellen zur Folge hat.

Diese Erkenntnis erklärt die physikalisch nicht plausiblen Verläufe, der in der Längenvariation betrachteten Diagramme und zeigt, dass die Sprayentwicklung in Convergenznetzabhängig ist. Als sinnvolle Größenordnung wurde, bezüglich Rechenzeit und ausreichender Raumgröße, eine Länge von 200 mm ausgewählt.

In Abbildung 4.11 ist die ausgewählte Spraybombe mit den Abmessungen sowie den Auswerteebenen dargestellt.

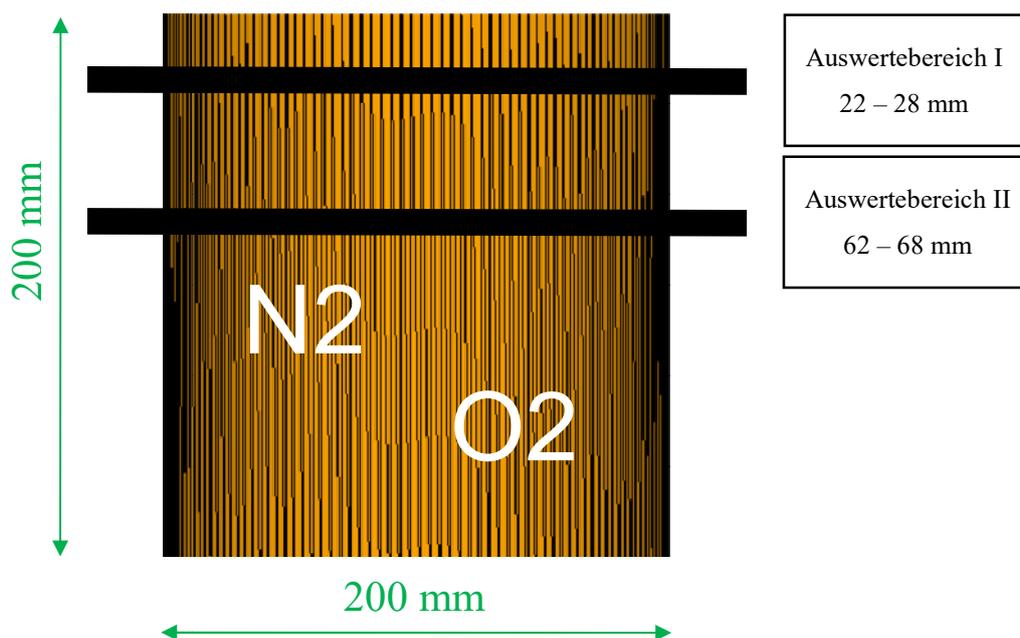


Abbildung 4.11: Spraybombe

4.5 Netzgitterstudie

Um ein möglichst genaues Rechenergebnis zu erhalten, gilt es, wie bereits in Abschnitt 2.2 erläutert, den numerischen Iterationsfehler gering zu halten, der in einer Strömungsrechnung unvermeidbar ist. Mit der Reduzierung der Netzgröße verringert sich dieser Fehler, jedoch steigt die Zellenanzahl und somit die benötigte Rechenzeit. In diesem Teil der Arbeit werden sämtliche Variationsrechnungen aufgeführt, die nötig sind, um eine gute Balance zwischen Netzgröße und Rechenzeit zu finden.

Als Vergleichskriterien werden die CPU-Zeit sowie die Häufigkeitsverteilung der zweiten Auswerteebene herangezogen. Aus der ersten Auswerteebene können bei diesem Simulationsstand noch keine relevanten Daten ausgewertet werden. Das bereits vorgestellte Diagramm des SMD-Größenverlaufes ist erst wieder ab der Parameterstudie von Bedeutung und wird in der Netzgitterstudie nicht berücksichtigt.

Das bisher verwendete Einheitsnetz von 4 mm hat zwar eine relativ geringe CPU-Zeit von 176 min, ist für die erforderlichen Anwendungen aber viel zu grobmaschig. Eine Verfeinerung des gesamten Netzes würde die Rechenzeit auf eine wirtschaftlich nicht tragbare erhöhen. Auch die Sinnhaftigkeit ist nicht gegeben, da meist nur im Gebiet um den Injektor die größte Turbulenz herrscht und daher auch dort eine Verfeinerung von Interesse ist.

Diese Erkenntnis stammt aus vorangegangenen Simulationen, bei welchen versucht wurde, die gesamte Domain zu verfeinern, ohne die Rechenergebnisse wesentlich zu verändern. An dieser Stelle wird darauf hingewiesen, dass eine Verfeinerung auf eine Gittergröße von 0.25 mm für die gesamte Domain, nicht rechenbar ist. Der Solver ist nicht in der Lage, die Anzahl an Zellen (ca. $1e+6$) zu verarbeiten. Daher wurde die Strategie dahingehend geändert, zuerst das zu verfeinernde Teilvolumen (Embedding) zu ermitteln und anschließend den notwendigen Verfeinerungsgrad festzustellen. Für diesen Zweck wird von 0.5 mm ausgegangen, der feinsten noch rechenbaren Netzgröße. Abbildung 4.12 zeigt die CPU-Zeiten der berechneten Gitter.

0,5 mm		2 085 180 Zellen		409 h CPU-Zeit
1,0 mm		266 892 Zellen		29 h CPU-Zeit
2,0 mm		34 960 Zellen		4 h CPU-Zeit

Abbildung 4.12: CPU-Zeiten der variierten Netzstufen

4.5.1 Fixed Embedding

Mit „Fixed Embedding“ ist in Converse eine Teilverfeinerung möglich. Hier gilt es, das Netz des Teilbereiches soweit zu verfeinern, dass die Netzgitterabhängigkeit des Ergebnisses auf ein vertretbares Maß reduziert wird. Dies ist erreicht, wenn eine Verfeinerung des Netzgitters keine Ergebnisänderung mehr bewirkt. Um die Rechenzeit möglichst gering zu halten, sollte das Ausmaß der Embeddinggeometrie gering gehalten werden. In Folge wird mit einer anfänglichen Embeddinggeometrie (s.Abb. 4.13) eines Zylinders von 20 mm Durchmesser und 20 mm Länge begonnen. Dann werden der obere und der untere Durchmesser solange variiert, bis lediglich eine geringe Abweichung, des Rechenergebnisses bei minimalem Volumen erzielt wird.

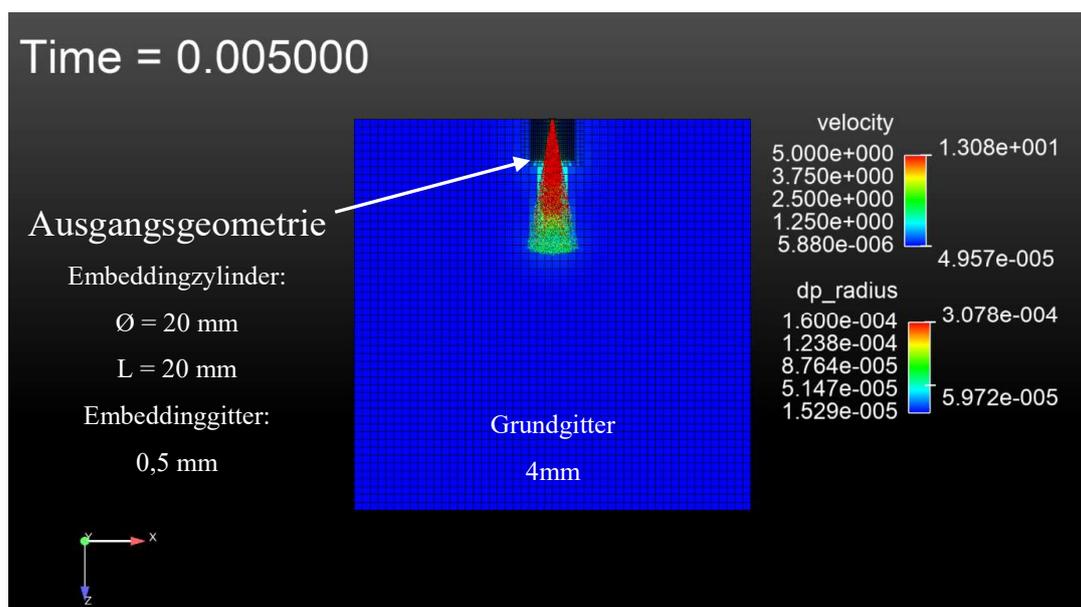


Abbildung 4.13: Fixed Embedding Ausgangsgeometrie

Da die Verfeinerung der Sprayform angenähert werden soll, wird in der ersten Variationsrechnung der obere Zylinderdurchmesser von 20 mm auf 10 mm verkleinert. In Abbildung 4.14 ist das Kegelembodding dargestellt.

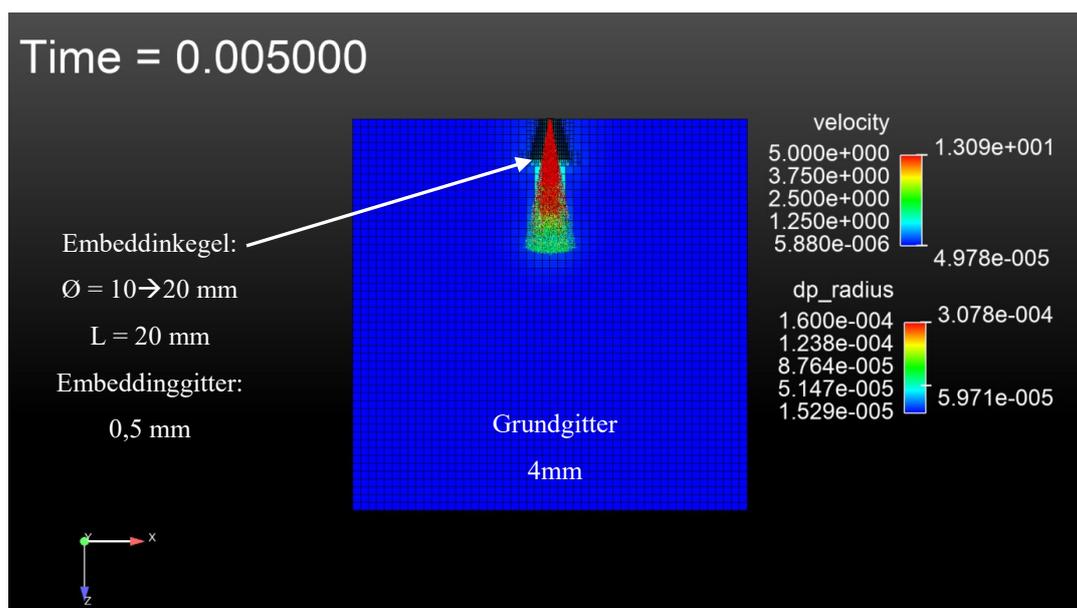


Abbildung 4.14: Kegelembodding

Beim Vergleich der Häufigkeitsverteilung Abb. 4.15 beider Berechnungen ist kein Unterschied ersichtlich. Der Kegel aus der Abbildung 4.14 wird deshalb als Ausgangskegel herangezogen. Die Zellenanzahl beträgt 144596 bei einer CPU-Zeit von 1143 min. Für die weitere Netzgitterstudie gilt es, sich mittels einigen Variationsrechnungen an den bestmöglichen Verfeinerungsbereich heranzutasten.

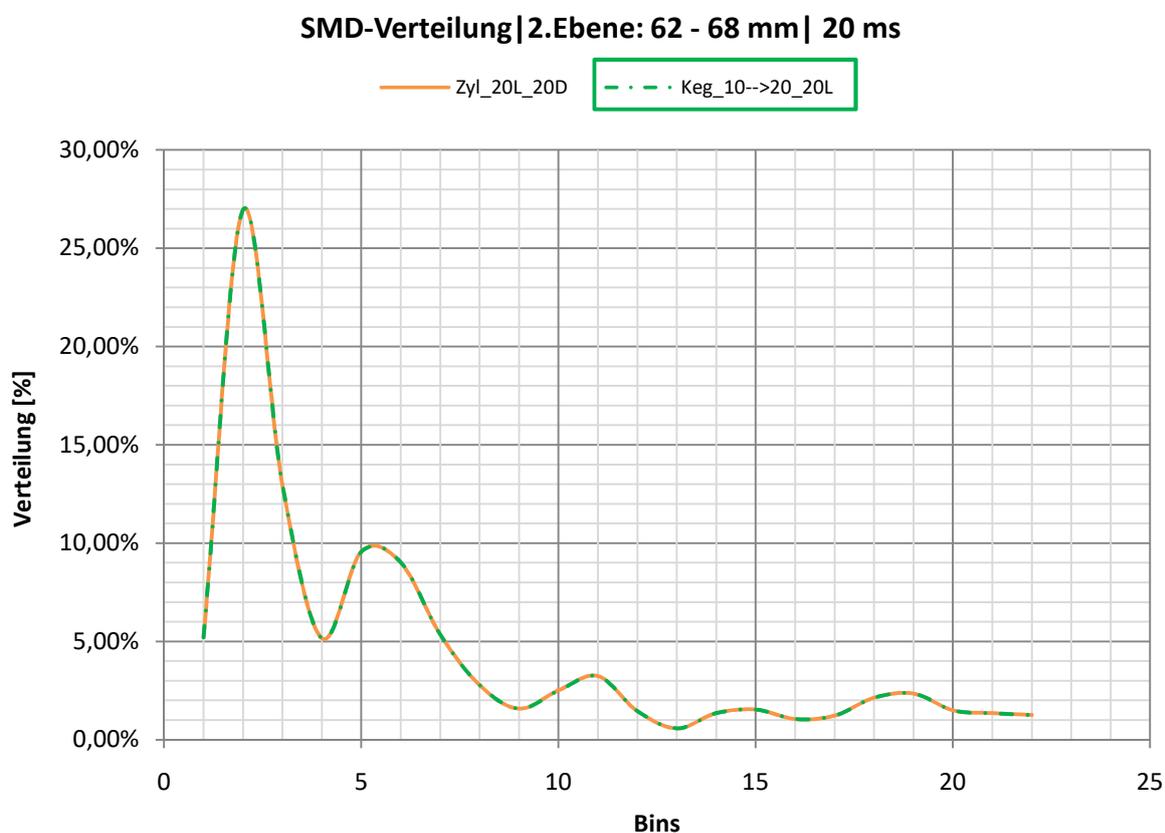


Abbildung 4.15: Häufigkeitsverteilung Embeddingzylinder vs. Embeddingkegel

Um die Länge des Embeddingkegels zu definieren, werden Längenvariationen durchgeführt. Hier wird das Verhältnis unterer Durchmesser/Länge so angepasst, dass der Kegelswinkel gleich bleibt und nur die Embeddinglänge untersucht wird. In Abbildung 4.16 werden sämtliche Variationsrechnungen dargestellt. Da mit einem sehr kurzen Kegel begonnen wird, muss noch die notwendige Kegellänge herausgefunden werden. Sind in den ersten beiden Rechnungen (grüner und oranger Verlauf) noch große Abweichungen ersichtlich, so stellt sich ab einem unteren Kegeldurchmesser von 40 mm und einer Länge von 60 mm ein annähernd gleicher Verlauf ein. Die kleinere Geometrie (grüne Einrahmung) wird nun übernommen und als Ausgang für die Variation des oberen, kleinen Kegeldurchmessers verwendet. Diese Berechnung weist eine Zellenanzahl von 414824 auf und benötigt eine CPU-Zeit von 2616 min.

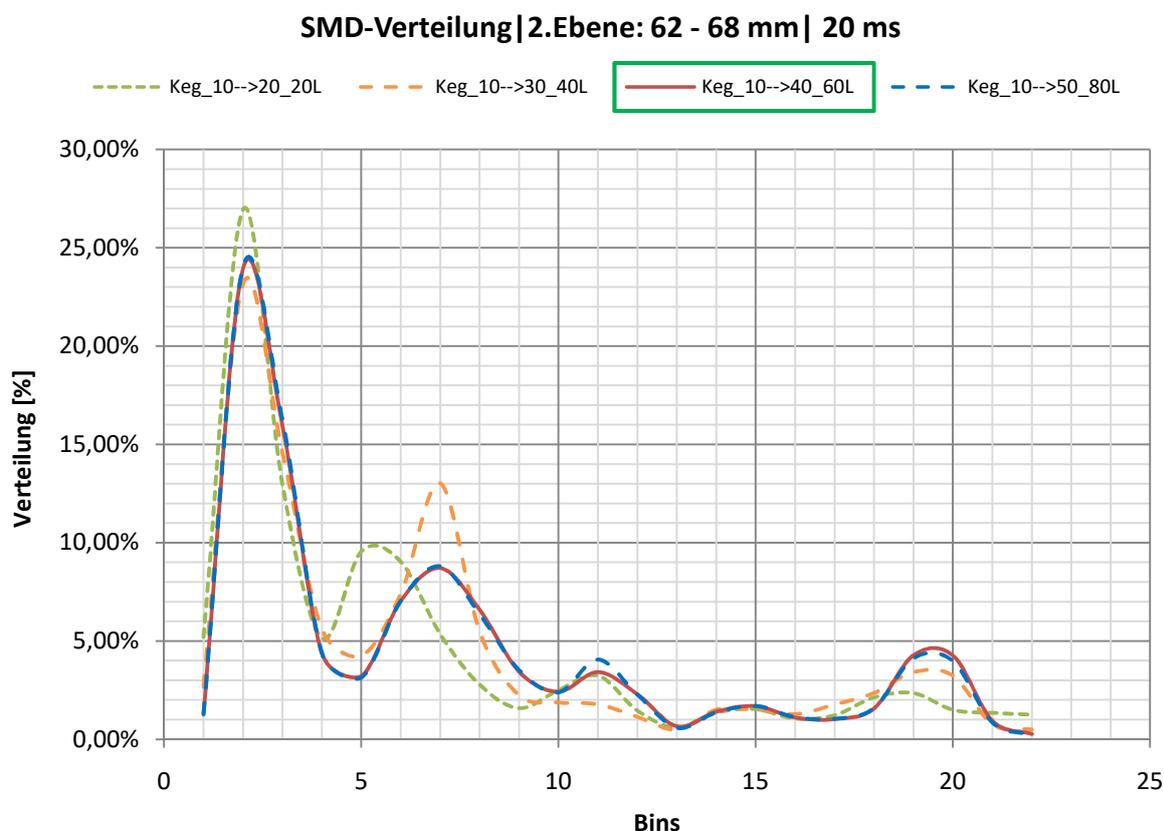


Abbildung 4.16: Längenvariation Embeddingkegel

In Abbildung 4.17 wird nun der obere Durchmesser von 10 mm so weit verringert, bis wieder eine Änderung in den Verläufen der Häufigkeitsverteilung ersichtlich wird. Im vergrößerten Teilbereich des Diagrammes ist die Abweichung der verschiedenen Berechnungen klar ersichtlich. Bis zu einer Variation des oberen Kegeldurchmessers von 2 mm sind die Abweichungen der Verläufe zu vernachlässigen. Der Sprung zwischen 2 mm und 1 mm kann jedoch als relevante Ergebnisänderung betrachtet werden. Somit wird für die weiteren Berechnungen ein oberer Kegeldurchmesser von 2 mm verwendet.

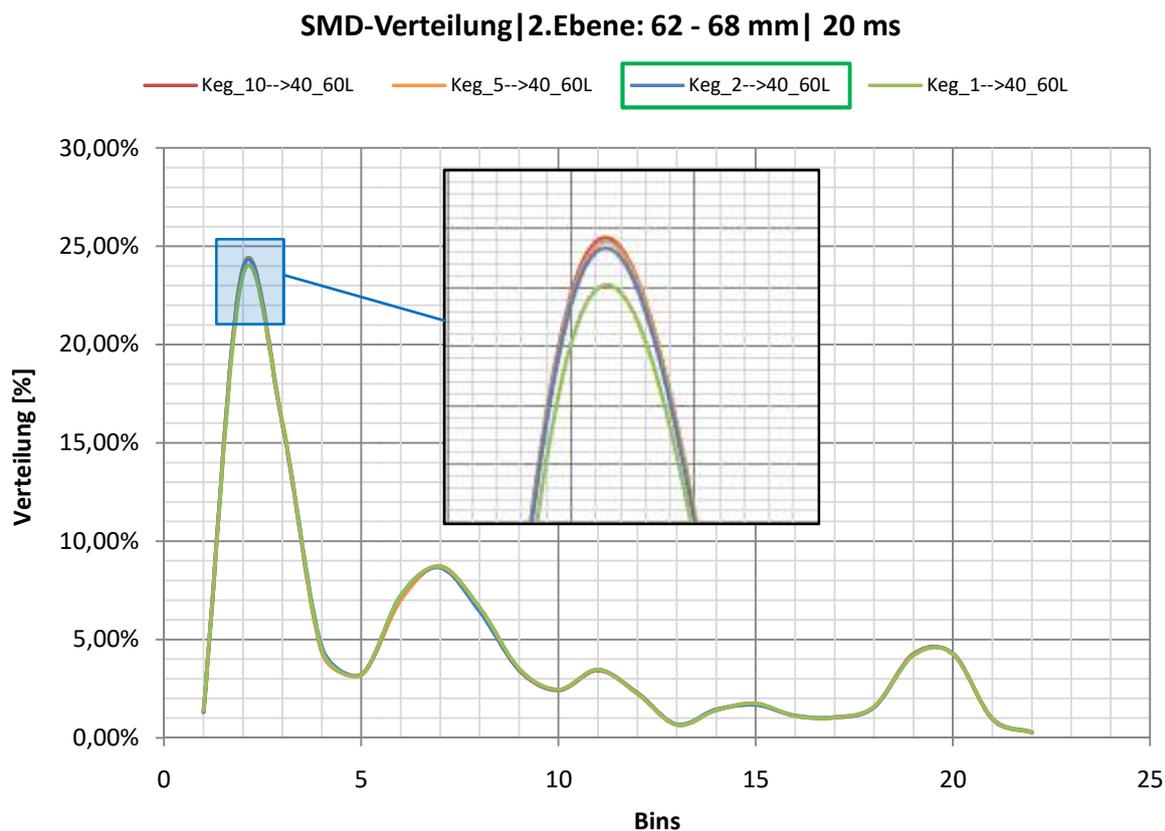
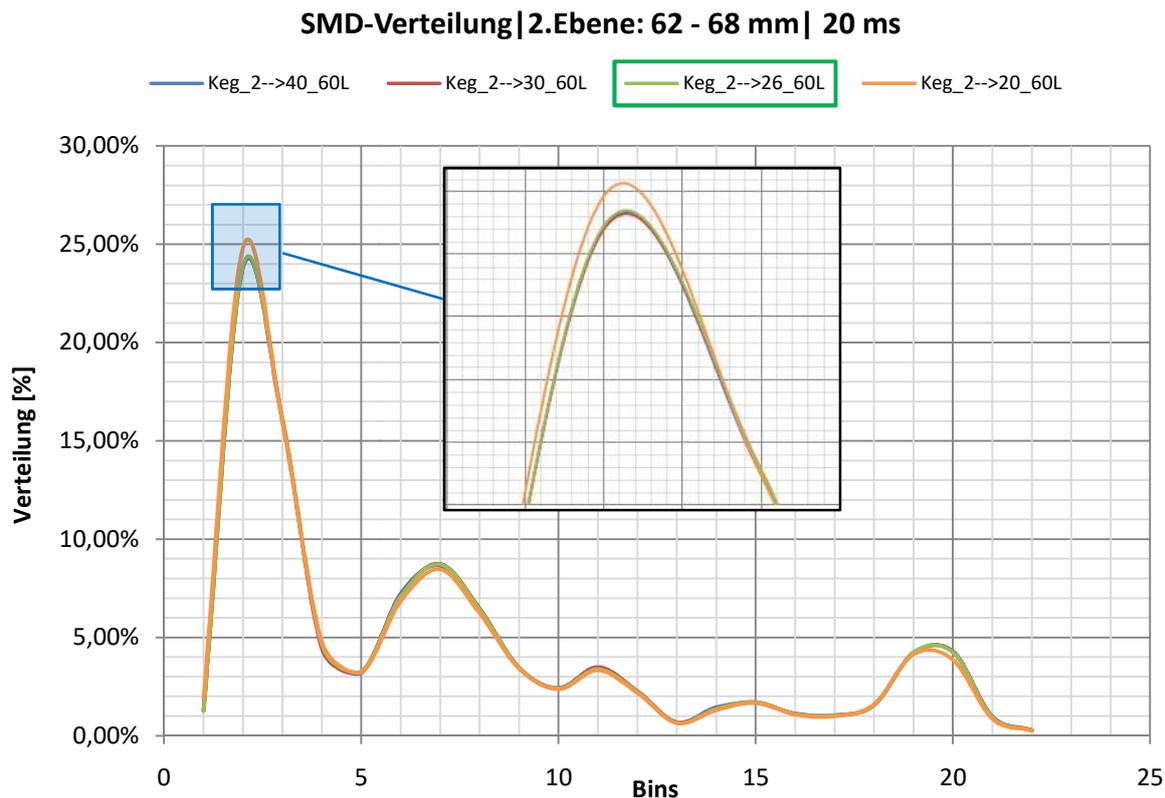


Abbildung 4.17: Durchmesservariation kleines Kegelende

Um nun den großen Kegeldurchmesser der Embeddinggeometrie optimal an den Spray anzupassen, wird auch dieser so weit verkleinert bis eine Ergebnisänderung ersichtlich ist.

Bei den Variationsrechnungen, die in Abbildung 4.18 dargestellt werden, weicht der Verlauf bei einem Durchmesser von 20 mm schon deutlich von dem mit 30 mm ab. Da zwischen diesen beiden Versionen noch reichlich Platz vorhanden ist, wird eine Nachvariation mit 26 mm berechnet. Dieses Ergebnis ist zufriedenstellend, da es einen nahezu gleichen Verlauf aufweist wie bei den größeren Durchmessern.

Das Ergebnis der Geometrievaryation des zu verfeinernden Teilbereiches rund um den Injektor ergibt einen Kegel mit einem oberen Durchmesser von 2 mm, einem unteren Durchmesser von 26 mm und einer Länge von 60 mm. Mit dieser Auswahl werden gleichbleibende Rechenergebnisse bei maximal reduzierter Rechenzeit erreicht. Bei dieser Berechnung werden 221616 Zellen erstellt und eine CPU-Zeit von 1740 min benötigt.

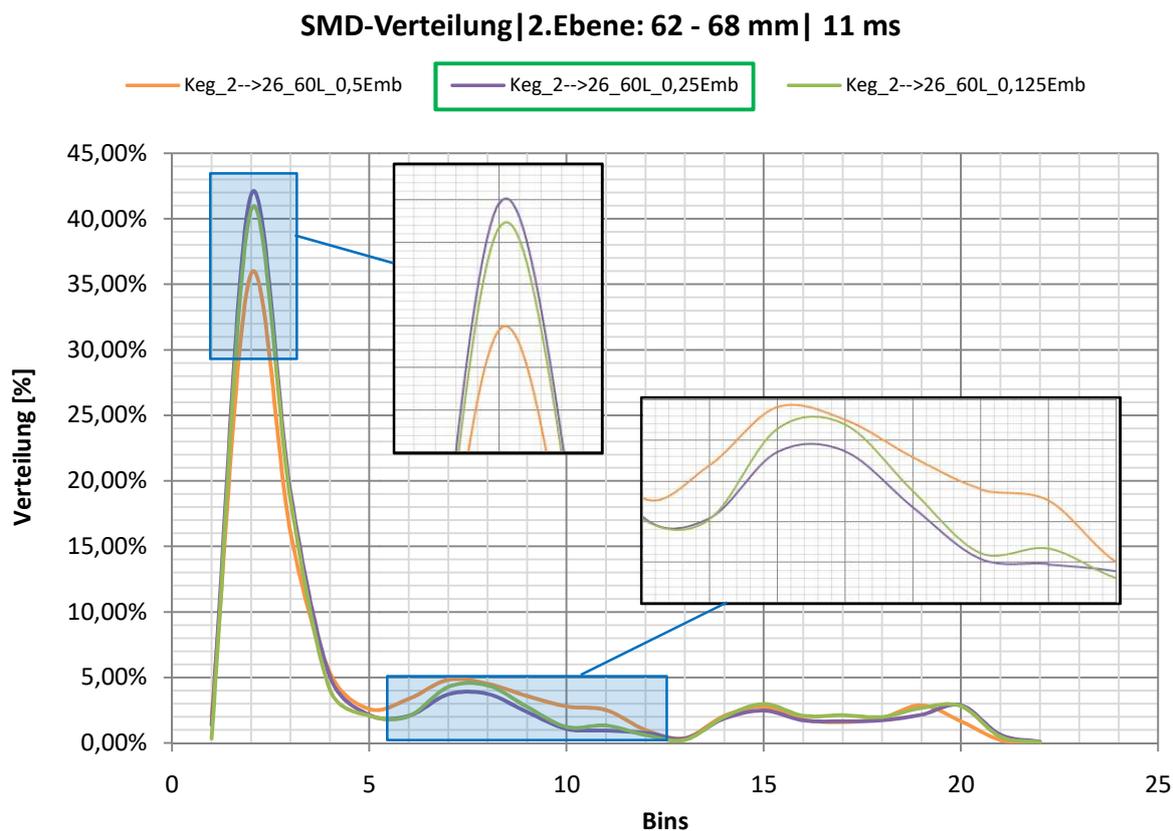


Mit der neuen Größe des Verfeinerungsbereiches ist es nun möglich, eine weitere Reduzierung der Zellengröße als mit den bisherigen 0,5 mm großen Zellen durchzuführen. Damit kann der numerische Iterationsfehler noch weiter verkleinert und ein noch genaueres Rechenergebnis geliefert werden.

Um den Beweis für die ausreichende Verfeinerung des Netzes nachzureichen, wird nun bei der ermittelten Embeddinggeometrie eine Verfeinerung der Zellgröße auf 0,25 mm und 0,125 mm vorgenommen. Die dabei erzielten Zellenanzahlen und Rechenzeiten sind in der Tabelle unterhalb ersichtlich und jedenfalls für eine Parameterstudie als zeitlich ungeeignet anzusehen.

0,25 mm Zellgröße | 937 880 Zellen | ca. 336 h CPU-Zeit

0,125 mm Zellgröße | 6 356 464 Zellen | ca. 3456 h CPU-Zeit



Im Diagramm aus Abbildung 4.19 werden die Verläufe verglichen. Es kann festgestellt werden, dass der Verlauf bei 0,25 mm Embeddinggitter mit jenem von 0,125 mm recht gut übereinstimmt. Hingegen weichen die Verläufe zwischen 0,5 mm und 0,25 mm Embeddinggitter relativ weit voneinander ab. Die Berechnung mit einem 0,125 mm Embeddinggitter wäre nicht sinnvoll, da die Rechenzeit in keinem Verhältnis zur Rechengenauigkeit stünde und mit den bestehenden Ressourcen auch zeitlich nicht durchführbar wäre.

Erklärend wird hier erwähnt, dass der Verteilungsverlauf der ausgewählten Embeddinggeometrie, (s.Abb. 4.19) von den Verläufen mit gleicher Parametrisierung aus vorangegangenen Diagrammen abweicht. Das ist darauf zurückzuführen, dass die Rechnung infolge der CPU-Zeiten bereits nach 11 ms Simulationszeit abgebrochen wurde. Dadurch ergibt sich ein abweichender Vergleichszeitraum, wie bei einer Simulation mit 20 ms Laufzeit.

In weiterer Folge wird der Verteilungsverlauf bei einem Embeddinggitter von 0,25 mm angestrebt. Ziel der nachfolgenden Variationsrechnung ist es, die CPU-Zeit von 20300 min um ein Vielfaches zu verringern. Dabei wird ein weiterer, jedoch kürzerer Embeddingkegel, unmittelbar nach dem Düsenaustritt, mit einer Verfeinerungsstufe von 0.25 mm eingeführt und in einer Länge von 6 mm bis 14 mm variiert (s.Abb. 4.20).

Es zeichnet sich ab, dass die Primärverfeinerung auf den Strahlaufbruch und die Rechenzeit eine relevante Auswirkung hat. Eine weitere Verkürzung des Primärkegels zeigt jedoch keine weitere Reduktion der Rechenzeit und eine Verlängerung keine relevante Steigerung der Genauigkeit. Somit wird eine Kegellänge von 10 mm beibehalten. Die Auswahl ist in Abbildung 4.21 grün dargestellt. Dabei wird bei einer Zeitreduzierung von 70 % die Verlaufsabweichung, bezogen auf die violette Vergleichsrechnung, in Kauf genommen.

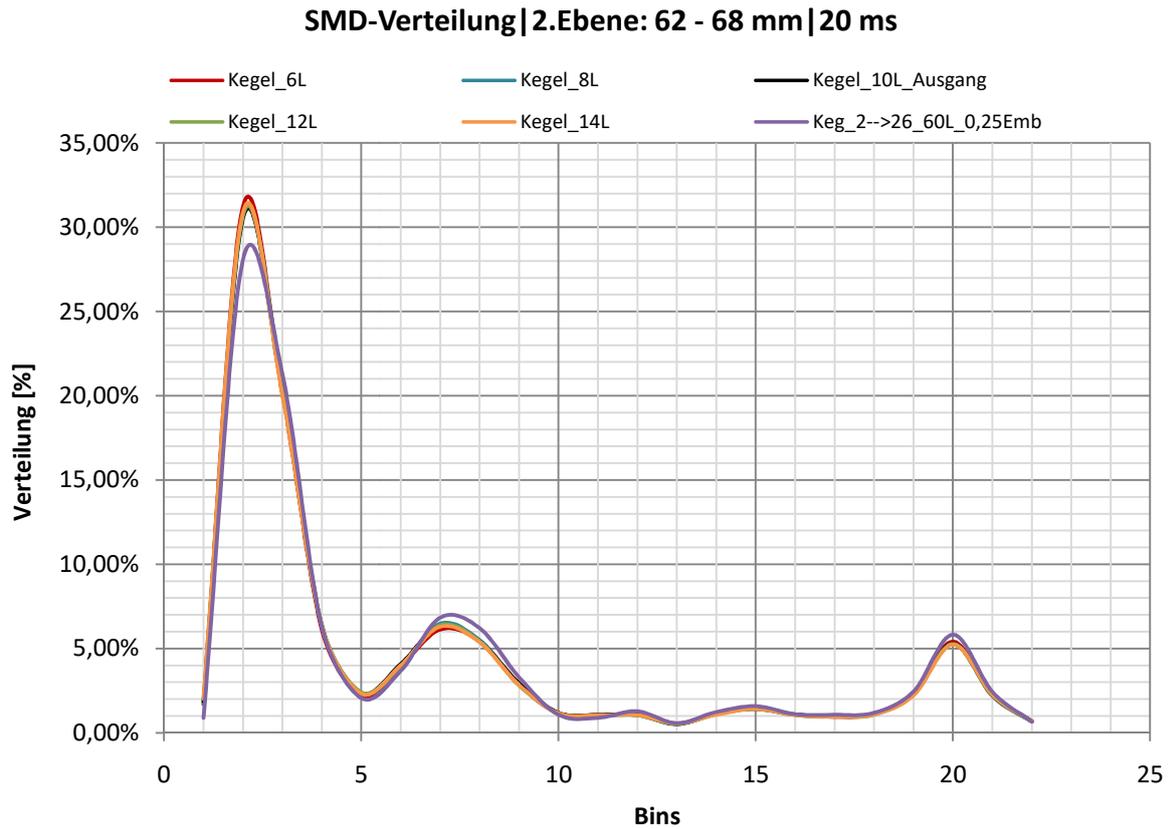


Abbildung 4.20: Variation Primärkegel

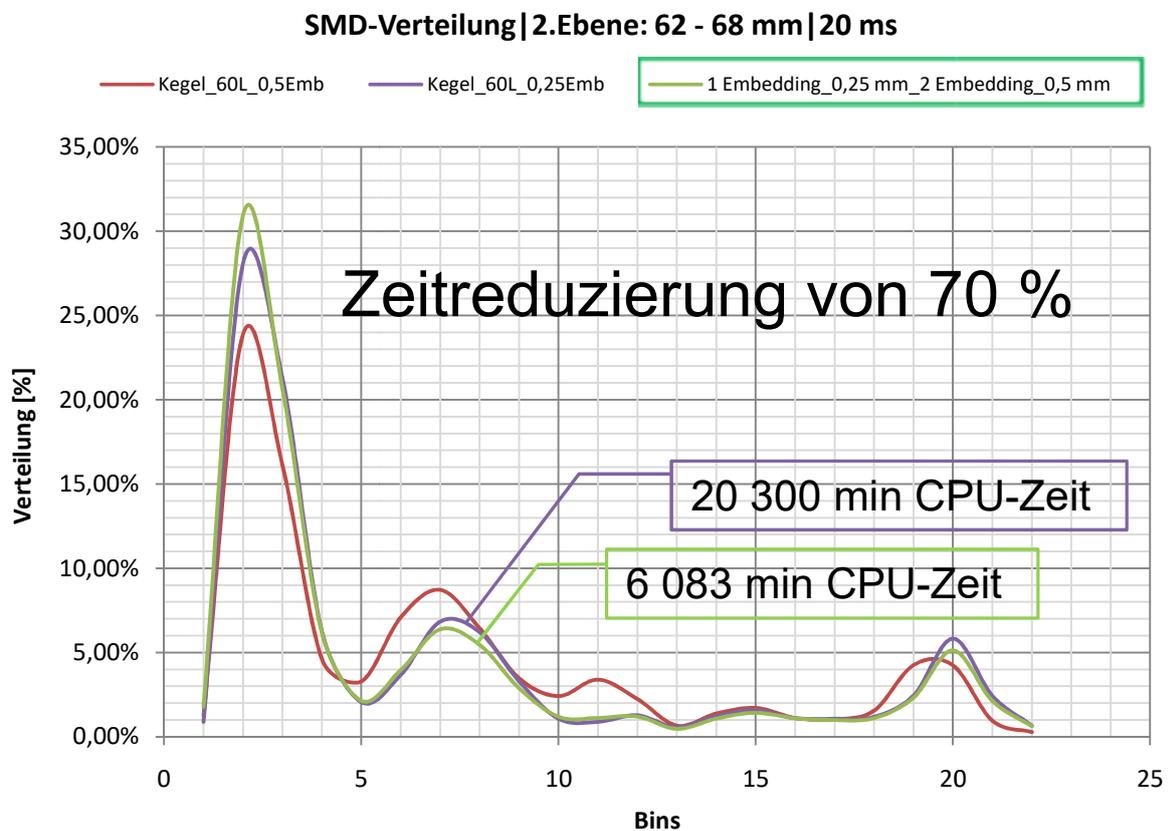


Abbildung 4.21: Zweistufiger Embeddingkegel

4.5.2 AMR Embedding

Zusätzlich zu dem zuvor erwähnten Fix Embedding wurde versucht, durch zusätzliche Verwendung von AMR (Automatic Mesh Refinement) eine weitere Steigerung in der Ergebnisqualität zu erzielen. Von den möglichen Trigger-Parametern für das AMR stellt sich der Parameter *max_parcel* als sensitiv und für die Verfeinerung geeignet dar. In Abbildung 4.22 ist die AMR-Auswahl *max_parcel* = 1 (1 Parcel pro Zelle) dargestellt. Das Binning weist dabei eine leichte Verbesserung auf, jedoch muss ein leichter Anstieg in der Rechenzeit in Kauf genommen werden.

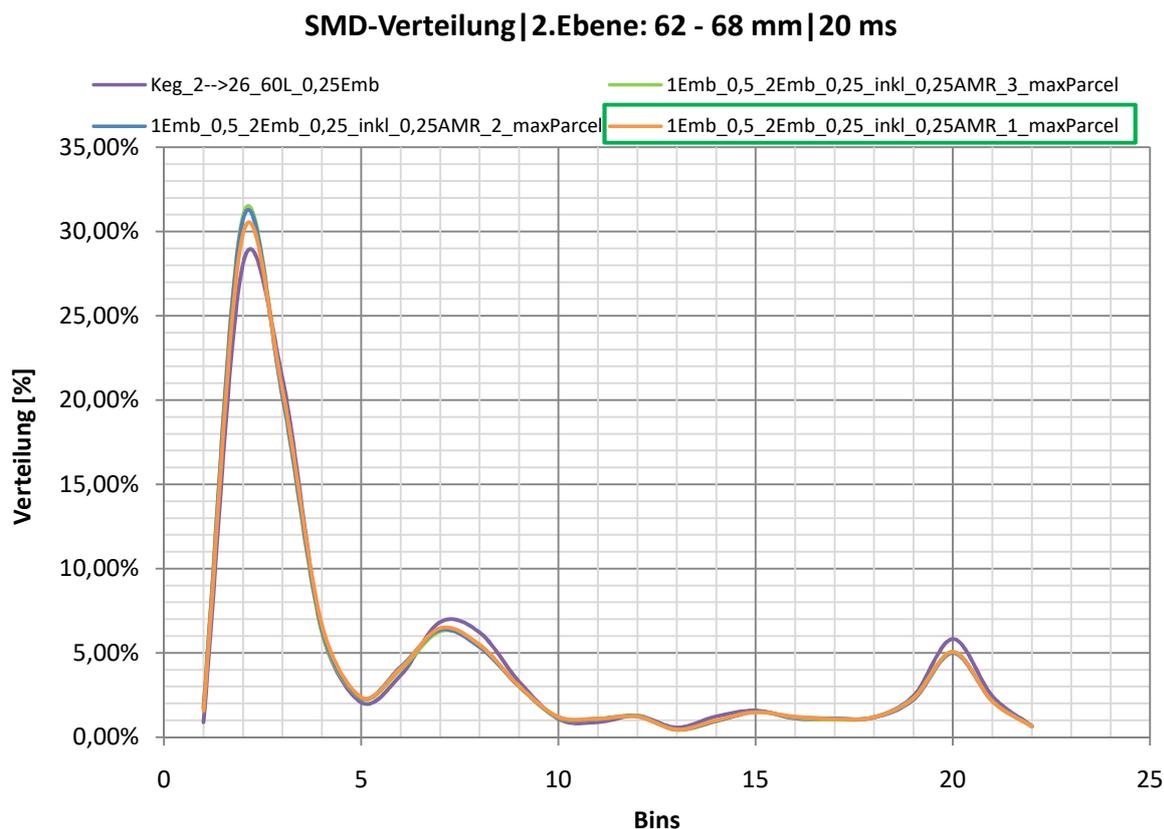


Abbildung 4.22: AMR_Parcelbegrenzung

4.6 Zeitkonvergenzstudie (Loop - 2)

Neben der Zeitschrittregulierung für den Einspritzstrahl, die in Abschnitt 4.3 „Zeitkonvergenzstudie“ behandelt wird, besitzt Converge noch weitere, die Zeitschrittweite beeinflussende, Parameter.

4.6.1 MACH_CFL-Zahl

Die Mach CFL Zahl stellt einen die Zeitschrittweite bestimmenden Restriktor da. Umso kleiner die Mach_CFL-Zahl, desto stabiler ist das Rechenergebnis und umso mehr Zeit wird benötigt, bis eine Konvergenz erreicht wird. Auch diesen Parameter gilt es zu überprüfen, in wie weit noch CPU-Zeit eingespart werden kann.

Für einen Vergleich zwischen Rechenzeit und Ergebnisgenauigkeit wird die Zeitaufstellung in Abbildung 4.23 sowie das Diagramm in Abbildung 4.24 herangezogen.

CFL-Mach	CPU-Zeit [min]
2	6083
10	2208
20	963
30	874
40	687

Abbildung 4.23: Zeitaufstellung bei Variation CFL_Mach

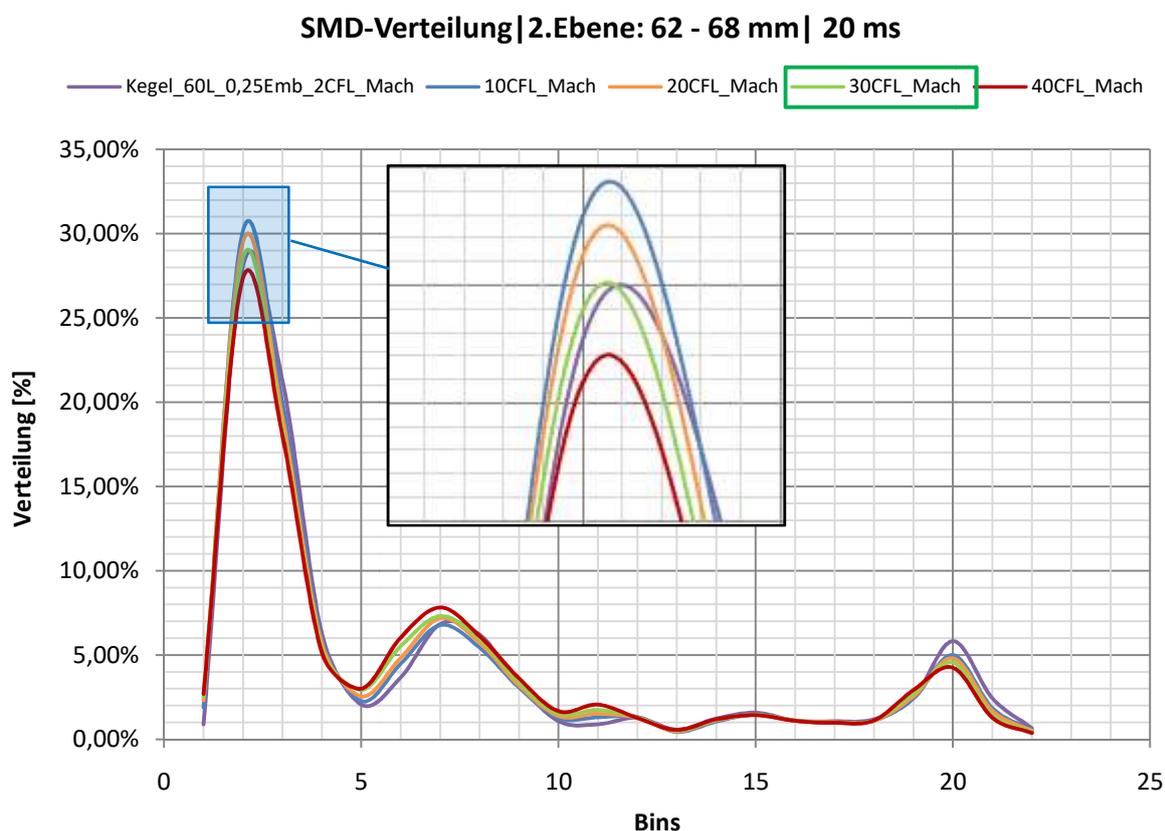


Abbildung 4.24: Variation CFL_Mach

Die Verläufe der CFL-Mach-Zahlen von 20 und 30 weisen dabei das beste Aufwand-Nutzen-Verhältnis auf. Der Unterschied untereinander ist sowohl in der Rechengenauigkeit als auch in der Rechenzeit irrelevant. Für den Sprayabgleich wird daher der in Abbildung 4.25 dargestellte Mittelwert von 25 übernommen.

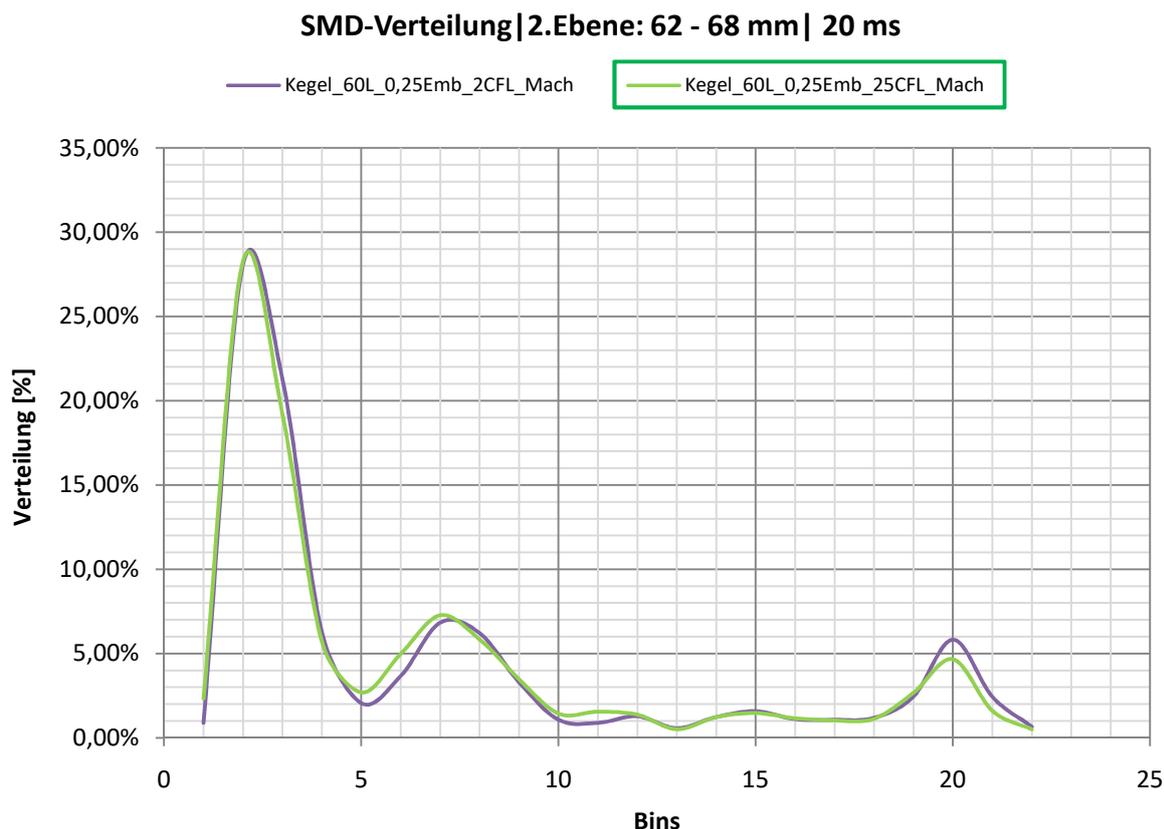


Abbildung 4.25: Endauswahl Netzgitterstudie

4.7 Abgleich des Spraymodells mittels Injektor-Messdaten

Um die Auswirkung der Spray-Modellparameter auszutesten, und in weiterer Folge richtig abzustimmen, ist eine Parameterstudie unumgänglich. Diese Studie erfordert unzählige Variationsrechnungen und daraus eine Vielzahl an Vergleichsdiagrammen. Die gesamte Parameterstudie anzuführen wäre nicht sinnvoll und würde die Seitenanzahl dieser Masterarbeit unnötig anheben. Aus diesem Grund werden nur jene Parameter und deren Auswirkungen erklärt, die einen starken Einfluss auf den Spray haben und somit für die Abstimmung als relevant angesehen werden.

Der Durchflusskoeffizient wird in Converge nicht automatisch berücksichtigt. Erst durch die Aktivierung des „discharge coefficient model“ wird dieser Parameter in die Rechnung miteinbezogen. Die Ergebnisse dieses Modells erzielen aber unplausible Werte, weshalb der Durchflusskoeffizient mit Excel berechnet wird. Die Berechnung wird dieser Masterarbeit als Anlage beigefügt.

Grundsätzlich wird in Converge die Düse mittels Massenstrom sowie Austrittsfläche parametrisiert. Der Code errechnet daraus die Strahl- bzw. Parcelaustrittsgeschwindigkeit. Mit dem seitens BOSCH gemessenen, nominalen Austrittsdurchmesser von 321 μm , kann die geforderte Penetrationstiefe des Strahls nicht erreicht werden, weshalb der Düsendurchmesser reduziert wird. Dies kommt der Verwendung eines „discharge coefficient“ (cd) gleich.

Der cd-Wert stellt die Summe aller Verluste der realen Düse dar und ist als das Produkt von c_a und c_v definiert. Dabei entspricht c_a den Kontraktionskoeffizienten und c_v den Geschwindigkeitskoeffizienten. Laut der von Converge angegebenen Literatur weist c_v einen Wert von ca. 0.7 auf. Der aus der Messung bestimmte cd Wert führt zu einem berechneten

Düsendurchmesser von $277\ \mu\text{m}$, dem in erster Linie der SMD gleichgesetzt wird. In Abbildung 4.26 ist die optische Simulationsauswertung mittels Enight, mit dem berechneten Düsendurchmesser von $277\ \mu\text{m}$, dargestellt. Wie in den Bildern ersichtlich, kann trotz des reduzierten Durchmessers, die erforderliche Eindringtiefe nicht erreicht werden, da offensichtlich die lineare Anstiegsrampe im Einspritzverlauf nicht die realen Gegebenheiten wiedergibt.

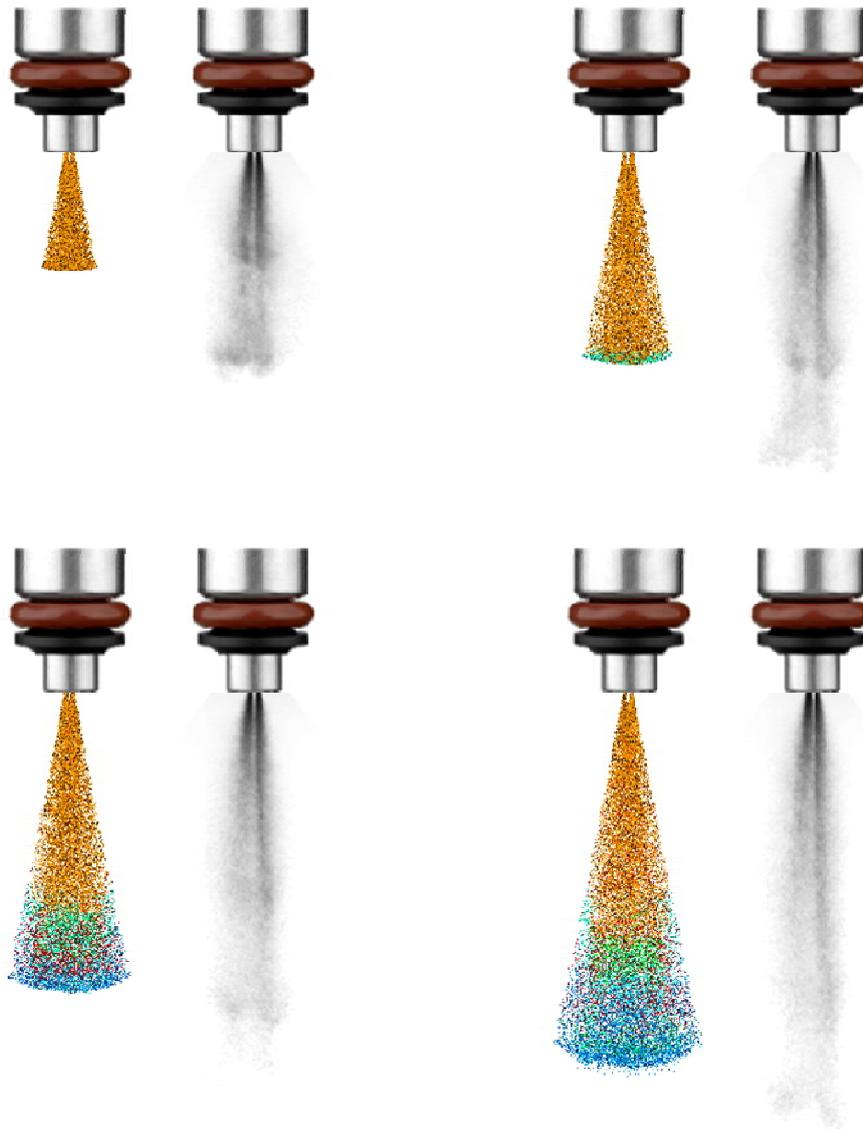


Abbildung 4.26: Spraybilder inkl. Durchflusskoeffizient

Weiters kann festgestellt werden, dass die Sprayform in der Simulation einem kompakten geschlossenen Kegel entspricht. In Abbildung 4.26 ist jedoch klar ersichtlich, dass die Bilder aus der Vermessung verschiedene Bereiche aufweisen, in denen der Strahl unterschiedlich ausgeprägt ist.

Durch die Vermessung liegen weder Informationen über die Düseninnenströmung, noch über den anliegenden Druck im Injektorinneren unmittelbar vor der Lochplatte, vor. Da die Anwendungsmöglichkeiten in der Simulation begrenzt sind, wird versucht, das Modell mit zwei Injektoren an den realen Spray heranzuführen.

In dieser Masterarbeit gilt es nicht, die Eigenschaften im Inneren der Düsen zu berechnen, sondern mit einem akzeptablen Zeitaufwand das Düsenverhalten physikalisch zu reproduzieren. Zwei unterschiedliche Einspritzverläufe scheinen dabei eine gute Herangehensweise darzustellen. Dabei wird zu unterschiedlichen Zeiten eingespritzt. Die in der Injektorparametrisierung vorgegebene Kraftstoffmasse sowie die Einspritzzeiten, müssen auf die zweistufige Anwendung abgeändert werden. Die Spritzplatte enthält vier symmetrisch angeordnete Düsen, wobei in der zu vergleichenden Ansicht (s.Abb. 4.27) nur zwei, mit stark ausgeprägtem Strahlzentrum, dargestellt werden.

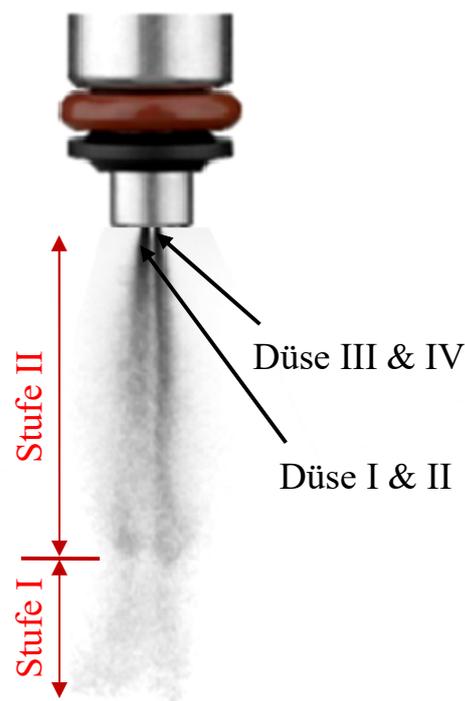


Abbildung 4.27: Sprayform durch Injektorvermessung

Der erste Injektor injiziert von 0 ms bis 0,4 ms, der zweite Injektor zeitversetzt von 0,4 ms bis zum Endzeitpunkt der Einspritzung. Die Einspritzzeiten werden dabei aus Messungen ermittelt und auf Übereinstimmung mit den Bilddateien überprüft. Die Betrachtung der beiden Injektoren erfolgt getrennt, um die Geometrie, die Charakteristik und die Eindringtiefe der einzelnen Pulse besser erkennen und abstimmen zu können. Zuerst wird Injektor II, der einen weit größeren Massenanteil aufweist und mit einem konstanten, maximalen Massenstrom durchflutet wird, abgeglichen. Iterativ werden dabei die Spraybilder, der Tropfenverlauf und der SMD-Größenverlauf verglichen, um die reale Spraycharakteristik möglichst genau wiederzugeben. Für den optischen Vergleich der Simulation wird, wie schon in Abbildung 4.26, das zeitgleiche Spraybild aus der Injektorvermessung angeführt.

In den folgenden Bildern wird der optische Abgleich des zweiten Injektors alphabetisch

aufgelistet. Abbildung 4.28, a) zeigt das Spraybild mit rechteckigem Einspritzverlauf und veränderter Kraftstoffmasse. Die erste Veränderung ist in Abbildung 4.25, b) erkennbar. Hier wird der Parcelanteil der Düse auf das Kegelformzentrum verlagert, womit die Strahlen der Düse stärker ausgeprägt werden. Abbildung 4.28, c) zeigt einen veränderten Orientierungsvektor von 0,02 auf 0,05. Dabei wird der Winkel α von $2,3^\circ$ auf einen größeren Strahlwinkel von $5,7^\circ$ erweitert. In Bild d) erfolgt noch die Anpassung des Düsenkegelwinkels von 20° auf einen Winkel von 15° . Durch die vorgenommene Veränderung wird eine bessere optische Übereinstimmung mit den Spraybildern erzielt.

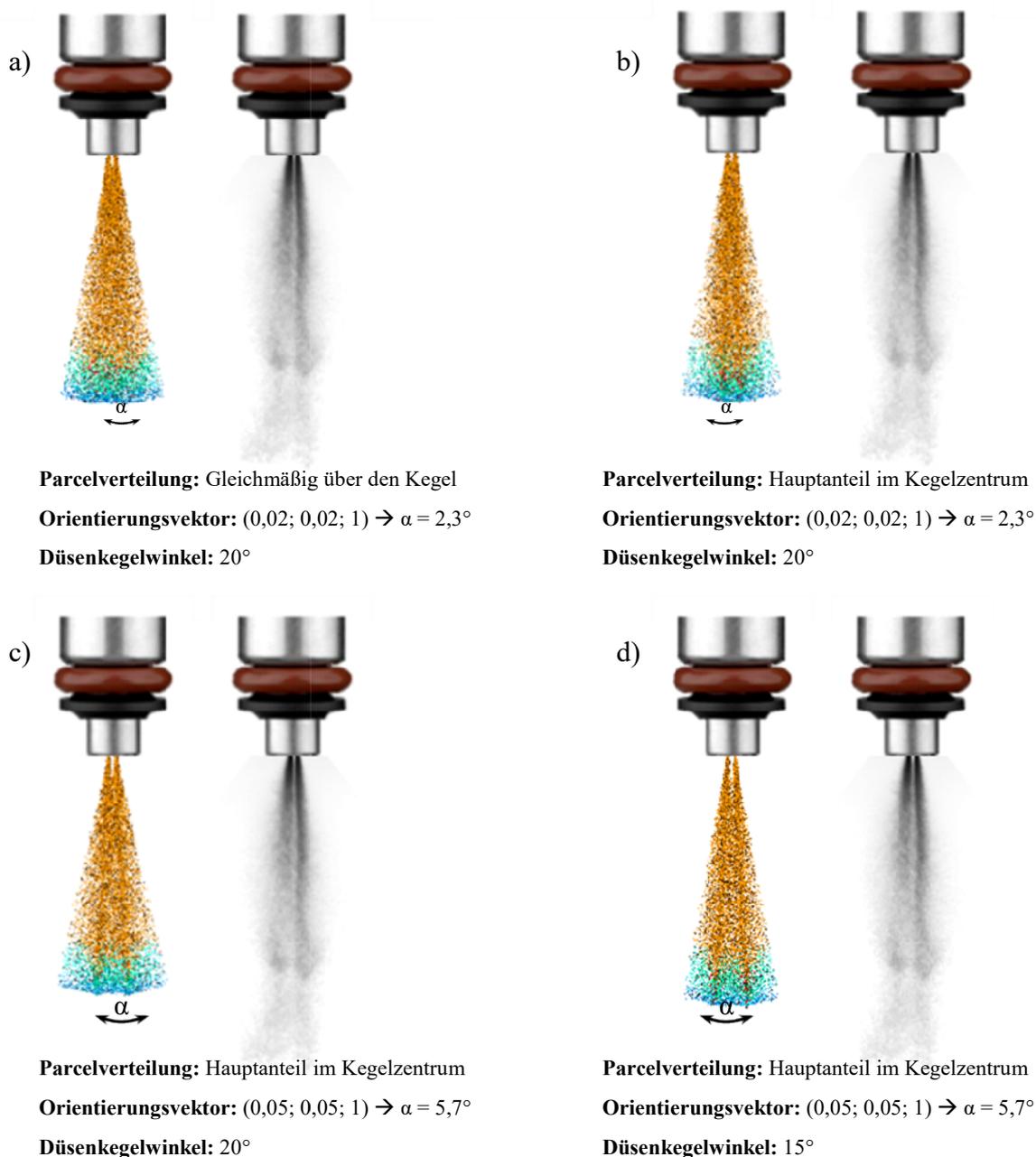


Abbildung 4.28: Optischer Sprayabgleich

Für die Auswertung der durch die UDF erstellten Berechnungsdaten wird eine Veränderung vorgenommen. War für die Ermittlung der Spraybombe noch eine UDF mit einer Auswertebene über den ganzen Zylinderquerschnitt ausreichend, so wird in dieser Phase eine möglichst der realen Messung entsprechende Auswertung angestrebt. Die modifizierte UDF beinhaltet zwei Auswertezylinder mit je 9 mm Durchmesser. Der Mittelpunktabstand zum Düsenende beträgt dabei 25 mm für den ersten und 65 mm für den zweiten Zylinder. In Abbildung 4.29 werden die neuen Auswertebereiche, grafisch dargestellt.

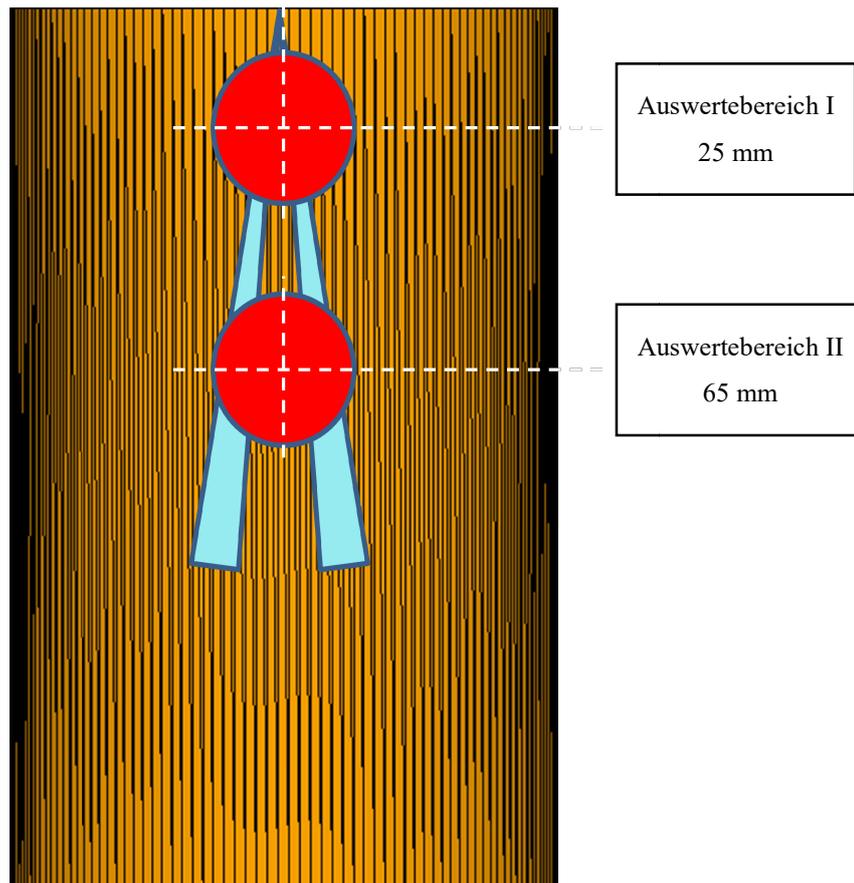


Abbildung 4.29: Auswerteprinzip in modifizierter UDF

Diese Veränderung hat den Sinn, den Laser aus der Injektorvermessung genau nachzubilden und nur die Tropfen zu erfassen, die auch im Prüfstand ausgewertet werden. Weiters wurde die anzahlbasierende Ausgabe der Tropfenverteilung auf eine volumenbasierende abgeändert, da diese auch der Messausgabe entspricht. Die Vergleichsdiagramme werden in den Abstimmungsschritten aus Abbildung 4.28. noch nicht dargestellt, da die doch klaren optischen Änderungen des Spraybildes nahezu keine Verlaufsänderung aufweisen.

4.7.1 Turbulente kinetische Energie tke und turbulente Dissipation eps

Die erste Anwendung der modifizierten UDF wird für die Variationsrechnungen bezogen auf die turbulente kinetische Energie tke und die turbulente Dissipation eps verwendet. Für die Bestimmung der SMD-Größenverteilung wird in der Vermessung eine Dauereinspritzung verwendet. Dadurch ist anzunehmen, dass bei fortgeschrittener Einspritzzeit bereits eine gewisse Turbulenz innerhalb der Spraybombe existiert. Aus diesem Grund kann am Anfang der Simulation kein völliger Ruhezustand angenommen werden.

Um die Anfangsbedingungen zu bestimmen, wird eine Simulation mit mehreren Zyklen durchgeführt. Die sich einstellenden Werte von $tke = 2 \frac{m^2}{s^2}$ und $eps = 9000 \frac{m^2}{s^3}$ werden dann als Anfangswerte, in der tatsächlichen Simulation mit nur einem Zyklus, eingesetzt. In weiterer Folge wird dieser Wert variiert, um gegebenenfalls eine Sensitivität aufzuzeigen.

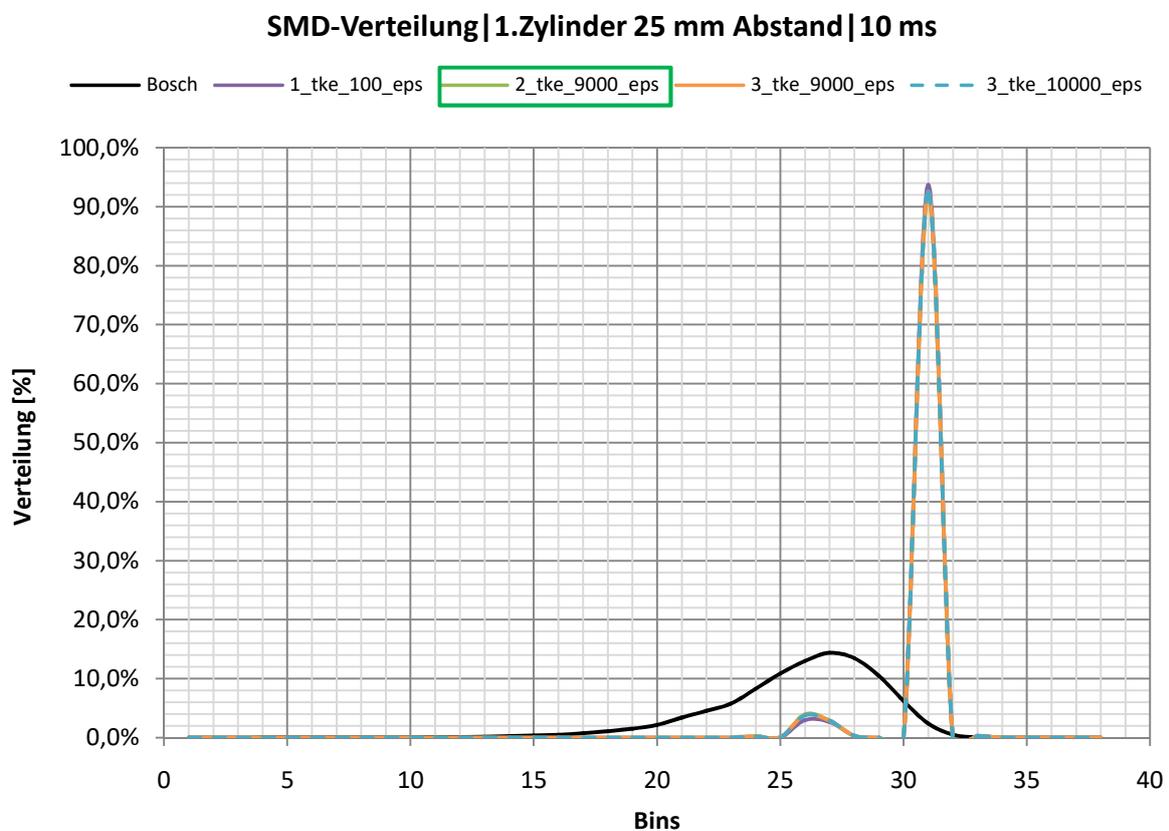


Abbildung 4.30: 1.Zylinder | Variation tke und eps

Das Ziel der Sprayabstimmung ist durch den schwarzen Verlauf aus der Injektorvermessung vorgegeben. Die Variationen zeigen im ersten Auswertezylinder (s.Abb. 4.30) keine Auswirkungen. Im zweiten Zylinder (s.Abb. 4.31), ist jedoch eine klare Veränderung ersichtlich. Die Berechnung der simulatorisch ermittelten Initialwerte von $tke = 2 \frac{m^2}{s^2}$ und $eps = 9000 \frac{m^2}{s^3}$ (grüner Verlauf), entsprechen am besten den Messwerten und werden deshalb beibehalten.

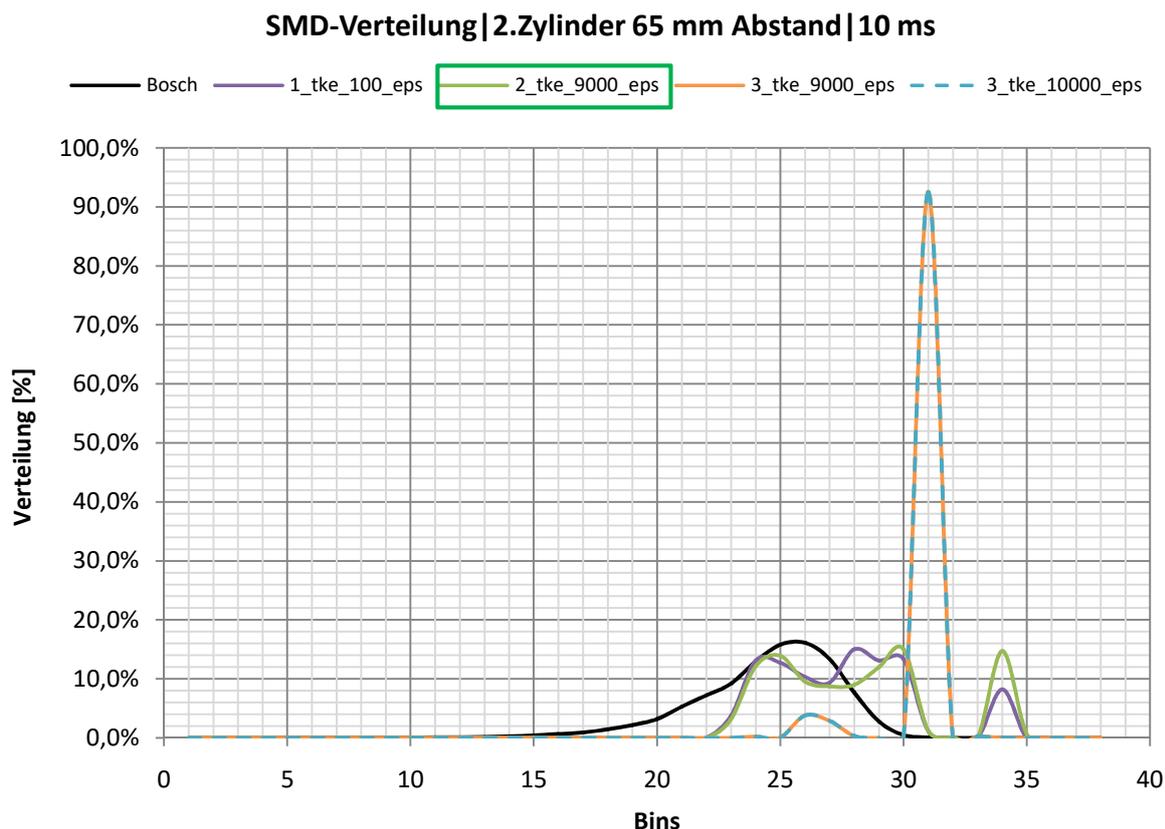


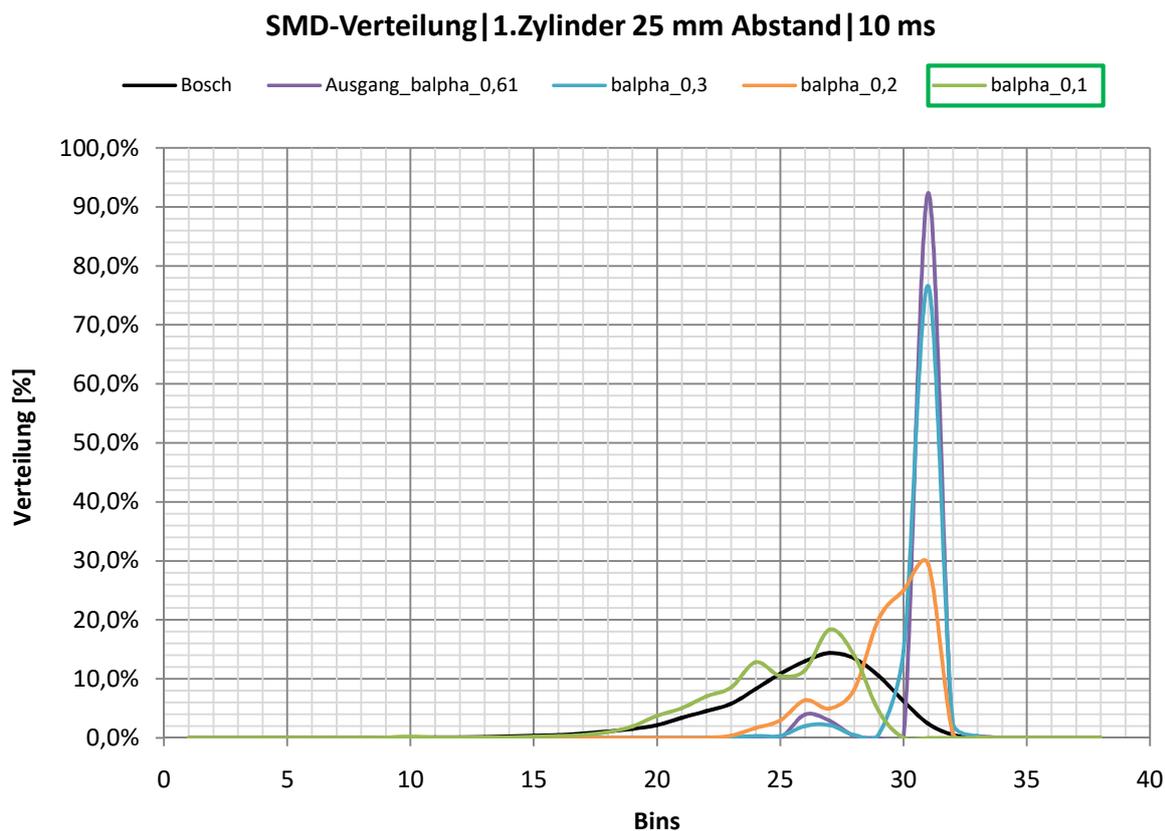
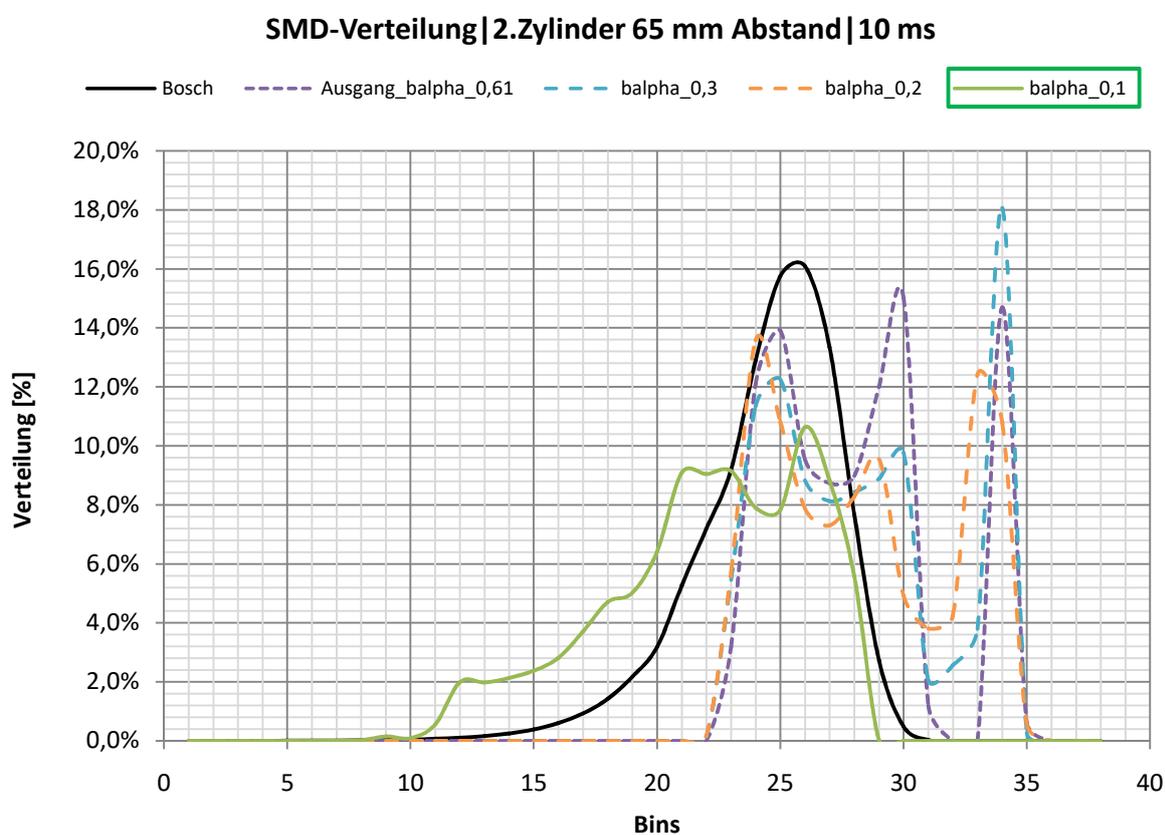
Abbildung 4.31: 2.Zylinder | Variation *tke* und *eps*

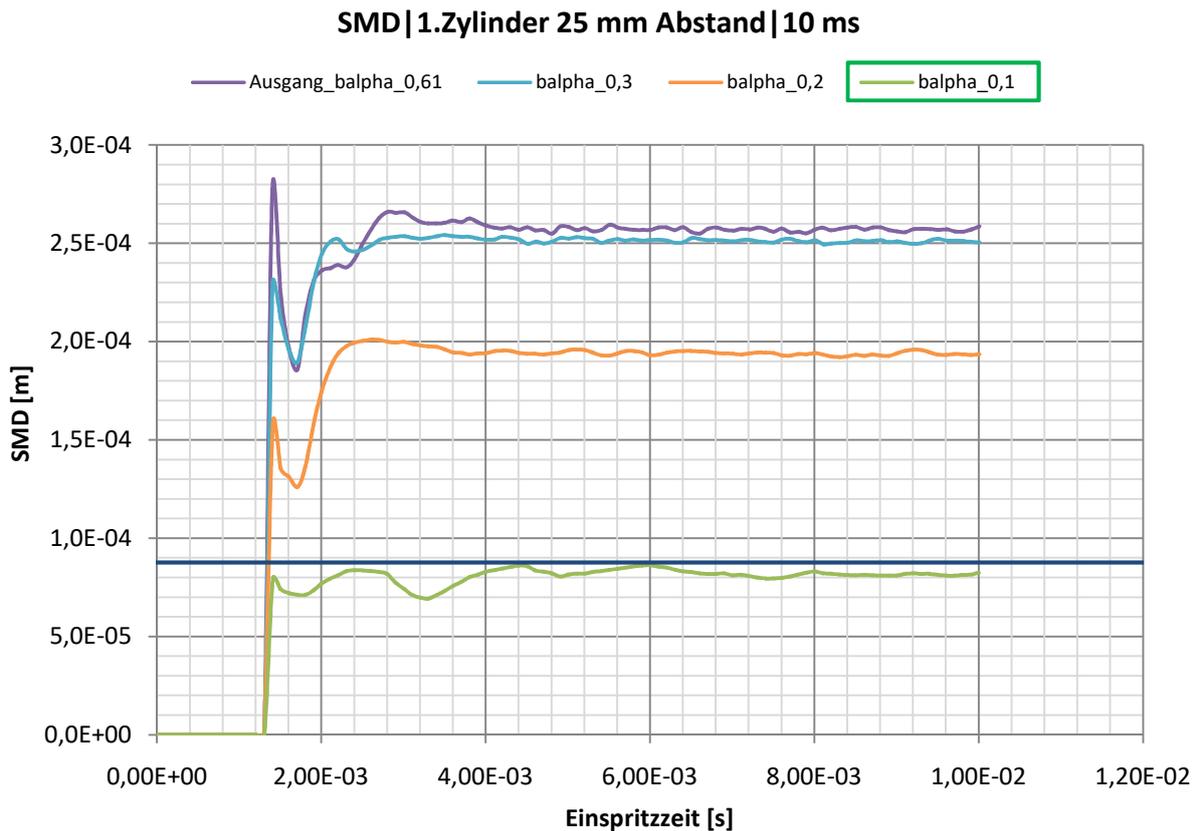
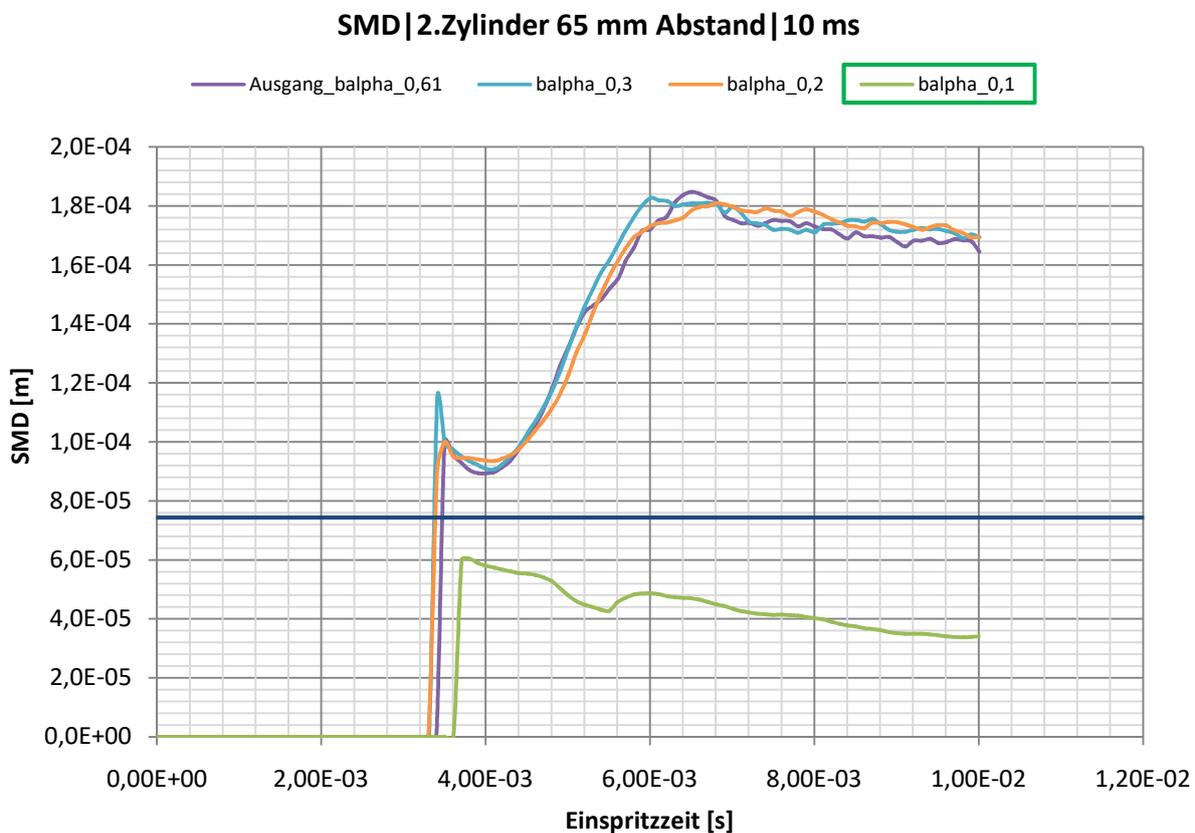
4.7.2 Modell-Größenkonstante *balpha*

Die Modell-Größenkonstante *balpha* hat bei der Parameterstudie relevante Auswirkungen aufgezeigt und wird daher in den nächsten Variationsrechnungen näher untersucht. Eine genaue Erklärung von *balpha* wurde bereits in Abschnitt 2.6.1 „Kelvin-Helmholtz Modell“ aufgeführt. Dort wird der Parameter allerdings durch die Literarische Bezeichnung B_0 ausgedrückt.

In Abbildung 4.32 sowie in Abbildung 4.33 wird die Theorie bestätigt. Mit sinkendem *balpha* nimmt der SMD ab, weshalb eine Verschiebung der Volumenverteilung in den Teilbereich mit kleineren Tropfen erfolgt. Eine Größenkonstante von 0,1 erzielt dabei die beste Annäherung an den schwarzen Zielverlauf.

In den Abbildungen 4.34 und 4.35 sind die Änderungen in den Größenverläufen ersichtlich. Durch die Injektorvermessung werden im ersten Auswertebereich eine SMD von 88,6 μm und im zweiten ein SMD von 74,1 μm angestrebt. Mit der ausgewählten Modell-Größenkonstante 0.1 kann auch in der SMD-Größenverteilung eine deutliche Annäherung an den angestrebten SMD erreicht werden. Die jeweiligen Zielgrößen werden durch eine blaue Linie gekennzeichnet.

Abbildung 4.32: 1.Zylinder | Variation *balpha*Abbildung 4.33: 2.Zylinder | Variation *balpha*

Abbildung 4.34: 1.Zylinder| SMD, Variation *balphi*Abbildung 4.35: 2.Zylinder| SMD, Variation *balphi*

4.7.3 KH-RT Breakup Length

Eine Änderung erfolgt mit der Umstellung des Parameters *distant* auf 0,01. Mit dieser Eingabe wird der Strahlaufbruch so nahe wie möglich an das Düsenende verschoben und damit der gesamten Simulation ein KH-RT Modell aufgezwungen. Die genaue Beschreibung dieses Parameters wurde bereits in Abschnitt 2.6.3 „KH-RT Breakup Length Model“ erläutert, in der der Parameter *distant* durch die Bezeichnung C_{bl} ausgedrückt wird. Die Volumenverteilungen dieser Auswahl werden in den Abbildungen 4.36 und 4.37 dargestellt.

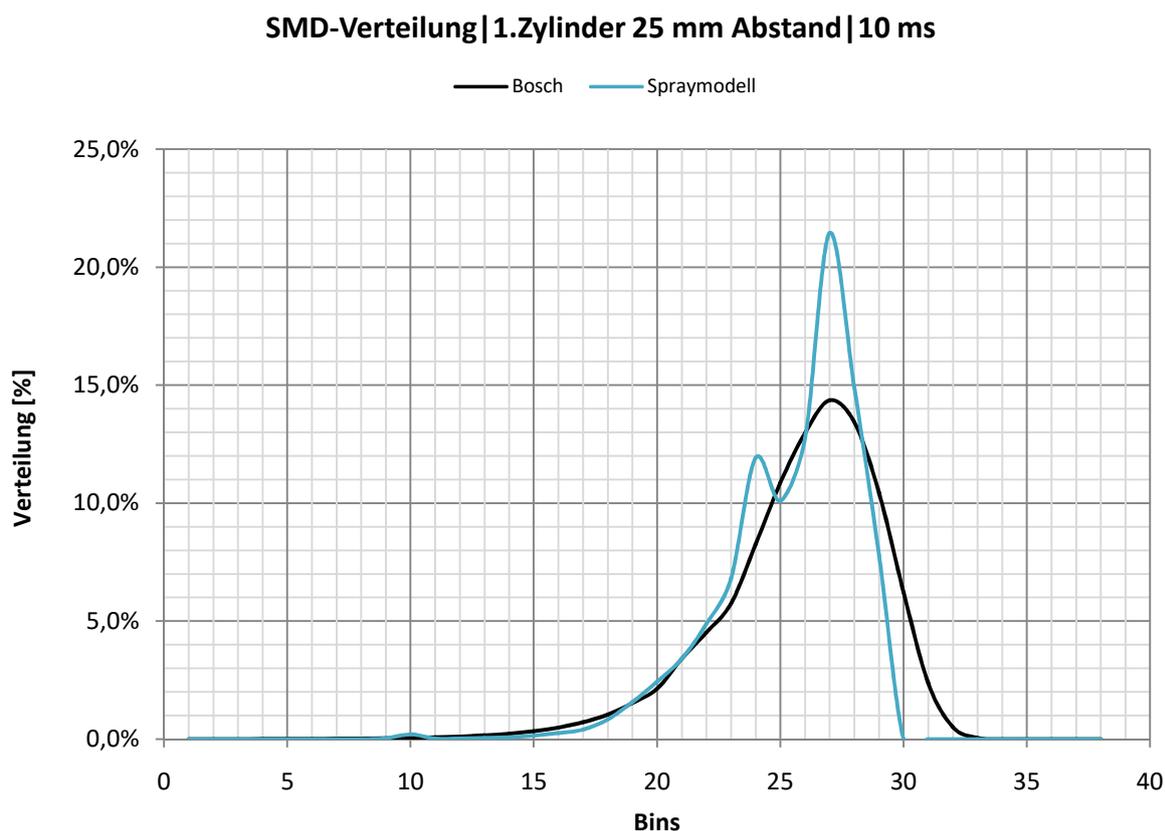


Abbildung 4.36: 1.Zylinder| Spraymodell nach Parameterabstimmung

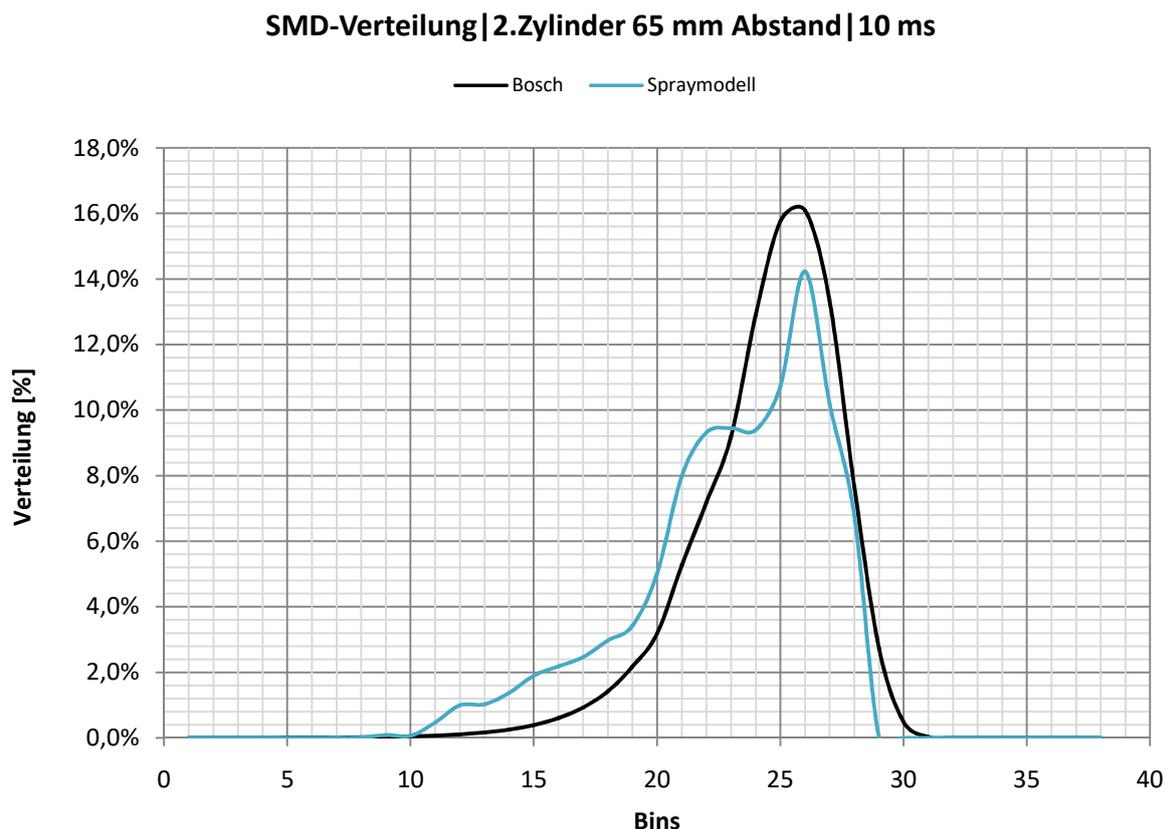


Abbildung 4.37: 2.Zylinder | Spraymodell nach Parameterabstimmung

Weitere Variationsrechnungen, um den Injektor optisch noch näher an die Spraybilder anzupassen, ergaben einen Kegelwinkel von 9° und einen Richtungsvektor der Düsen von (0,04; 0,04; 1).

Eine neuerliche Überarbeitung der Einspritzzeiten des II-Injektors (Start bei 0.6 ms) und daraus resultierend der Kraftstoffmasse, bringt eine bessere Annäherung an die realen Gegebenheiten. In der Simulation wirken sich die Änderungen allerdings in einer geringeren Eindringtiefe des Sprays aus. Um dies zu kompensieren, wird neuerlich eine Düsenvariation durchgeführt, da mit einer kleineren Querschnittsfläche, eine höhere Einspritzgeschwindigkeit und daraus eine größere Eindringtiefe erreicht wird. Die ist unter der Annahme zulässig, dass der genaue effektive Querschnitt (ca) sowie die tatsächliche effektive Geschwindigkeitsreduktion (cv) an der Düsenmündung nicht bekannt sind. Der SMD wird dabei dem Düsendurchmesser gleichgesetzt.

Die Variationsrechnungen ergeben bei einem Düsendurchmesser von $260 \mu\text{m}$ und einem gleichgroßen SMD, die am besten passende Eindringtiefe. Aufgrund der Übersichtlichkeit werden in den Vergleichsdiagrammen aus Abbildung 4.38 und 4.39 nur der ursprüngliche Durchmesser von $277 \mu\text{m}$ und der in Folge weiterverwendete Durchmesser von $260 \mu\text{m}$ dargestellt.

Die dabei aufgetretene Abweichung von 6 % ist zu tolerieren, da die Düsendurchmesser in den Spritzlochscheiben gestanzt werden und die Firma Bosch dadurch ein entsprechend großes Toleranzfeld offen lässt, und wie oben beschrieben, cv und ca nicht exakt bekannt sind.

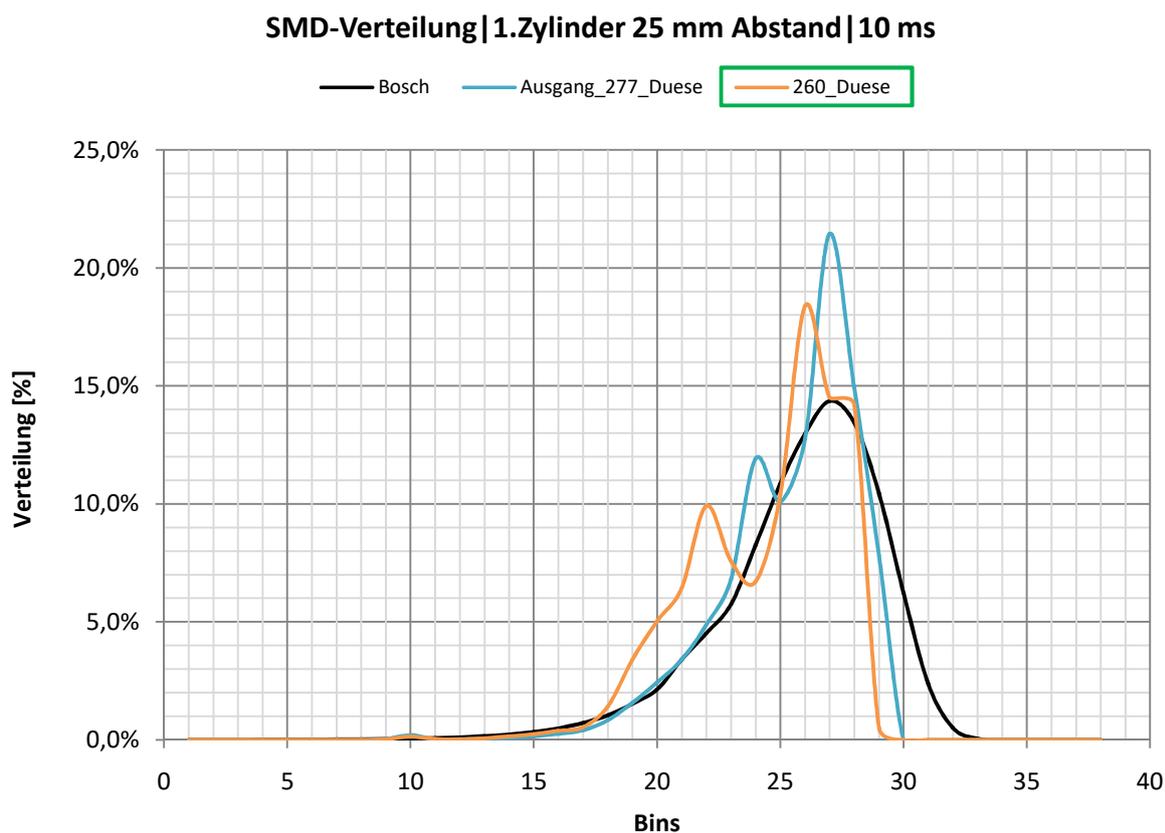


Abbildung 4.38: 1.Zylinder | Variation Düsendurchmesser

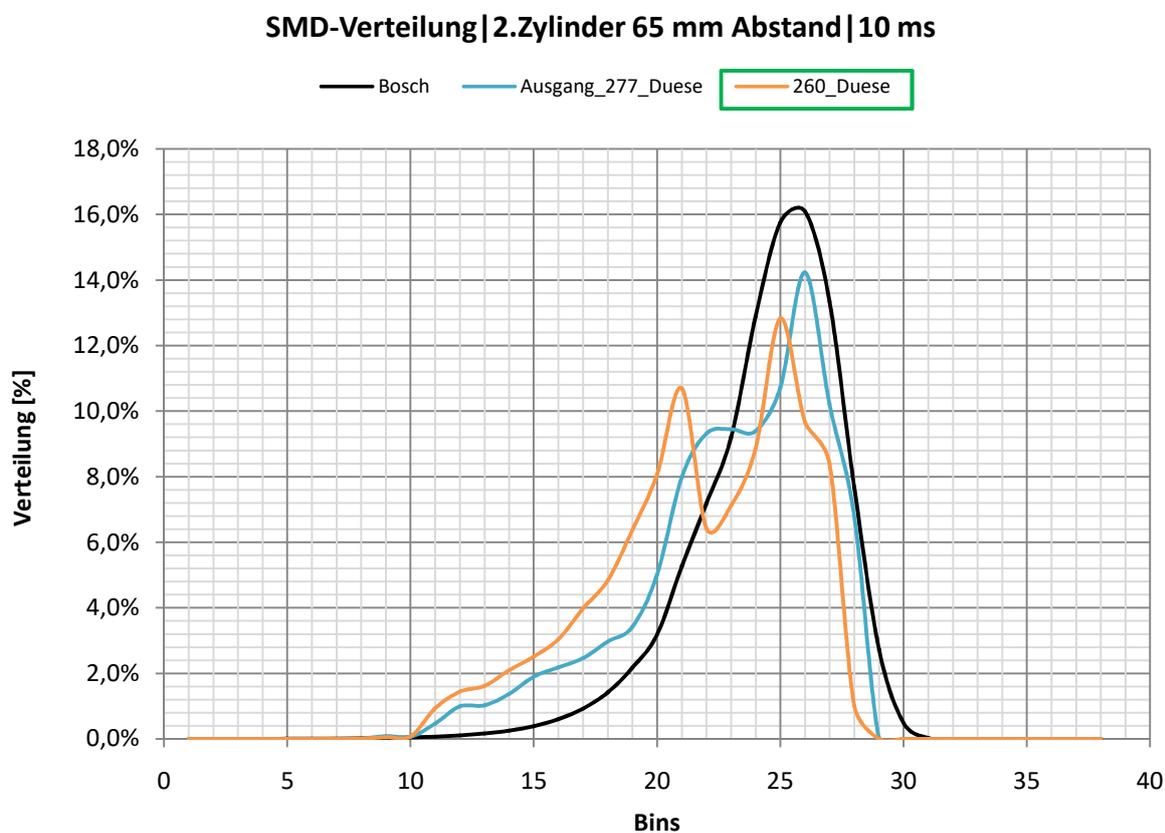


Abbildung 4.39: 2.Zylinder | Variation Düsendurchmesser

4.7.4 Kollisionsmodell

Mit der Aktivierung eines Kollisionsmodells werden in Converge Wechselwirkungen zwischen den Kraftstofftropfen berücksichtigt. Die Verwendung eines Kollisionsmodells zeigt einen wesentlichen Einfluss in der Ergebnisauswertung (Abbildungen 4.40 bis 4.43), wohingegen die Auswahl der unterschiedlich möglichen Modelle keinen relevanten Unterschied ergibt. Aus diesem Grund wird das „NTC_O-Rourke_Kollisionsmodells“ willkürlich getroffen.

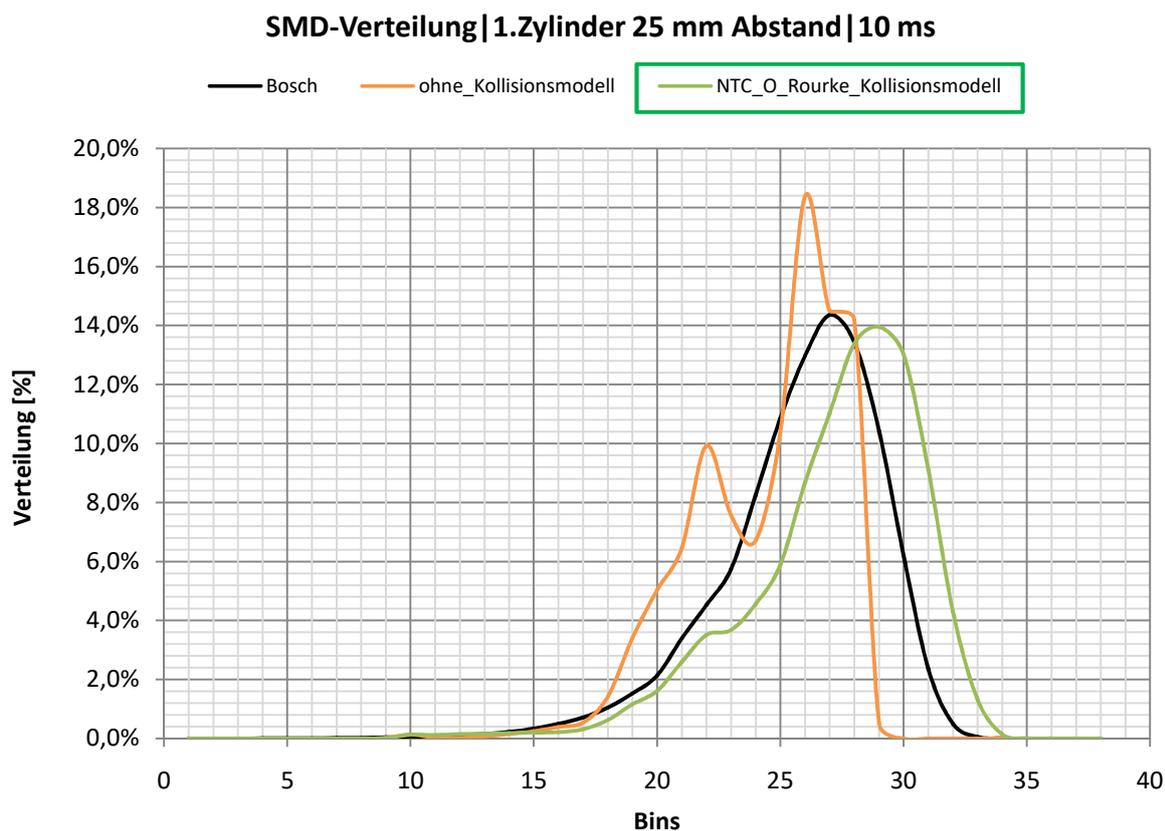


Abbildung 4.40: 1.Zylinder| Variation Kollisionsmodelle

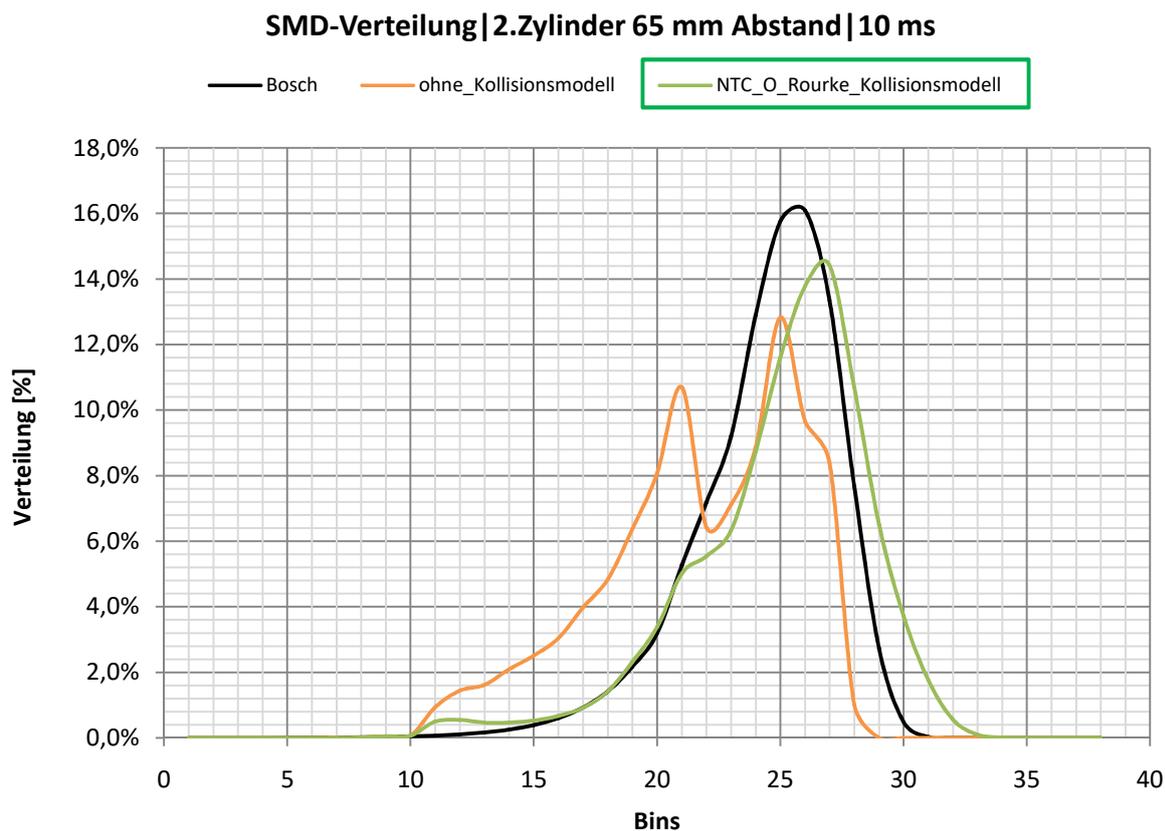


Abbildung 4.41: 2.Zylinder | Variation Kollisionsmodelle

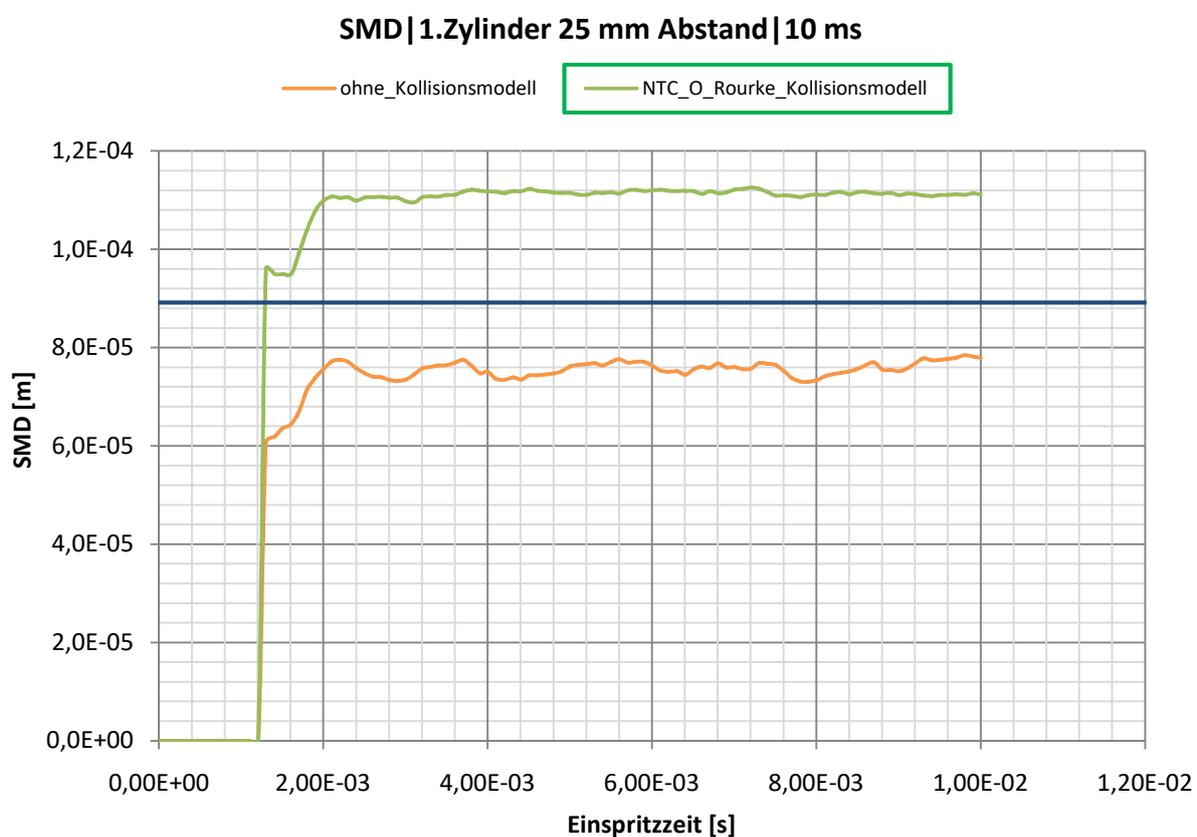


Abbildung 4.42: 1.Zylinder | SMD, Variation Kollisionsmodelle

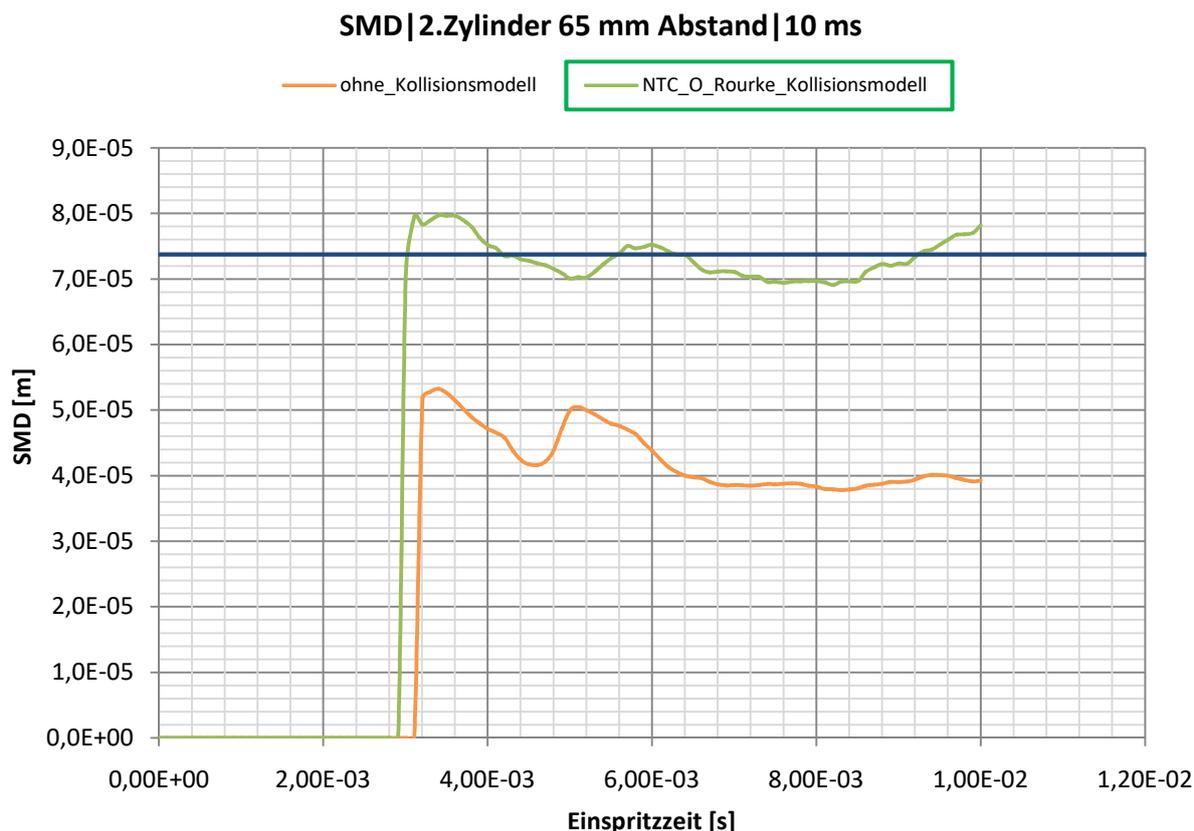


Abbildung 4.43: 2.Zylinder | SMD, Variation Kollisionsmodelle

4.7.5 Turbulente Dispersion

Als weiterer wichtiger Einstellwert zeigt sich die Berücksichtigung der turbulenten Dispersion, die eine, durch thermische Energie hervorgerufene Positionsänderung von Teilchen beschreibt. Dabei wird mit der Aktivierung des „TKE_preserving_models“ eine leichte Verlaufsverschiebung in Richtung kleinerer Tropfengröße im ersten Zylinder (Abb. 4.44) sowie im zweiten Zylinder (Abb. 4.45) festgestellt. Hier wird die Turbulenz bereits kurz nach dem Düsenende berücksichtigt, was sich in eine frühere Zerstäubung und kleinere Tropfen auswirkt. In den Abbildungen 4.46 und 4.47, werden noch die SMD-Größenverläufe dargestellt, in denen die Tropfenverkleinerung bestätigt wird.

Die dazugehörigen Bilddateien aus Abbildung 4.48 und Abbildung 4.49 zeigen die Auswertung der 3D-Daten mittels Enight, welche dem Spraybild aus der Injektorvermessung schon sehr nahe kommt.

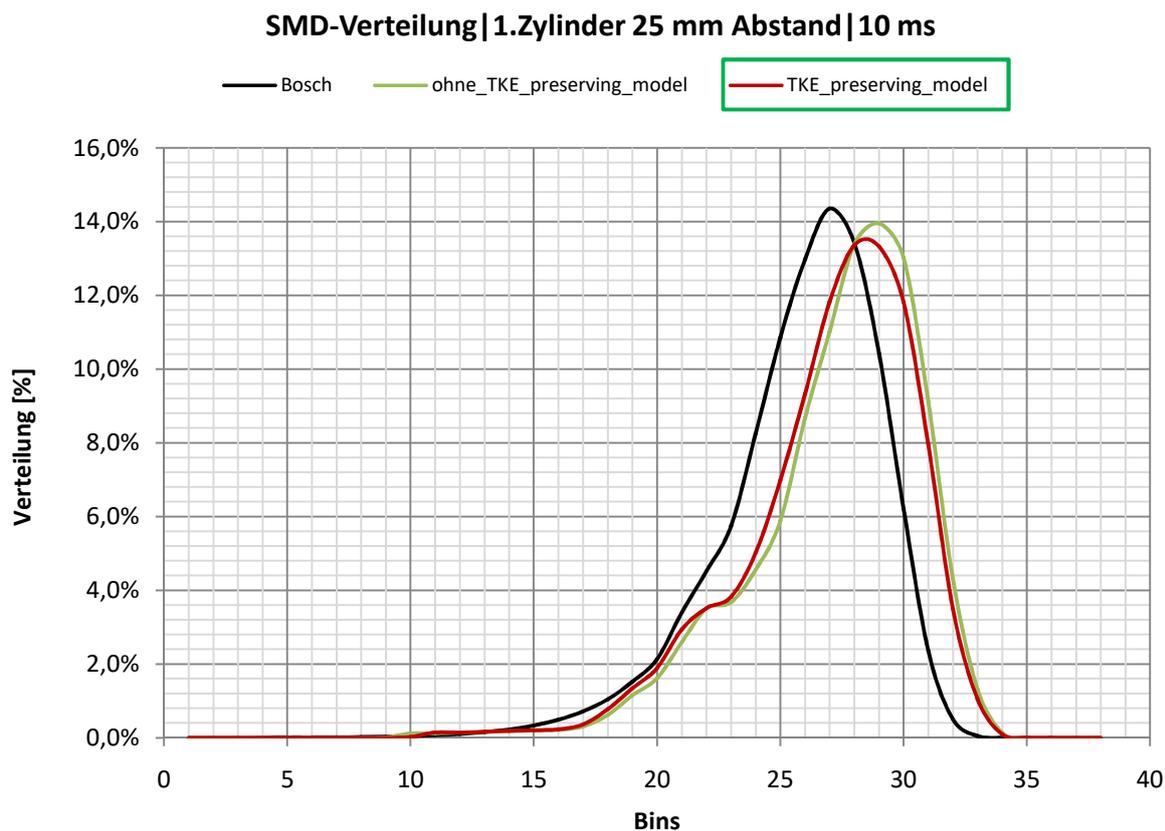


Abbildung 4.44: 1.Zylinder | TKE_preserving-model

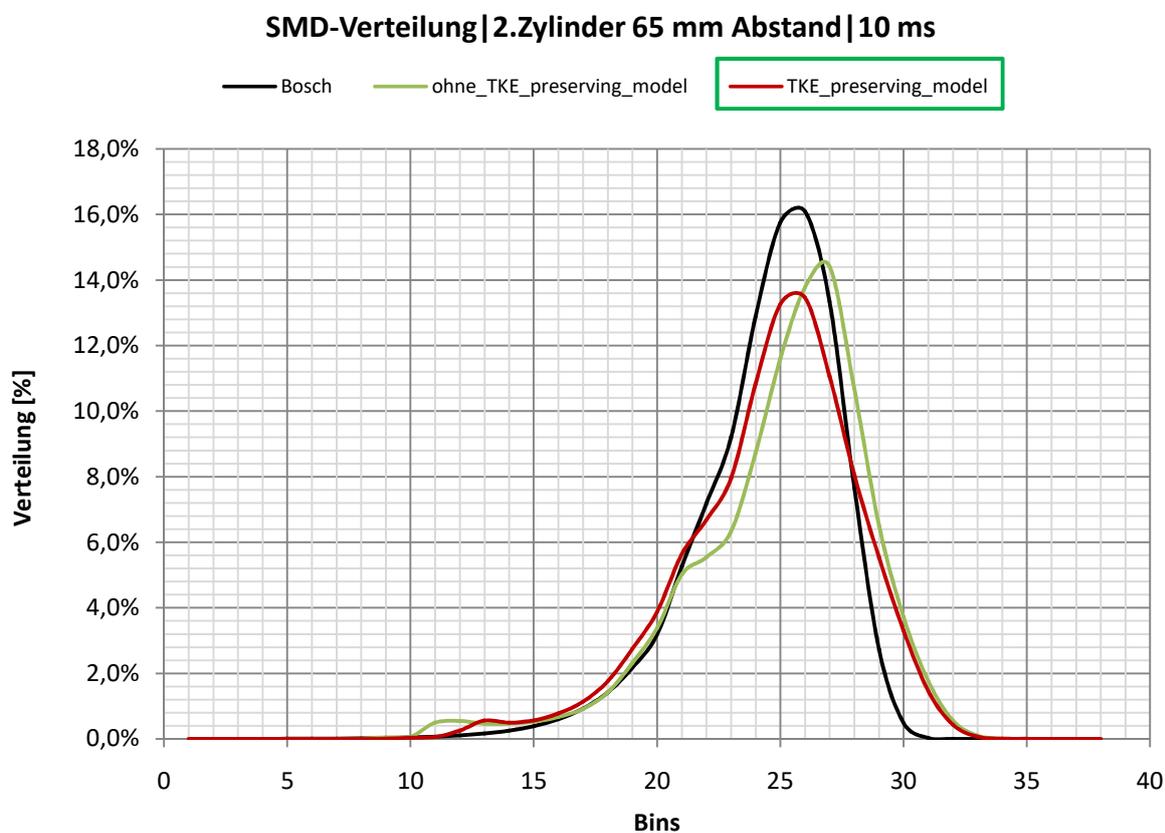


Abbildung 4.45: 2.Zylinder | TKE_preserving-model

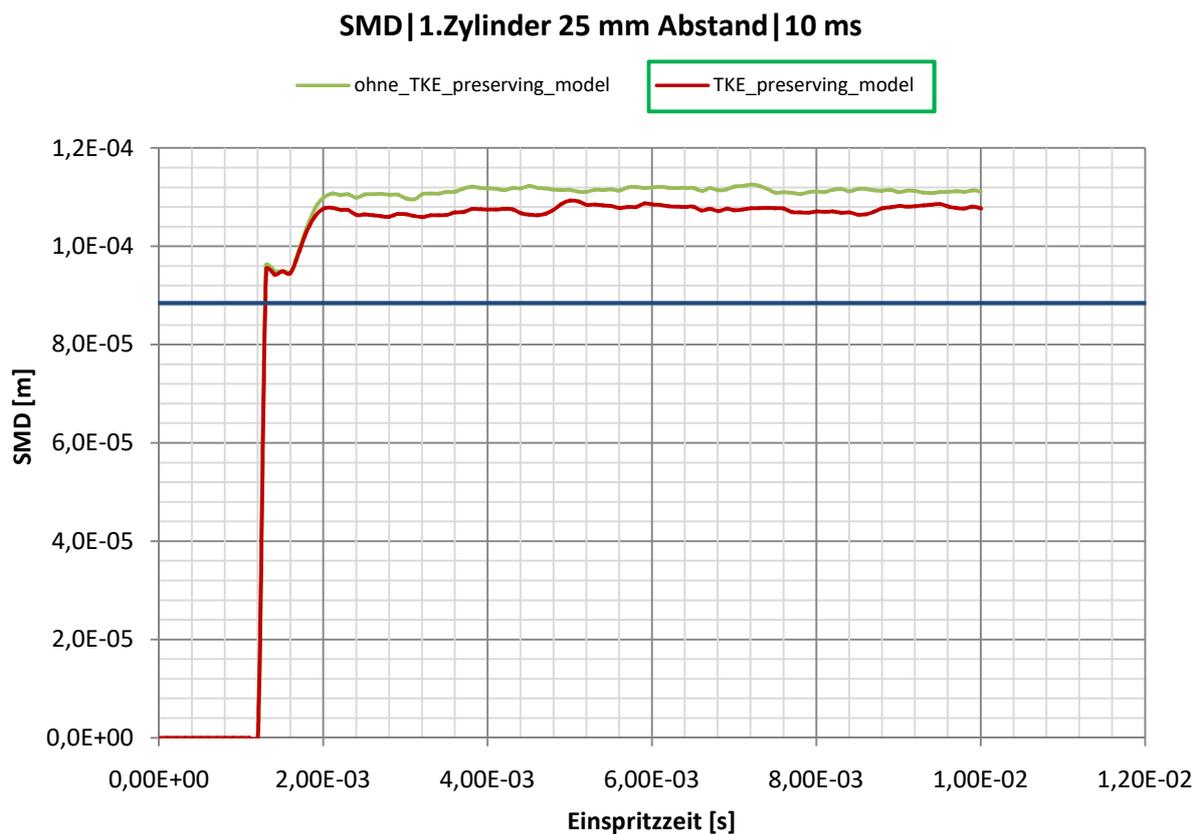


Abbildung 4.46: 1.Zylinder | SMD, TKE_preserving-model

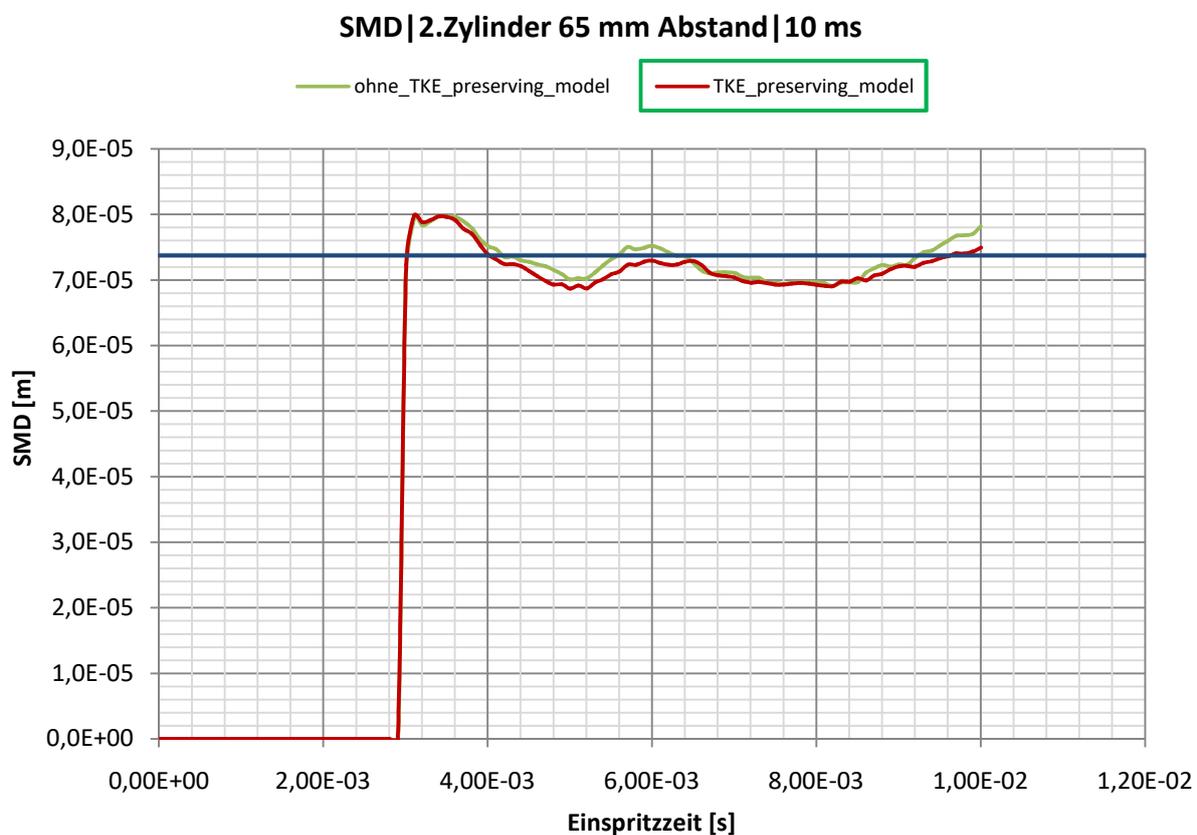


Abbildung 4.47: 2.Zylinder | SMD, TKE_preserving-model

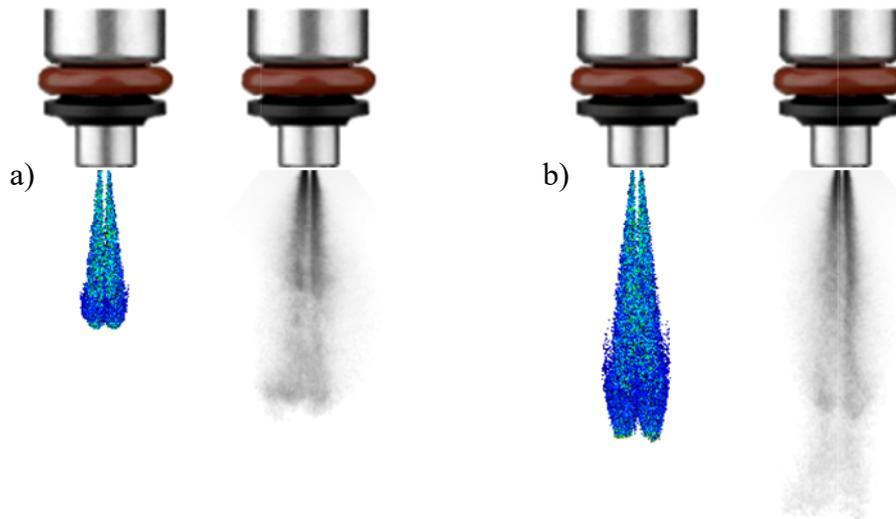


Abbildung 4.48: Spraybilder; a) bei 1,3 ms; b) bei 1,8 ms

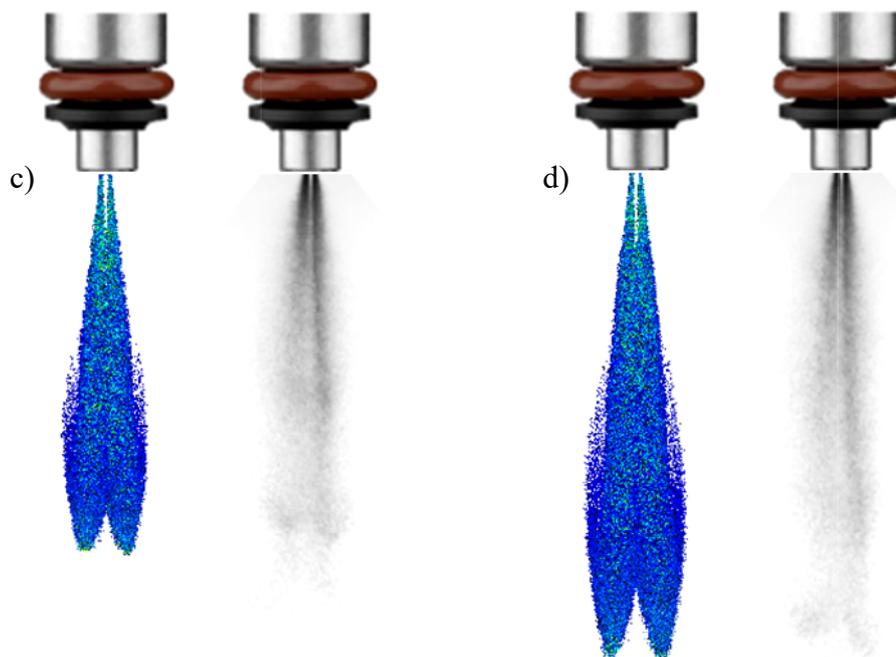


Abbildung 4.49: Spraybilder; c) bei 2,3 ms; d) bei 2,8 ms

4.7.6 Collision Mesh

In einem realen Einspritzstrahl herrschen chaotische Verhältnisse, bei denen die Tropfen aneinanderprallen. Wie wichtig es ist, diese Effekte auch in der Simulation zu berücksichtigen und ein Kollisionsmodell zu verwenden, wurde bereits auf den Seiten 69 bis 71 erläutert. Ein Nachteil ist dabei, dass Kollisionsberechnungen stark vom Netzgitter abhängen können. Um dieses Problem zu beheben, besteht in Converse die Möglichkeit, ein adaptives Kollisionsnetz zu verwenden [5].

Wird kein Kollisionsnetz eingesetzt, können nur Parcels in derselben Gitterzelle miteinander kollidieren. Es besteht keine Möglichkeit über die Zellgrenze hinaus auf andere Parcels zu treffen. Bei der Anwendung eines Kollisionsgitters werden Gittereffekte beseitigt und die Dispersion des Sprays kann viel genauer dargestellt werden. Dabei wird ein einheitliches Gitter gewählt, das sich mit jedem Zeitschritt um eine zufällige Achse dreht und einzig für die Parcelkollision verwendet wird. Das Kollisionsgitter ist vom Gitter der Spraybombe völlig unabhängig [5].

$$dx_{coll} = dx_{base}/2^{coll_scale} \quad (4.2)$$

Die Verfeinerungsstufe des Kollisionsnetzes wird durch den Kollisionsparameter $coll_scale$, auch $collision_level$ genannt, eingestellt und ist in Gleichung 4.2 definiert. Wie in Abschnitt 2.4.1 „Fixed Embedding“ wird mit dx_{base} die Grundgittergröße angegeben. Wenn das Netz erstellt ist, werden die Parcels in das für sie angemessenen Kollisionsgitter platziert und die Kollisionsberechnung geht normal von statten [5]. In der Abbildung 4.50 und Abbildung 4.511 ist die Variation des Kollisionsparameters angeführt. Dabei erzielt die Berechnung mit einem Wert von 2 ein bestmögliches Ergebnis für die Abstimmung des zweiten Injektors.

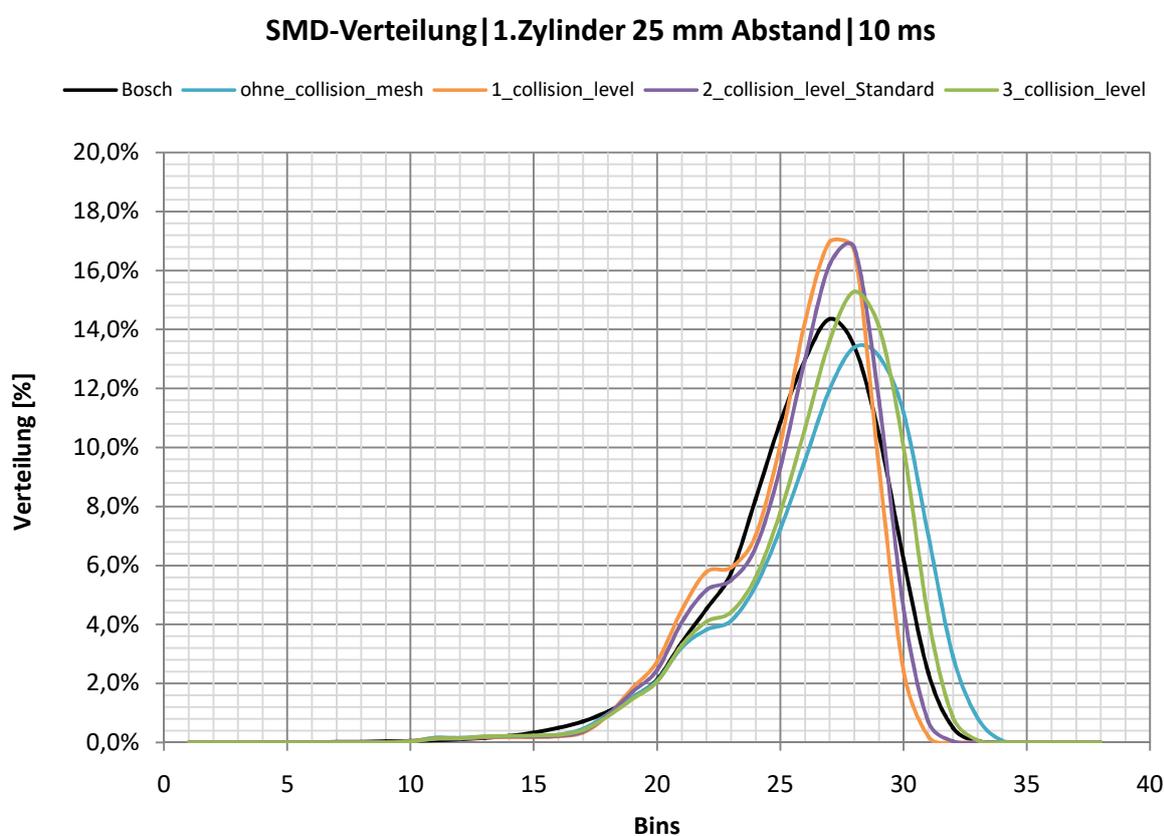
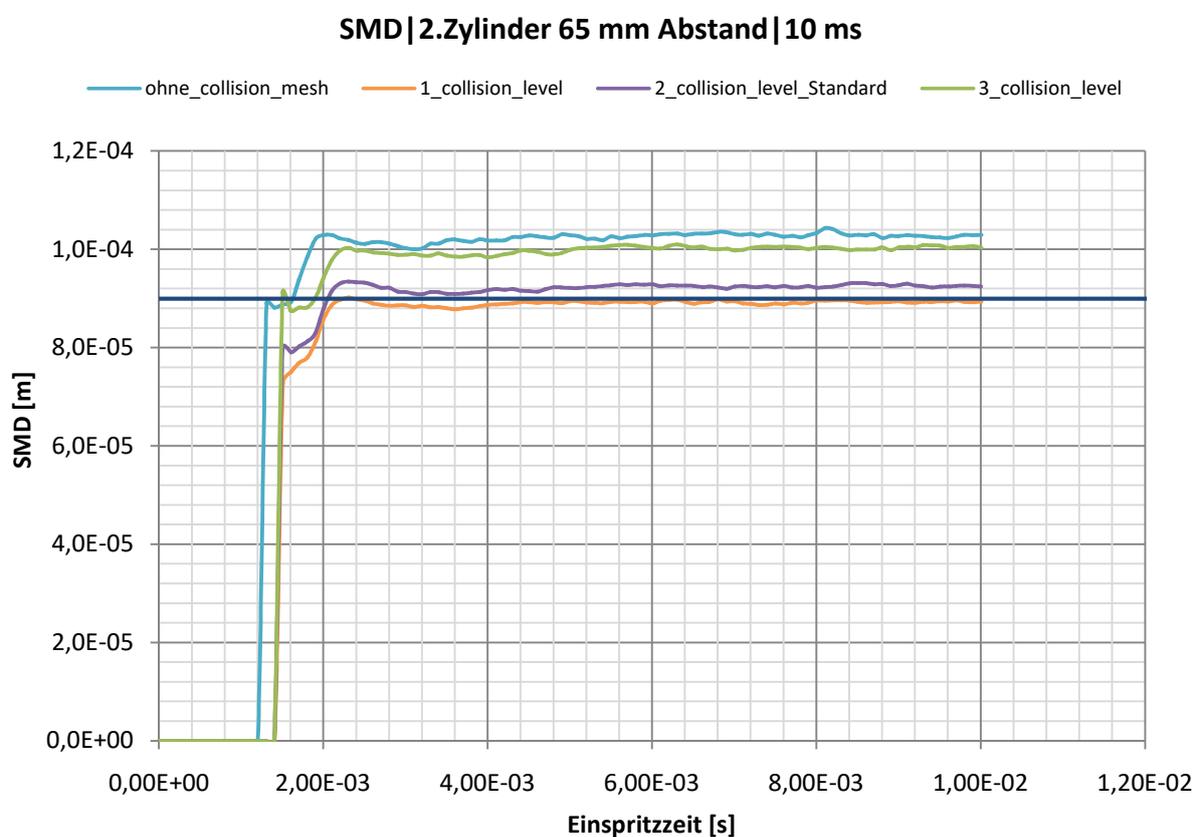
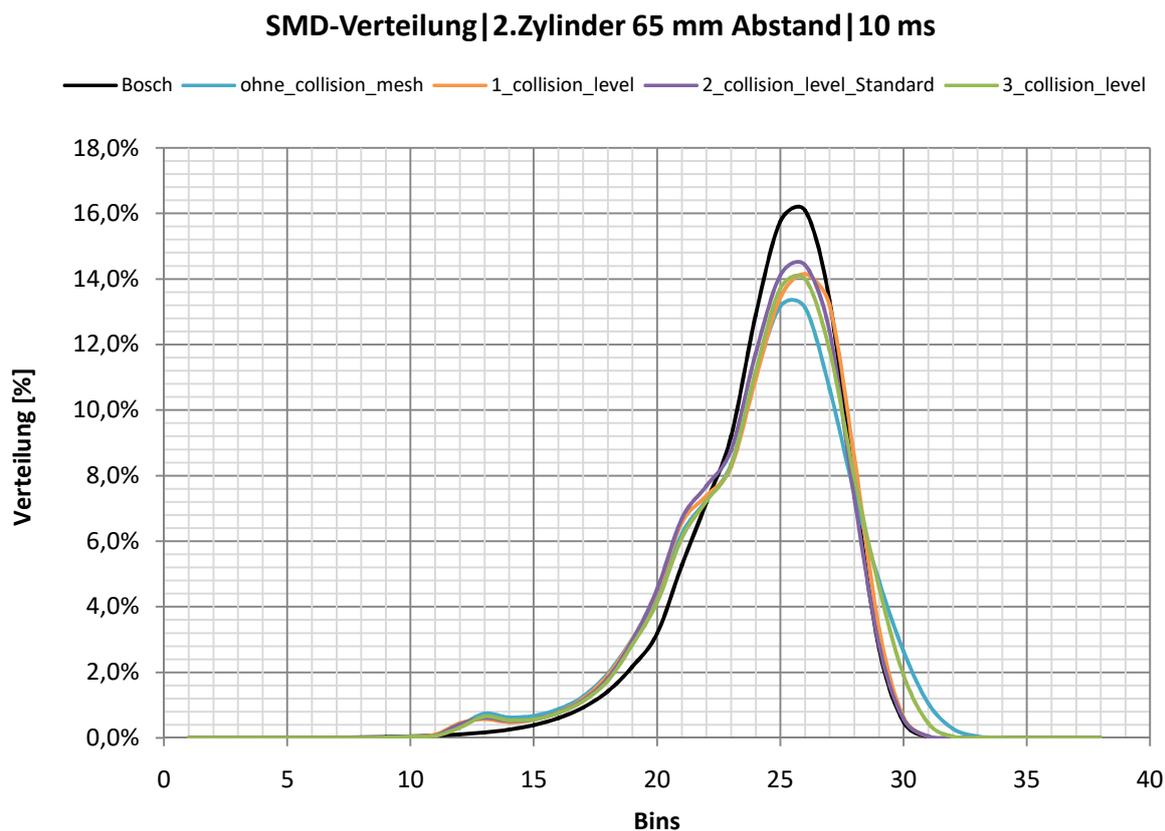


Abbildung 4.50: 1.Zylinder | Variation collision_level



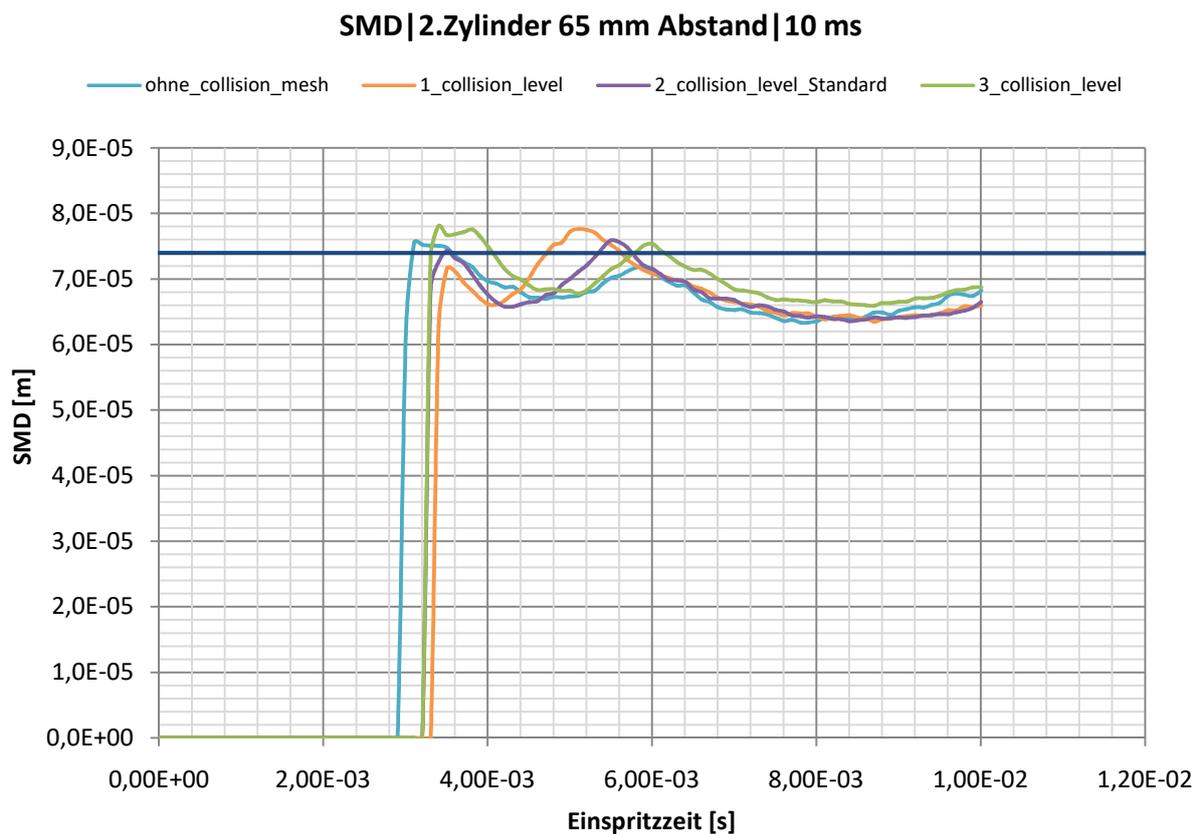


Abbildung 4.53: 2.Zylinder | SMD, Variation collision_level

Neben den guten Ergebnissen in der Volumenverteilung, wird auch im ersten Auswertezylinder (s.Abb. 4.52) ein relativ genauer und vor allem konvergenter Größenverlauf erzielt. Im Diagramm aus Abbildung 4.53, welches den zweiten Auswertebereich darstellt, ist hingegen noch keine vollständige Konvergenz erreicht. Aus diesem Grund folgen weitere Variationsrechnungen, bei denen unterschiedliche Simulationslaufzeiten ausgetestet werden.

In Abbildung 4.54 zeigen nun die Berechnungen, dass eine Simulationszeit von 15 ms ausreicht, um auch im zweiten Bereich ein konvergentes Ergebnis zu erhalten. Die Bilder des zweiten Injektors werden in Abbildung 4.55 chronologisch dargestellt.

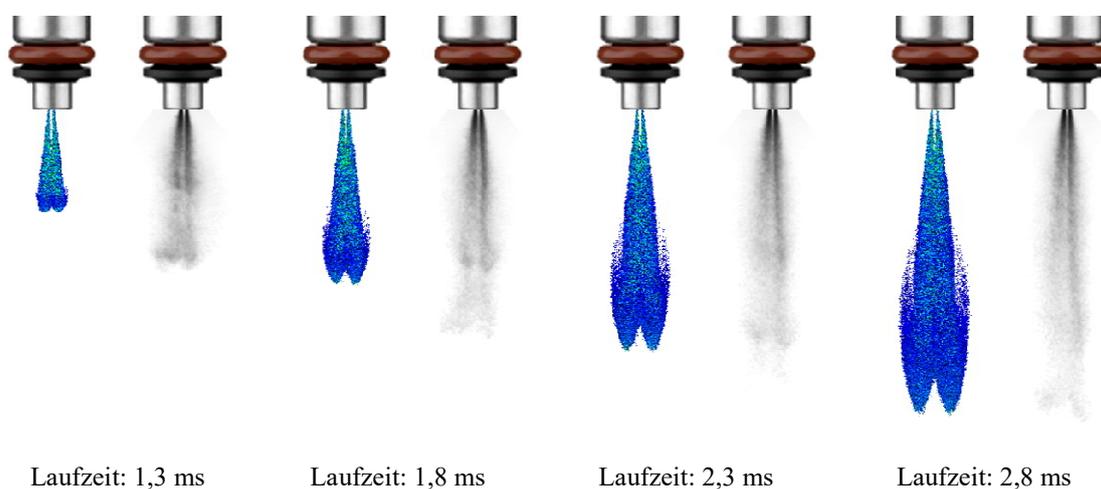
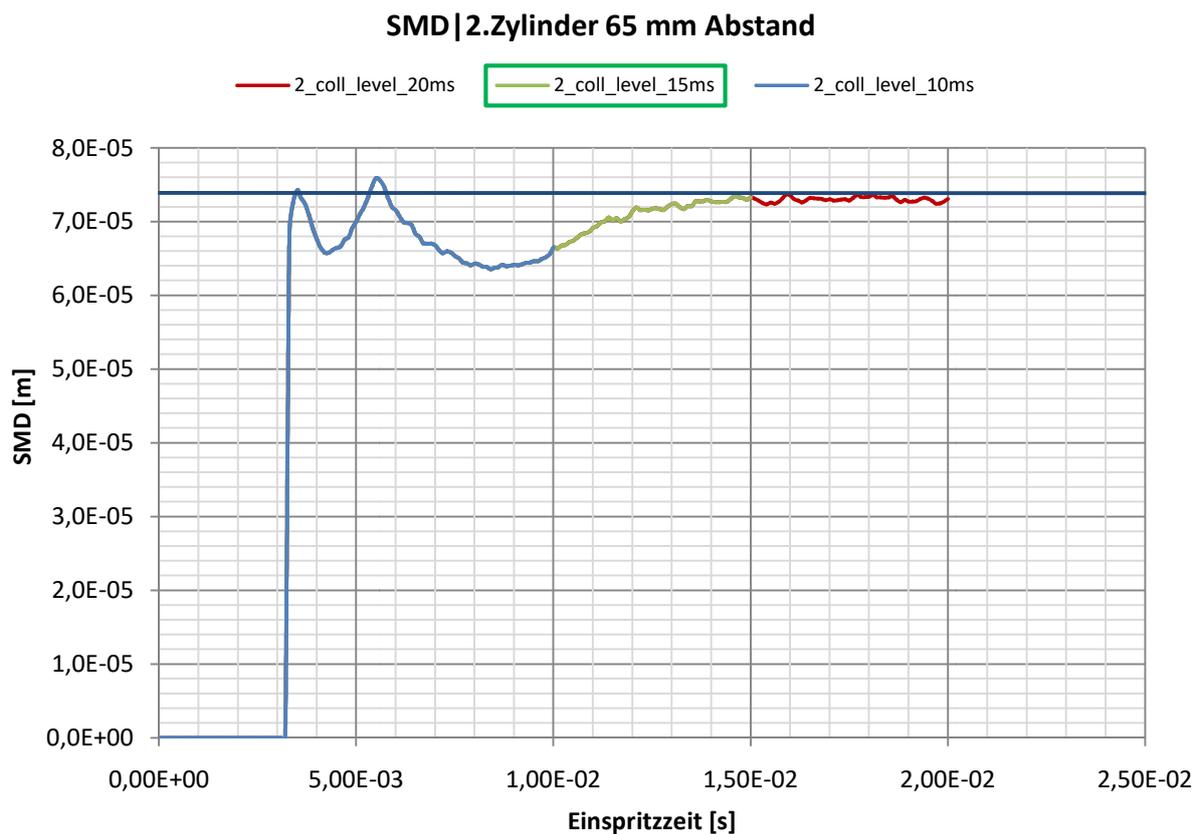


Abbildung 4.55: Abgestimmtes Simulationsmodell Injektor II

Nach vollendeter Abstimmung des zweiten Injektors wird nun auch der erste Injektor berücksichtigt. Dieser charakterisiert jenen Massenanteil, welcher zu Beginn des Einspritzimpulses bis zur vollständigen Öffnung der Düsenlöcher eingebracht wird. Kann der Massenstrom während der Injektion durch den zweiten Injektor als quasistationär angesehen werden, so ist das in der Öffnungsphase des ersten Injektors nicht der Fall. Es ist

anzunehmen, dass diverse instationäre Vorgänge stattfinden, die die Strahlausbildung beeinflussen. Durch das Innenleben der Düse und die Bedingungen, die aus der vorangegangenen Einspritzung entstehen (z.B. verbleibender Kraftstoff im Düsenloch, Kavitation im Inneren der Düse, Turbulenz usw.), können solche Vorgänge zustande kommen.

Wie in dieser Arbeit bereits erwähnt, sind keine Informationen über Eigenschaften vorhanden, die im Düseninneren entstehen. Somit kann der erste Injektor nur optisch auf die Spraybilder der Hochgeschwindigkeitskamera abgestimmt werden. Eine zusätzliche Überprüfung der Volumenverteilung sowie des SMD-Größenverlaufes wird dennoch durchgeführt. Dabei sind keine relevanten Verlaufsänderungen zu erwarten, da der berechnete Massenanteil der ersten Stufe nur 2% der Gesamtmasse beinhaltet.

Als Ausgangsparameter wird die Parametrisierung des zweiten Injektors herangezogen. Ein Vergleichstest hat ergeben, dass die Verwendung des KH-RT Modelles ein, nicht dem Sprayimage entsprechendes, Aufbreiten des Einspritzstrahles zur Folge hat (s.Abb. 4.56).

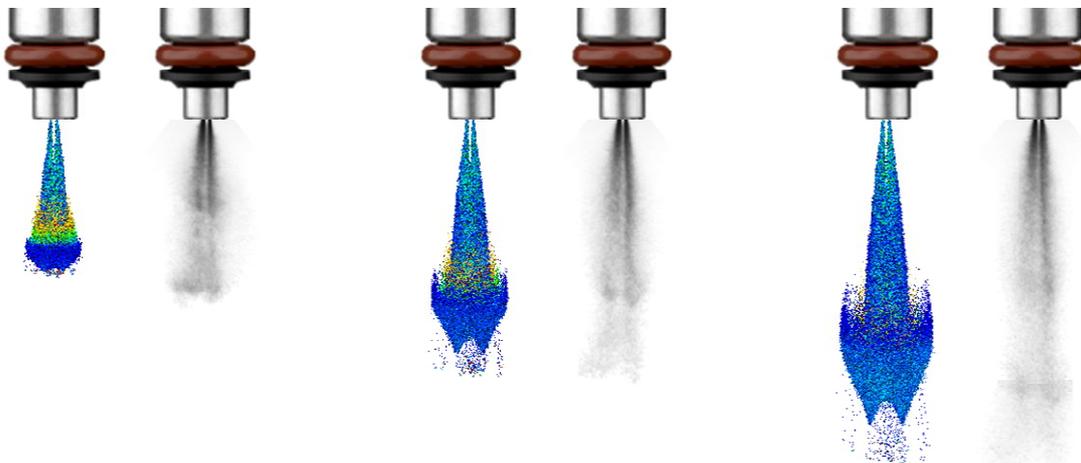


Abbildung 4.56: Spraybilder mit KH-RT_Modell

Eine Beschränkung auf das KH-Modell, das lediglich den primären Strahlzerfall berücksichtigt, bringt die optisch gewünschte Strahlausbildung. Als Ausgangseinstellung werden die von Converge vorgegebenen Standardwerte, für das KH-Modell eingesetzt.

Die erste Abstimmung bezieht sich auf die Eindringtiefe des Einspritzstrahls. Mit der Variation des Düsenaustritts und der davon abhängigen Geschwindigkeitsänderung gilt es, den optimalen Düsenquerschnitt auszuwählen. Wie bereits oberhalb beschrieben, ist diese Maßnahme während des Öffnungszustandes zulässig, da sowohl der effektive Düsenquerschnitt, der Winkel und die Geschwindigkeit nicht genau definiert sind.

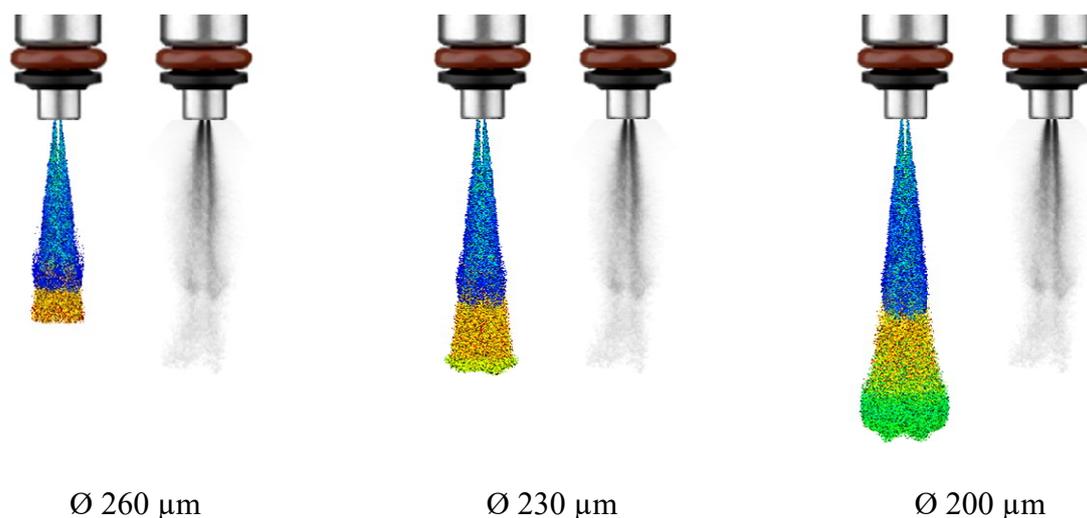


Abbildung 4.57: Variation Düsendurchmesser Injektor I

Abbildung 4.57 zeigt eine engere Auswahl der Düsenvariation. Dabei erreicht der Spray im mittleren Bild, mit einem Düsendurchmesser von 230 μm , eine sehr zufriedenstellende Eindringtiefe. Mit der unterschiedlichen Farbgebung des simulierten Einspritzstrahls sind verschiedene Tropfengrößen dargestellt. Abbildung 4.58 beinhaltet die Skalierung der unterschiedlichen Farbbereiche, wie sie in Enight angeführt wird.

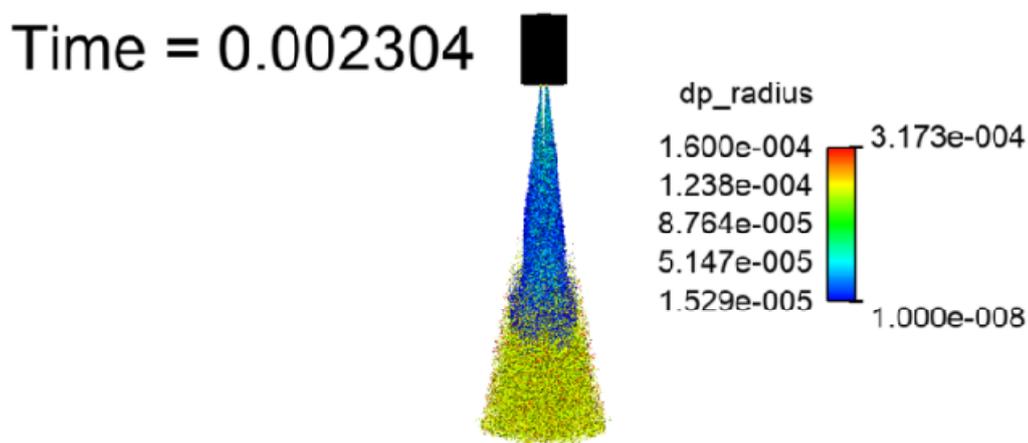


Abbildung 4.58: Tropfenskalierung in Enight

Mit der passenden Strahllänge wird nun der Kegelwinkel β abgeglichen, so dass sich ein optisch entsprechender Sprühkegel α_{80} ausbildet. Der Winkel α , der durch den Orientierungsvektor definiert wird, wird aus der Sprayabstimmung des zweiten Injektors übernommen. In Abbildung 4.59 sind alle benötigten Winkel angegeben.

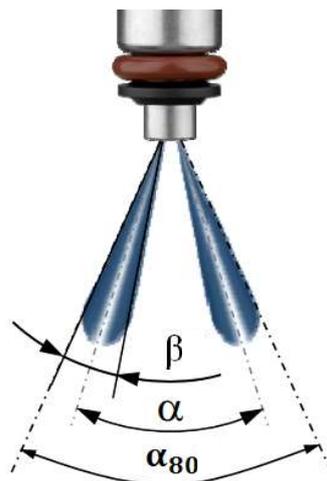


Abbildung 4.59: Sprayorientierung

In Abbildung 4.60 ist das Spraybild mit einem Ausgangswinkel β von 9° und mit dem durch einige Variationsrechnungen bestimmte Winkel von 15° dargestellt. Die Außenkontur des Vergleichsbildes zeigt, dass der erste und der zweite Abschnitt unterschiedliche Sprühwinkel aufweisen. Mit einem Düsenkegel von 15° kommt ein am besten geeigneter Sprühkegel (α_{80}) zustande.

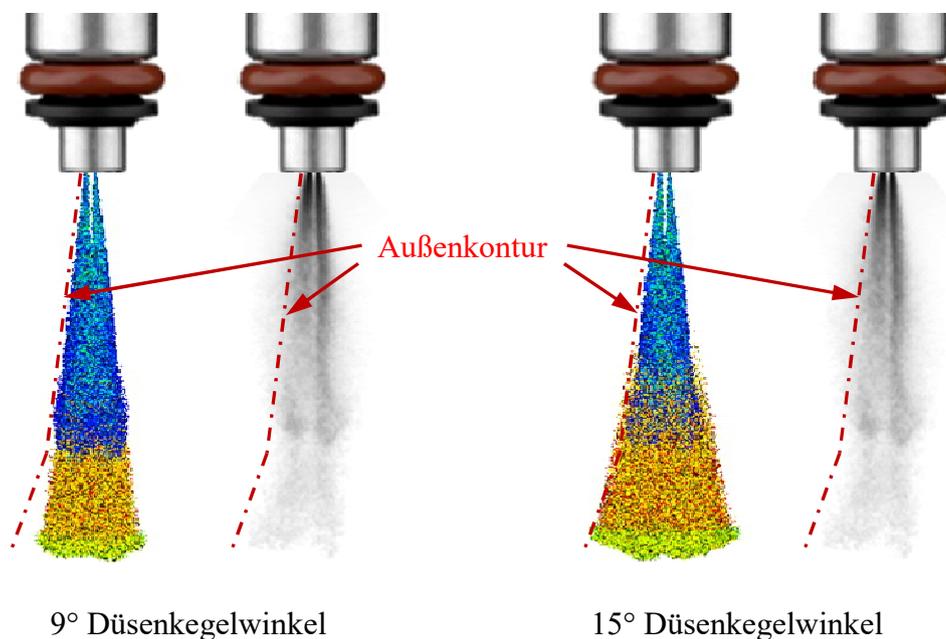


Abbildung 4.60: Variation Kegelwinkel Injektor I

Zum Abschluss wird noch eine SMD-Variation durchgeführt, die wieder mit einer Volumenverteilung und einem SMD-Größenverlauf ausgewertet wird.

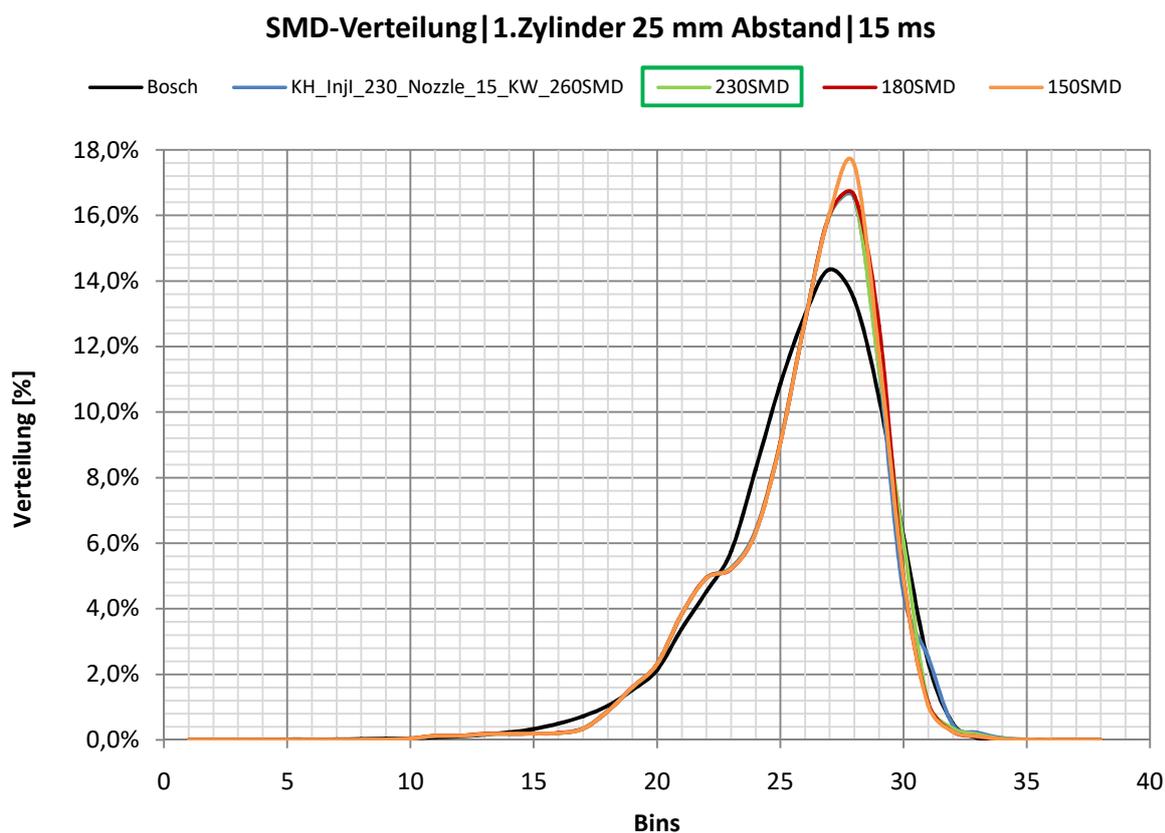


Abbildung 4.61: 1.Zylinder | Variation SMD

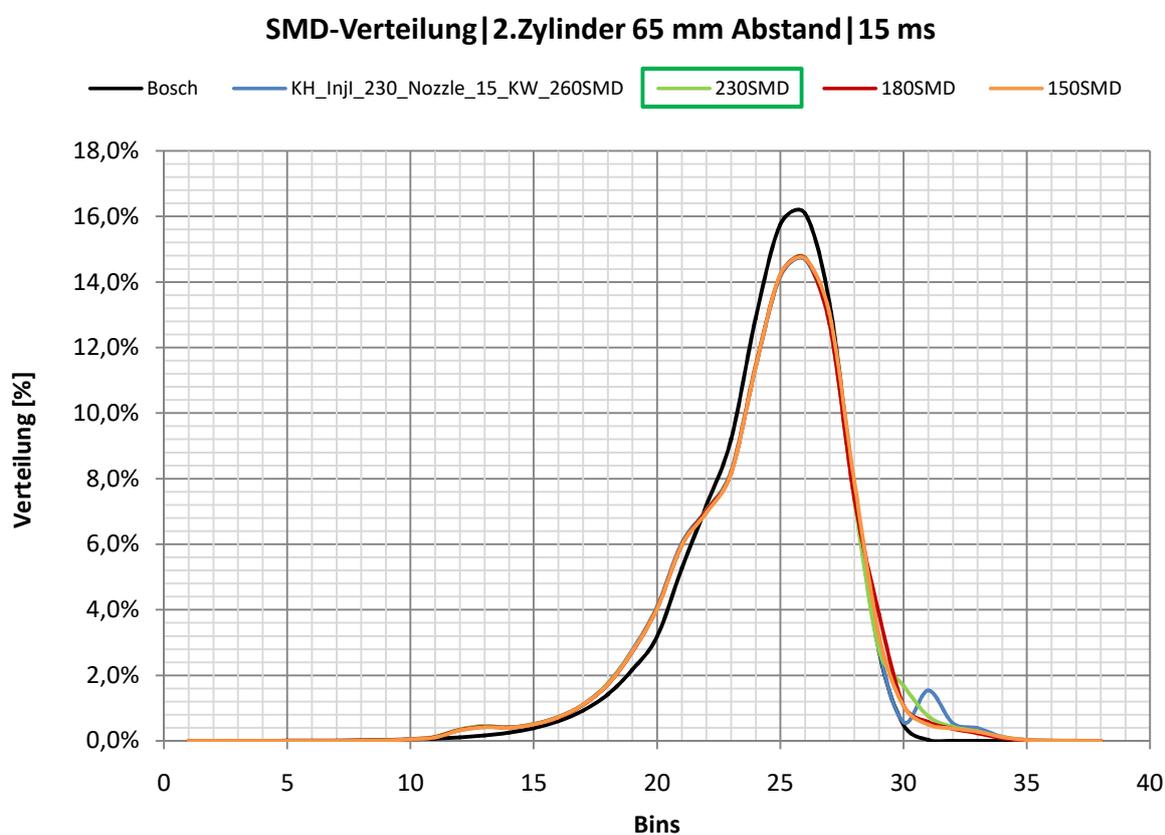


Abbildung 4.62: 2.Zylinder | Variation SMD

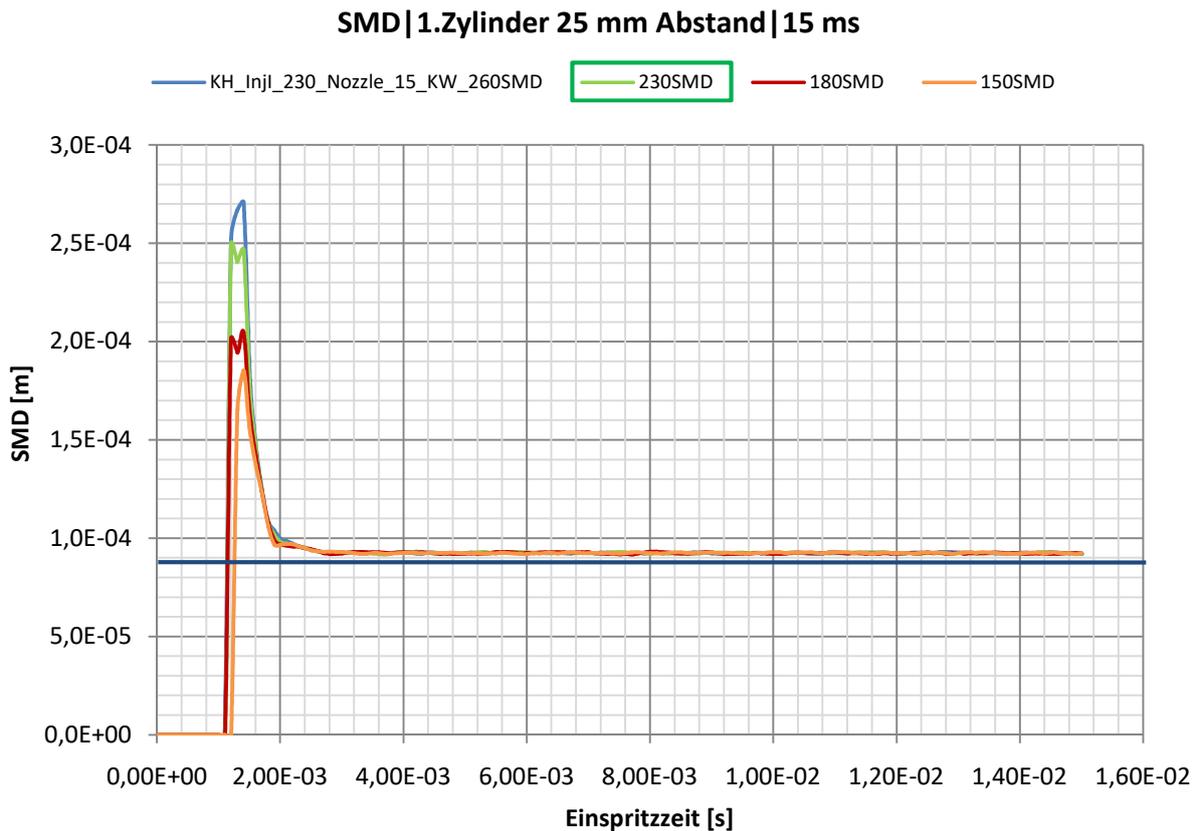


Abbildung 4.63: 1.Zylinder | SMD-Größenverlauf

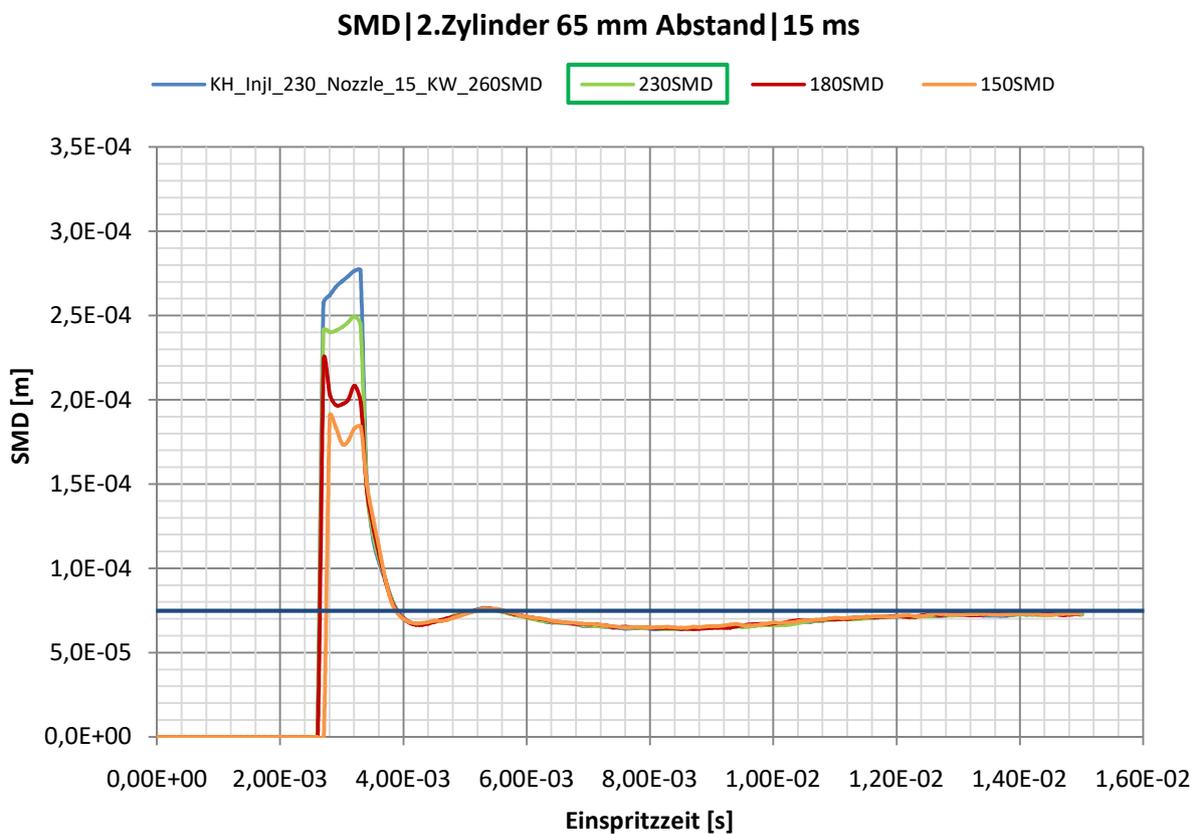


Abbildung 4.64: 2.Zylinder | SMD-Größenverlauf

Ab einem Sauterdurchmesser von 230 μm , welcher auch dem Düsendurchmesser des ersten Injektors entspricht, stellt sich die gleiche Volumenverteilung ein. In der Abbildung 4.65 sind die Spraybilder der fertig abgestimmten Simulation dargestellt. Das Modell wird in 235408 Zellen aufgeteilt, was einer CPU-Zeit von ca. 80h entspricht.

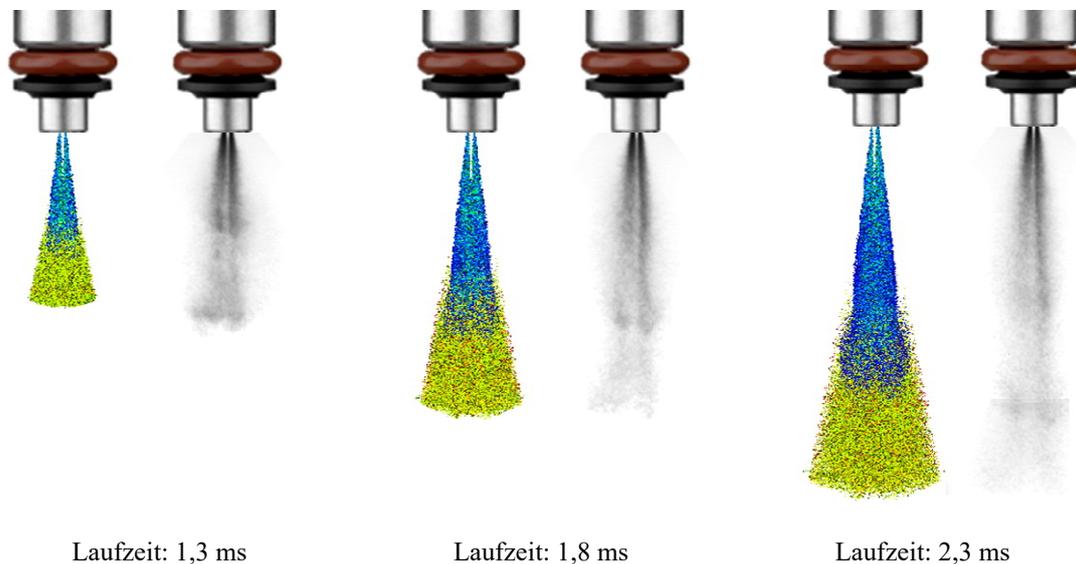


Abbildung 4.65: Endauswahl Injektor I &II

4.8 Sprayabgleich mit Rosin-Rammler Verteilung

Eine weitere Möglichkeit der Injektorparametrisierung besteht darin, die Injektorsimulation mit Vorgabe einer Rosin-Rammler Verteilung (s. Gl 4.3) durchzuführen. Dabei wird eine statistische Tropfenverteilung vorgegeben und sämtliche Zerstäubungsmodelle sowie das Kollisionsmodell ausgeschaltet.

$$R(r) = 1 - \exp[-\xi^q] \quad 0 < \xi < \xi_{max} \quad (4.3)$$

$$\xi = \frac{r}{\bar{r}} \quad (4.4)$$

Im Vergleich zum relativ aufwendigen Sprayabgleich und der Vielzahl an Variationsparametern aus Abschnitt 4.6, wird bei dieser Abstimmungsart einzig die empirische Konstante q (q_{rr} in den Input-Files) variiert.

$$\bar{r} = \Gamma(1 - q^{-1}) \frac{d_{32}}{2} \quad (4.5)$$

Γ bezeichnet eine Gammafunktion und d_{32} den SMD. Der eingespritzte Tropfenradius wird in Gleichung (4.6) definiert.

$$r = \bar{r}\xi = \Gamma(1 - q^{-1}) \frac{d_{32}}{2} \xi \quad (4.6)$$

Mit der gleichen Vorgehensweise wie in der Sprayabstimmung mit Zerstäubungsmodellen, wird zuerst Injektor II, mit der gleichen Injektorparametrisierung, abgestimmt. Als Düsendurchmesser wird der, unter Berücksichtigung des Durchflusskoeffizienten, berechnete Wert von 277 μm übernommen. Durch die entfallene Strahlaufösung wird ein SMD von 80 μm vorgegeben. Die folgenden Diagramme zeigen die Variation der empirischen Konstante q_{rr} . Dabei ergibt ein Wert von 2,3 die beste Annäherung in der Volumenverteilung.

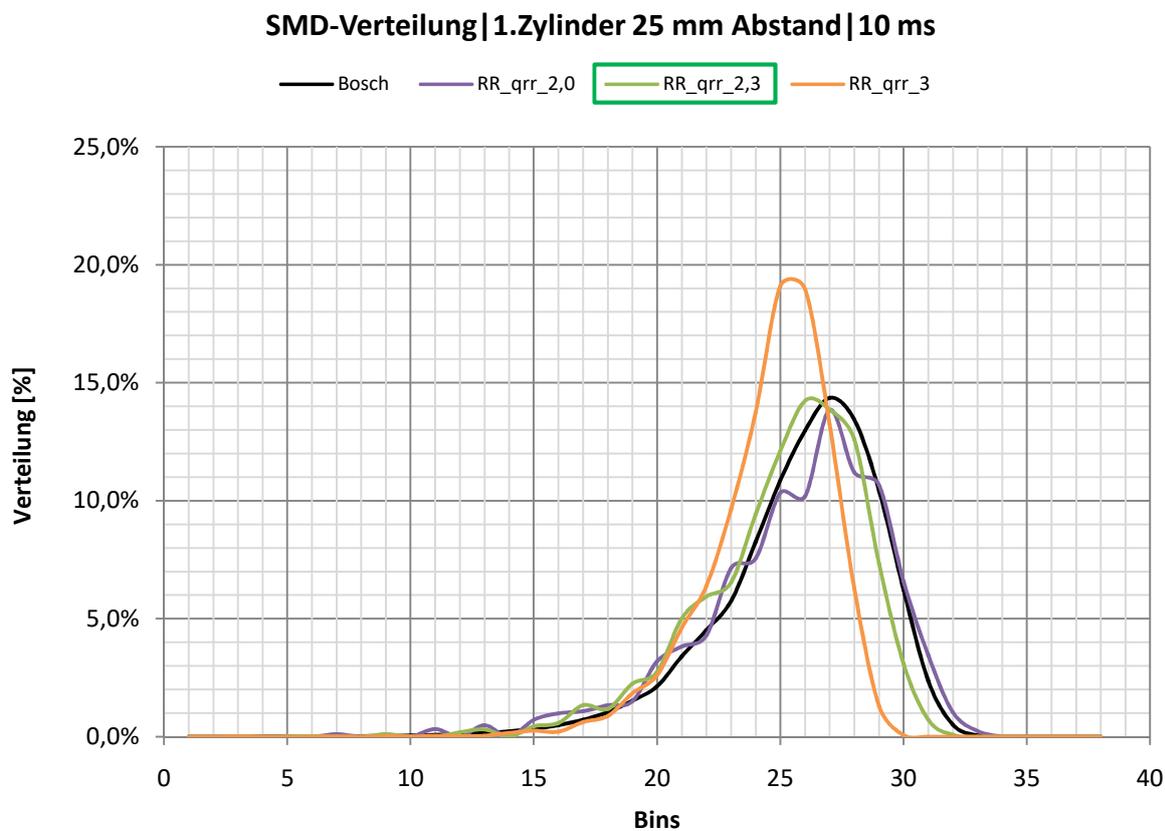


Abbildung 4.66: 1.Zylinder | Variation Rosin-Rammler Parameter

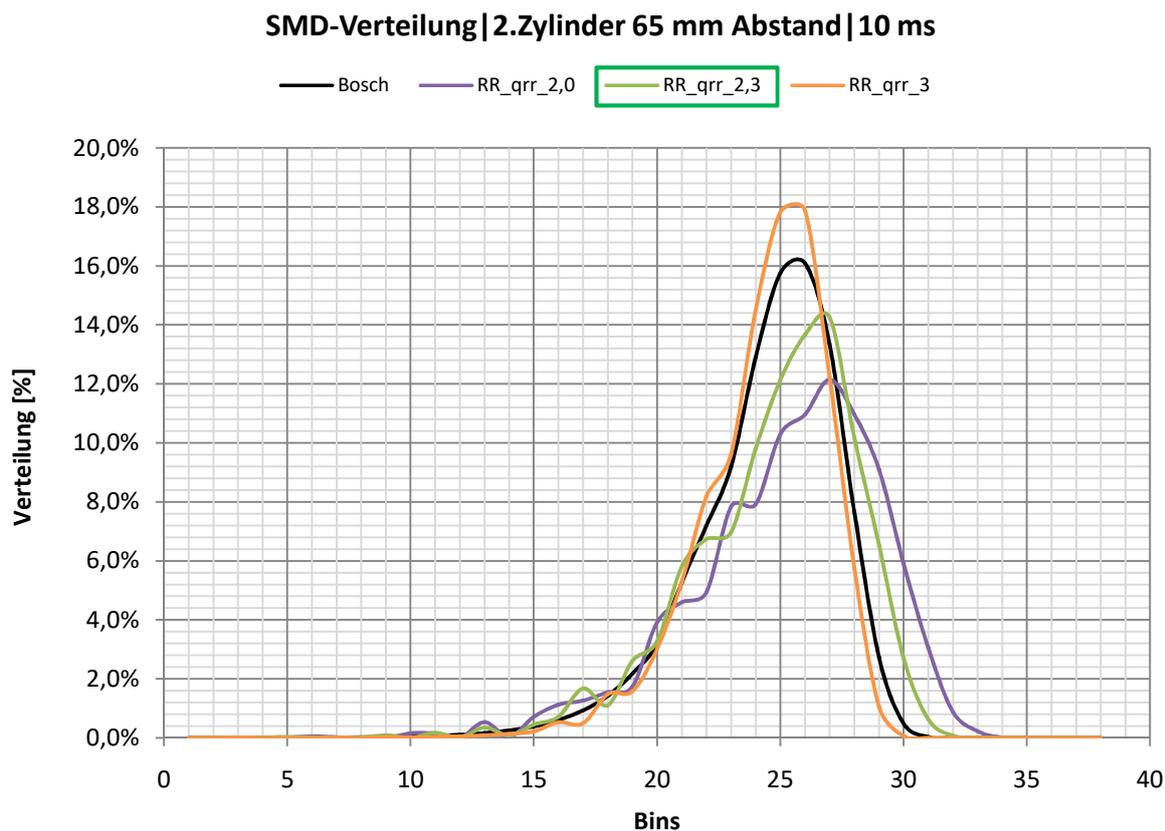


Abbildung 4.67: 2.Zylinder | Variation Rosin-Rammler Parameter

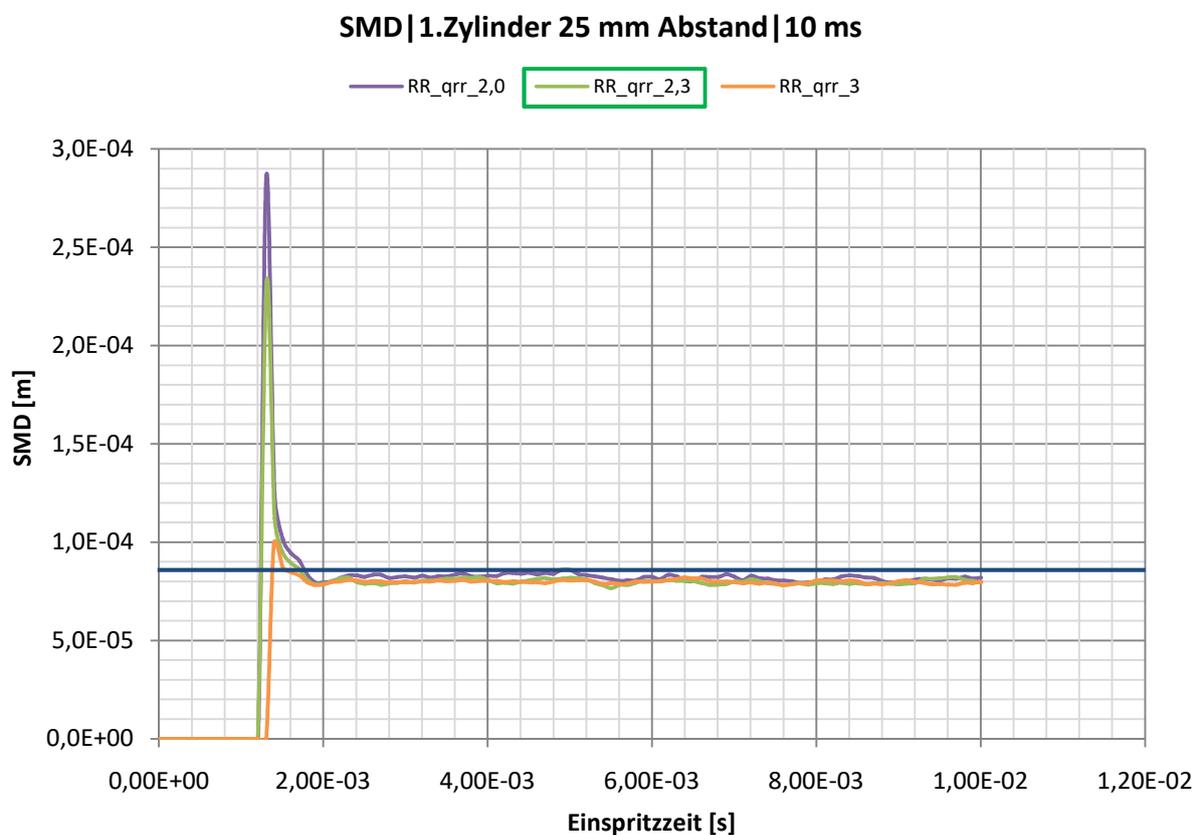


Abbildung 4.68: 1.Zylinder | SMD, Variation Rosin-Rammler Parameter

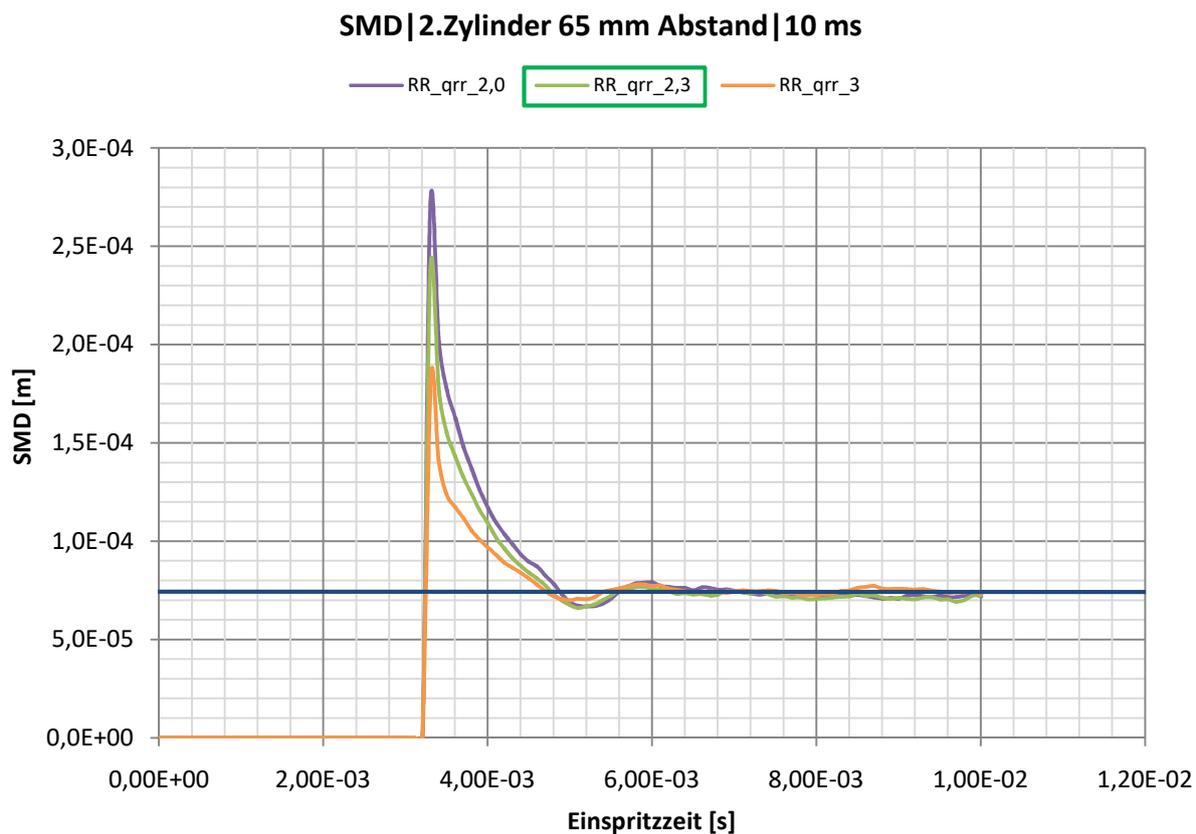


Abbildung 4.69: 2.Zylinder| SMD, Variation Rosin-Rammler Parameter

Als abschließende Berechnung wird für beide Injektoren eine Rosin-Rammler-Verteilung vorgegeben. Dabei sind keine Auswirkungen zwischen dem Modell mit Injektor II und der vollständigen Simulation, mit beiden Ausführungsstufen, ersichtlich.

In den Abbildungen 4.70 und 4.71 sind die Volumenverteilungen für den Auswertebereich 1 und 2 dargestellt. Es ist ersichtlich, dass mit Verwendung der Rosin Rammler Verteilung ebenfalls, und vermutlich einfacher, ein ansprechendes Ergebnis erreicht werden kann. Das Resultat zeigt eine mit der Messung vergleichbare Volumenverteilung sowie einen passenden SMD.

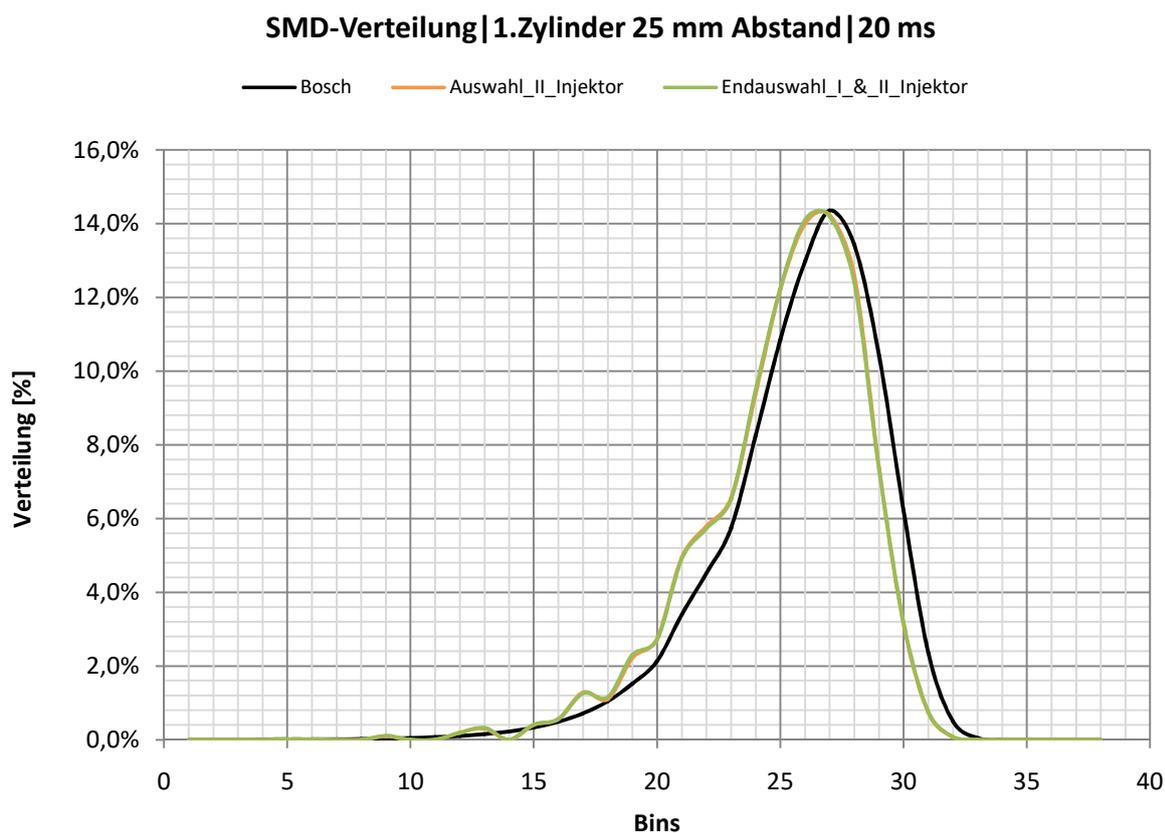


Abbildung 4.70: 1.Zylinder | Vergleich I Injektor & Endversion

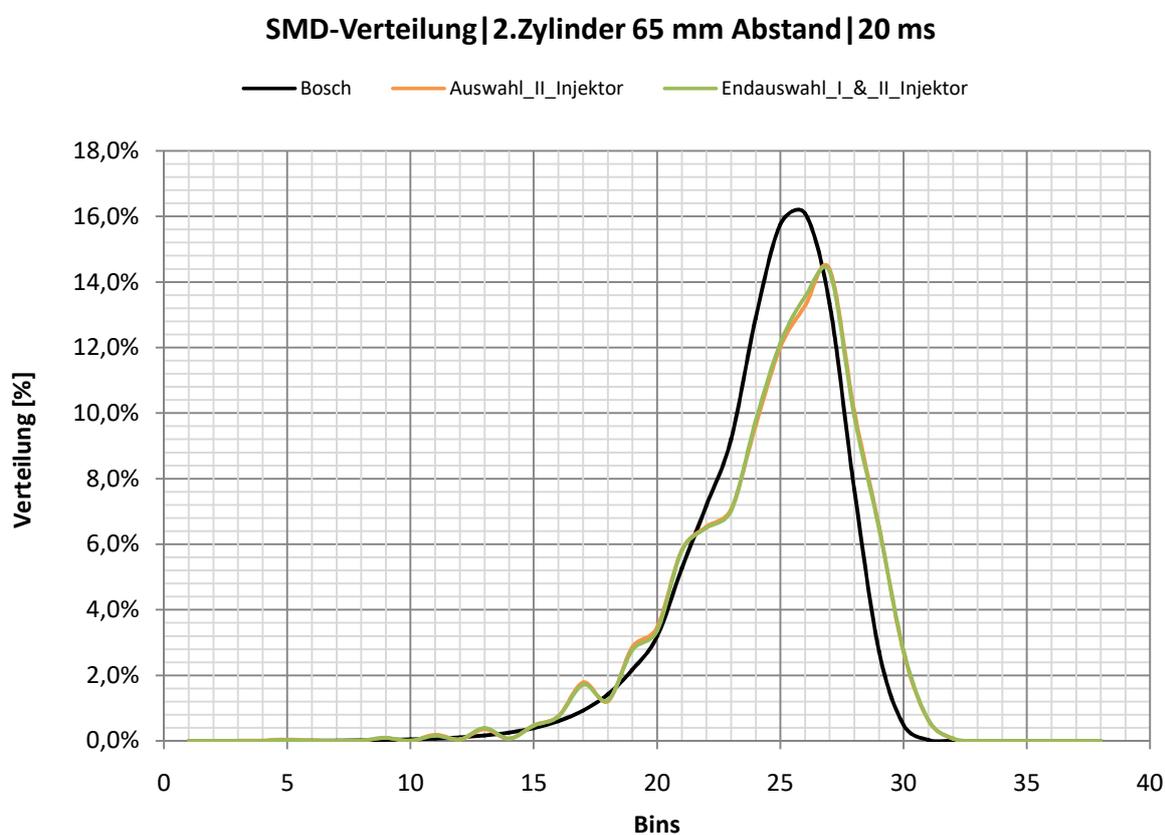


Abbildung 4.71: 2.Zylinder | Vergleich I Injektor & Endversion

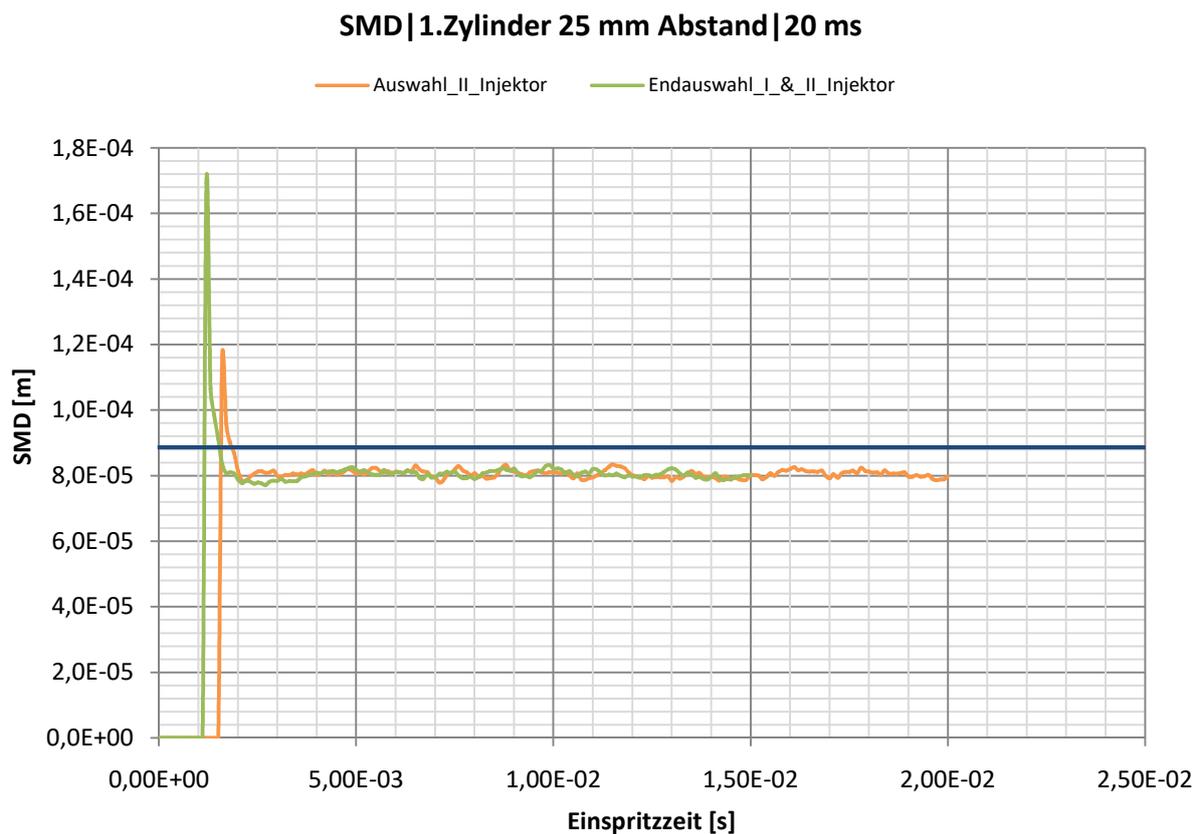


Abbildung 4.72: 1.Zylinder | SMD, Vergleich I Injektor & Endversion

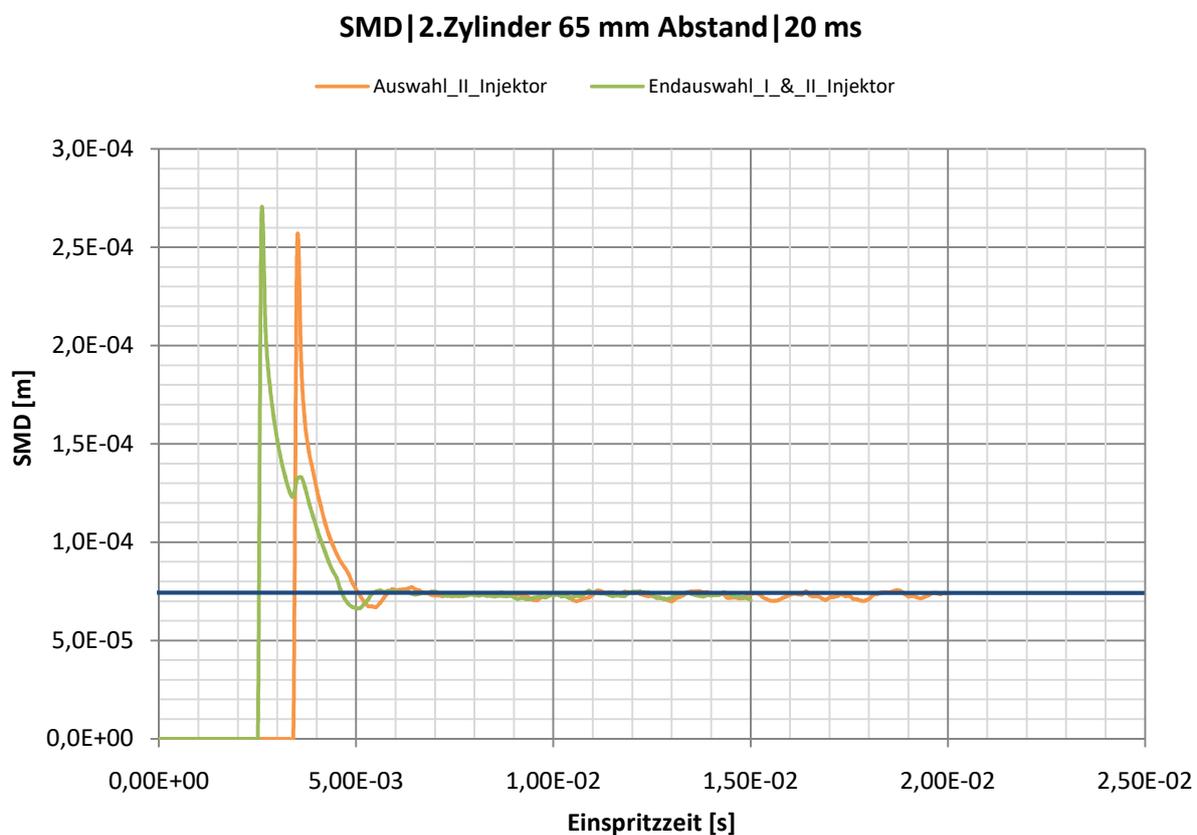


Abbildung 4.73: 2.Zylinder | SMD, Vergleich I Injektor & Endversion

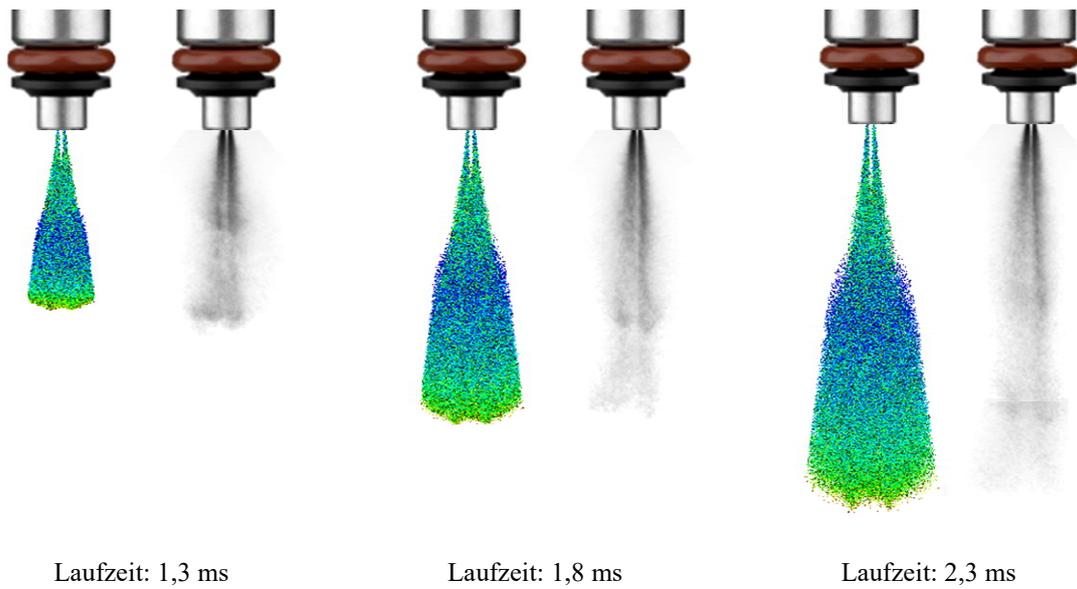


Abbildung 4.74: Endauswahl Injektor I & II mit Rosin-Rammler Verteilung

Der optischen Vergleich in Abbildung 4.74 zeigt, dass eine vergleichbare Penetrationstiefe erzielt wird, jedoch stimmt das gesamte Spraybild, insbesondere mit steigender Einspritzdauer, nicht mehr so gut mit den Bildern der Hochgeschwindigkeitsaufnahme überein. Mit einer Geometrieangepassung wären auch in optischer Hinsicht noch Verbesserungen möglich.

5 Schlussfolgerungen und Ausblick

Die CFD-Simulation ist nun schon seit Jahren ein fixer Bestandteil in der Motorenentwicklung. In Kombination eines guten CFD-Codes mit einem erfahrenen Anwender, kann eine effiziente Motorenentwicklung vorangetrieben werden, was viel Zeit und Geld einsparen kann.

Bei der Firma BRP-Rotax werden Antriebssysteme für den Powersportbereich entwickelt und produziert. Hier wird, wenn auch mit anderen Vorgaben und Zielen, wie im PKW-Sektor, ebenfalls eine Optimierung hinsichtlich des Kraftstoffverbrauchs, der Leistung und des Schadstoffausstoßes angestrebt. Um in Zukunft eine noch bessere Vorberechnungen bei den Powersportprodukten zu liefern, soll das in dieser Masterarbeit entwickelte Einspritzmodell in die Verbrennungsrechnung einfließen und so Verbesserungsmöglichkeiten in der Gemischbildung aufzeigen

Das entwickelte Einspritzmodell sollte möglichst exakt die Charakteristik des verwendeten Injektors widerspiegeln. Mit einer iterativen Vorgehensweise und unzähligen Variationsrechnungen galt es, sich an das bestmögliche CFD-Modell heranzutasten.

Mit den ersten Simulationsrechnungen wurde eine zeitliche Konvergenz für den transienten Strömungsfall bewerkstelligt. Für einen optimal gewählten Sprayraum folgte eine Geometrievariation mit anschließender Netzgitterstudie. Im Zuge der Geometrievariation konnte eine Netzgitterabhängigkeit der Sprayentwicklung im Programmcode Converge festgestellt werden, was den Einsatz des Programmes in Verbrennungsrechnungen in Frage stellt.

Strömungssimulationen und deren Transportgleichungen können nur numerisch gelöst werden. Der dabei auftretende numerische Fehler kann mit Verkleinerung der Zellengröße reduziert werden. Um das optimale Verhältnis zwischen Rechengenauigkeit und der Rechenzeit zu finden, wurden in einer Netzgitterstudie die Möglichkeiten des „Fixed Embedding“ und des „AMR“ ausgetestet. Das so erhaltene modifizierte Netzgitter ergab eine Verbesserung der anfänglichen Rechendauer von 21h auf schlussendlich 1h, bei nahezu gleichem Rechenergebnis.

Mit der Injektorvermessung der Firma Bosch wurden Vergleichsdaten zur Sprayabstimmung erstellt. Dabei wurden die Vergleichsdaten hierarchisch behandelt:

Als Hauptziel ist die Eindringtiefe des Kraftstoffstrahls in den Sprayraum zu nennen. Dabei wurde, wie den Spraybildern zu entnehmen ist, eine sehr gute Übereinstimmung erreicht. Als zweiter Faktor galt es, den SMD_1 im ersten Auswertebereich auf eine Größe von 88,6 μm sowie einen SMD_2 im zweiten Auswertebereich auf eine Größe von 74,1 μm abzustimmen. In der Simulation wurde ein SMD_1 von 92,6 μm und ein SMD_2 von 73,1 μm erreicht, was einen nahezu identen SMD ergibt. Weitere Abstimmungsfaktoren waren die Volumenverteilung der Tropfen und die optische Übereinstimmung des Einspritzstrahles. Insgesamt stimmt das erstellte Simulationsmodell recht gut mit den Vergleichsdaten überein.

Die parallel durchgeführte Simulation mit einer vorgegebenen Rosin-Rammler Verteilung, zeigt ein ebenso recht akzeptables Ergebnis, bezüglich SMD und der Volumenverteilung, im Vergleich zur eher aufwendigen Modellabstimmung. Hinsichtlich Eindringtiefe und optische Übereinstimmung des Einspritzstrahles ist aber eine deutliche Abweichung ersichtlich. Weitere Geometrievariationen würden vermutlich noch einen besseren Abgleich erzeugen. In wie weit eine Berechnung mit aufwendig abgestimmten Zerstäubungsmodellen oder einfach eine Verteilungsvorgabe sinnvoll ist, ist vom Anwendungsfall abhängig und kann mit den erstellten „cases“, schnell ausgetestet werden.

Anlage

Berücksichtigung der Kontraktion in der Düsengeometrie

Nach Vernachlässigung aller Verluste, kann nach Bernoulli eine Strahlaustrittsgeschwindigkeit v_{max} erreicht werden

Einspritzdruck ... $p_E = 3 \text{ bar}$

Umgebungsdruck ... $p_U = 1 \text{ bar}$

Dichte n – Heptan(300K) ... $\rho_F = 680 \text{ kg/m}^3$

$$v_{max} = \sqrt{\frac{2(p_E - p_U)}{\rho_F}} = 24,25 \text{ m/s}$$

Der Ausflusskoeffizient c_d ist von den Stoffeigenschaften, der Düsengeometrie und den Flüssigkeitseigenschaften abhängig und wird definiert als das Verhältnis zwischen dem effektiven und dem maximalen Massenstrom.

Düsensdurchmesser(BOSCH) ... $d_D = 321 \text{ e} - 4 \text{ m}$

Düsenanzahl ... $n_D = 4$

Massenstrom(BOSCH) ... $\dot{m} = 3,97 \text{ e} - 3 \text{ kg/s}$

$$\dot{m}_{max} = v_{max} * \frac{d_D^2 \pi}{4} * n_D * \rho_F = 5,34 \text{ e} - 3 \text{ kg/s}$$

$$\text{Ausflusskoeffizient } c_d = \frac{\dot{m}}{\dot{m}_{max}} = 0,743$$

Düsenfläche inkl. Kontraktion ... $A_{D(cd)}$

$$A_{D(cd)} = \frac{d_D^2 \pi}{4} * c_d = 6,01 e - 8 m^2$$

Düsensdurchmesser inkl. Kontraktion ... $d_{D(cd)}$

$$d_{D(cd)} = \sqrt{\frac{4 A_{D(cd)}}{\pi}} = 2,77 e - 4 m = 277 \mu m$$

Literaturverzeichnis

- [1] R. Almbauer, Numerische Methoden in der angewandten Thermodynamik, Vorlesungsskriptum Technische Universität Graz, 2015.
- [2] C. Hochenauer, Numerische Fluidodynamik (CFD), Vorlesungsskriptum FH-Wels, Wels, 2011.
- [3] B. Noll, „Numerische Strömungsmechanik Grundlagen,“ Springer-Verlag, Offenburg, 1993.
- [4] C. Hochenauer, Numerische Verfahren in der Energietechnik, Vorlesungsskriptum TU-Graz, Graz, 2016.
- [5] Convergent Science, Converge CFD Manual Series Anwendungsskript 2.3, 2017.
- [6] G. P.Merker und R. Teichmann, Grundlagen Verbrennungsmotoren Funktionsweise-Simulation-Messtechnik, Tettnang, Graz: Springer, 2014.
- [7] M. Herrmann, „Modeling primary breakup,“ 2003.
- [8] H. Eichlseder, M. Klütting und W. F.Piock, Grundlagen und Technologien des Ottomotors, Springer, 2008.
- [9] G. Brenn, „Materialien zu den Vorlesungen und Übungen Strömungslehre und Wärmeübertragung TU-Graz,“ Graz.
- [10] M. Stahl, „Dissertation, Experimentelle und numerische Untersuchung des primären Strahlzerfalls von Druckzerstäubern,“ Darmstadt, 2008.
- [11] W. Kümmel, Technische Strömungsmechanik, Lübeck: B.G.Teubner, 2004.
- [12] C. Pfeifer, „Dissertation, Experimentelle Untersuchungen von Einflußfaktoren auf die Selbstzündung,“ Karlsruhe Institute of Technology, Karlsruhe, 2010.
- [13] J. C.Beale und R. D.Reitz, „Modeling Spray Atomization with the Kelvin-Helmholtz/Rayleigh-Taylor Hybrid Model,“ Wisconsin-Madison, 1999.
- [14] H. P. Lenz, Gemischbildung bei Ottomotoren, Wien: Springer, 1990.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Bilanz am Kontrollvolumen [1]	2
Abbildung 2.2 : Flussbilanz an einem Volumenelement in x-Richtung [1].....	3
Abbildung 2.3: Massenbilanz [1]	5
Abbildung 2.4: Impulsflüsse im zweidimensionalen Gitter [1]	6
Abbildung 2.5: Schubspannungen am 2D-Fluidelement [1].....	8
Abbildung 2.6: Mittelwert und Schwankungsgröße [1].....	11
Abbildung 2.7: Kontrollvolumen eines Rechengebietes [4]	14
Abbildung 2.8: Zellstruktur in einem Rechengebiet [4]	15
Abbildung 2.9: Reihenfolge der Arbeitsprozesse pro Zeitschritt [5].....	16
Abbildung 2.10: Toleranzparameter [5].....	17
Abbildung 2.11: Strukturiertes Netz a), Unstrukturiertes Netz b) [6].....	18
Abbildung 2.12: Grundgitter inkl. Fixed Embedding	19
Abbildung 2.13: Netzgitter in einer Spraybombe inkl. AMR [5]	20
Abbildung 2.14: Zellpaarung in Converge [5]	21
Abbildung 2.15: Moody-Diagramm der Rohrreibungszahl λ für gerade Kreisrohre [9]	22
Abbildung 2.16: Zerstäubungsprozess eines flüssigen Strahls [10].....	23
Abbildung 2.17: Freistrahle [11].....	24
Abbildung 2.18: Strahlformen im Oh-Re-Diagramm [8].....	26
Abbildung 2.19: Zerfallsmechanismen und Zonenaufteilung [10]	27
Abbildung 2.20: Tropfenzerfallsabhängigkeit beim Sekundärzerfall [8]	28
Abbildung 2.21: Oberfläche zur Modellauswahl in Converge	30
Abbildung 2.22: Aufbruchlänge und Bereichseinteilung im KH-RT Modell [5].....	35
Abbildung 3.1: Injektorsteuerung	36
Abbildung 3.2: Laseranordnung.....	36
Abbildung 3.3: Messprinzip der Laservermessung.....	37
Abbildung 3.4: Kegelwinkel bei einem Typ C-Injektor	38
Abbildung 3.5: Radiale Segmentmethode.....	38
Abbildung 3.6: Spraybild der Hochgeschwindigkeitskamera.....	38
Abbildung 4.1: Startgeometrie Spraybombe	39
Abbildung 4.2: Oberfläche I.....	40
Abbildung 4.3: Oberfläche II	41
Abbildung 4.4: Variation mult_dt_spray	42
Abbildung 4.5: Variation dt_max.....	43
Abbildung 4.6: Durchmesservariation der Spraybombe	44
Abbildung 4.7: Längenvariation der Spraybombe	45

Abbildung 4.8: Häufigkeitsverteilung.....	46
Abbildung 4.9: Binbereiche der Häufigkeitsverteilung (Abb.4.8).....	46
Abbildung 4.10: SMD-Größenverlauf	47
Abbildung 4.11: Spraybombe	48
Abbildung 4.12: CPU-Zeiten der variierten Netzstufen.....	49
Abbildung 4.13: Fixed Embedding Ausgangsgeometrie	49
Abbildung 4.14: Kegelembdding	50
Abbildung 4.15: Häufigkeitsverteilung Embeddingzylinder vs. Embeddingkegel.....	50
Abbildung 4.16: Längenvariation Embeddingkegel	51
Abbildung 4.17: Durchmesservariation kleines Kegelende	52
Abbildung 4.18: Durchmesservariation großes Kegelende.....	53
Abbildung 4.19: Variation Embeddingnetz	54
Abbildung 4.20: Variation Primärkegel	55
Abbildung 4.21: Zweistufiger Embeddingkegel	55
Abbildung 4.22: AMR_Parcelbegrenzung.....	56
Abbildung 4.23: Zeitaufstellung bei Variation CFL_Mach.....	57
Abbildung 4.24: Variation CFL_Mach	57
Abbildung 4.25: Endauswahl Netzgitterstudie.....	58
Abbildung 4.26: Spraybilder inkl. Durchflusskoeffizient.....	59
Abbildung 4.27: Sprayform durch Injektorvermessung.....	60
Abbildung 4.28: Optischer Sprayabgleich	61
Abbildung 4.29: Auswerteprinzip in modifizierter UDF	62
Abbildung 4.30: 1.Zylinder Variation <i>tk</i> und <i>eps</i>	63
Abbildung 4.31: 2.Zylinder Variation <i>tk</i> und <i>eps</i>	64
Abbildung 4.32: 1.Zylinder Variation <i>balpha</i>	65
Abbildung 4.33: 2.Zylinder Variation <i>balpha</i>	65
Abbildung 4.34: 1.Zylinder SMD, Variation <i>balpha</i>	66
Abbildung 4.35: 2.Zylinder SMD, Variation <i>balpha</i>	66
Abbildung 4.36: 1.Zylinder Spraymodell nach Parameterabstimmung	67
Abbildung 4.37: 2.Zylinder Spraymodell nach Parameterabstimmung	68
Abbildung 4.38: 1.Zylinder Variation Düsendurchmesser.....	69
Abbildung 4.39: 2.Zylinder Variation Düsendurchmesser.....	69
Abbildung 4.40: 1.Zylinder Variation Kollisionsmodelle.....	70
Abbildung 4.41: 2.Zylinder Variation Kollisionsmodelle.....	71
Abbildung 4.42: 1.Zylinder SMD, Variation Kollisionsmodelle	71
Abbildung 4.43: 2.Zylinder SMD, Variation Kollisionsmodelle	72

Abbildung 4.44: 1.Zylinder TKE_preserving-model	73
Abbildung 4.45: 2.Zylinder TKE_preserving-model	73
Abbildung 4.46: 1.Zylinder SMD, TKE_preserving-model	74
Abbildung 4.47: 2.Zylinder SMD, TKE_preserving-model	74
Abbildung 4.48: Spraybilder; a) bei 1,3 ms; b) bei 1,8 ms	75
Abbildung 4.49: Spraybilder; c) bei 2,3 ms; d) bei 2,8 ms	75
Abbildung 4.50: 1.Zylinder Variation collision_level	76
Abbildung 4.51: 2.Zylinder Variation collision_level	77
Abbildung 4.52: 1.Zylinder SMD, Variation collision_level.....	77
Abbildung 4.53: 2.Zylinder SMD, Variation collision_level.....	78
Abbildung 4.54: 2.Zylinder SMD, Variation Laufzeit.....	79
Abbildung 4.55: Abgestimmtes Simulationsmodel Injektor II	79
Abbildung 4.56: Spraybilder mit KH-RT_Modell.....	80
Abbildung 4.57: Variation Düsendurchmesser Injektor I	81
Abbildung 4.58: Tropfenskalierung in Ensignht.....	81
Abbildung 4.59: Sprayorientierung.....	82
Abbildung 4.60: Variation Kegelwinkel Injektor I	82
Abbildung 4.61: 1.Zylinder Variation SMD	83
Abbildung 4.62: 2.Zylinder Variation SMD	83
Abbildung 4.63: 1.Zylinder SMD-Größenverlauf.....	84
Abbildung 4.64: 2.Zylinder SMD-Größenverlauf.....	84
Abbildung 4.65: Endauswahl Injektor I &II	85
Abbildung 4.66: 1.Zylinder Variation Rosin-Rammler Parameter	86
Abbildung 4.67: 2.Zylinder Variation Rosin-Rammler Parameter	87
Abbildung 4.68: 1.Zylinder SMD, Variation Rosin-Rammler Parameter.....	87
Abbildung 4.69: 2.Zylinder SMD, Variation Rosin-Rammler Parameter.....	88
Abbildung 4.70: 1.Zylinder Vergleich I Injektor & Endversion	89
Abbildung 4.71: 2.Zylinder Vergleich I Injektor & Endversion	89
Abbildung 4.72: 1.Zylinder SMD, Vergleich I Injektor & Endversion	90
Abbildung 4.73: 2.Zylinder SMD, Vergleich I Injektor & Endversion	90
Abbildung 4.74: Endauswahl Injektor I &II mit Rosin-Rammler Verteilung	91