

Wärmeübergang bei der Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays im Film- und  
Übergangssiedebereich

**Dissertation**

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieur**

**(Dr.-Ing.)**

von: Dipl.-Ing. Stephan Baer

geb. am: 11.07.1984

in: Wolfen

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

Promotionskommission: Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Frank Beyrau

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Schmidt

Prof. Dr.-Ing Eckehard Specht

Prof. Dr. rer. nat. habil. Lutz Tobiska

eingereicht am: 02.03.2015

Promotionskolloquium am: 14.07.2015

---

# Kurzfassung

Zur Abkühlung von Werkstoffen wird in vielen technischen Bereichen Sprühkühlung verwendet. Dieses Verfahren zeichnet sich durch die lokal gezielte und definierte Aufbringung des Kühlmediums auf das Kühlgut aus. Bei der Verwendung der intermittierenden Sprühkühlung werden die Einstellmöglichkeiten des Wärmeübergangs im Bezug zur kontinuierlichen noch um die Parameter Injektionsdauer und -frequenz erweitert.

Bei dem Abkühlungsprozess von heißen Körpern werden unterschiedliche Siederegime des Kühlmediums, in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur des Kühlgutes, mit jeweiligen spezifischen Wärmeübergangscharakteriken durchlaufen. In dieser Arbeit werden die Einflüsse der Betriebsparameter der intermittierenden Sprühkühlung auf den Wärmeübergang untersucht. Hierfür werden zwei Messverfahren zur Charakterisierung des Sprays und eine infrarotthermografische Methode zur Analyse des Wärmeübergangs verwendet. Die Tropfengeschwindigkeiten und -durchmesser werden mittels Phasen-Doppler-Anemometrie bestimmt. Mit Hilfe eines speziell konstruierten Segmentpatternators, der sich in der Anwendung als sehr vorteilhaft erwies, können die lokalen Massenbeaufschlagungsdichten ermittelt werden. Für die Bestimmung der Abkühlverläufe werden die Temperaturen des zu untersuchenden Kühlkörpers berührungslos auf der strahlabgewandten Seite mittels Infrarotthermografie gemessen. Die dabei ermittelten Temperaturfelder dienen als Eingangsgröße zur Berechnung der Wärmestromdichte und des Wärmeübergangskoeffizienten auf der wasserbeaufschlagten Seite des Kühlgutes. Für die Auswertung wird eine inverse Routine erstellt und getestet.

In den Untersuchungen kommt ein moderner Benzindirekteinspritzinjektor (Bosch HDEV 5) unter Verwendung von Wasser als Kühlmittel zum Einsatz. Die Ergebnisse der Spraycharakterisierung zeigen im untersuchten Parameterbereich kaum Einfluss der Betriebsparameter auf die Tropfengröße. Die ermittelten Massenbeaufschlagungsdichten der Patternormessungen werden mit den ausgewerteten Messungen zum Wärmeübergang verknüpft und korreliert. Der Einfluss der Impulsdauer, des Abstandes zwischen Düse und Kühlgut, des Injektionsdruckes und der Massenbeaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergang wird in den verschiedenen Siedebereichen analysiert. Für eine Abgrenzung der Siederegime wird die Leidenfrosttemperatur ermittelt.

---

# Abstract

For cooling materials sprays are used in many technical fields. This process is characterized by the defined and specific capture of cooling fluid on the cooling element. When using intermittent spray cooling the adjustment parameters on the heat transfer are extended by the injection duration and injection frequency concerning the continuous spray cooling.

During the cooling process of hot solids different boiling areas with its specific heat transfer characteristics are passed according to the surface temperature of the cooling element. In this work, the influences of the intermittent spray cooling operating parameters on the heat transfer are investigated. For this purpose, two measuring techniques for the characterization of the spray and an infrared thermographic temperature measurement to analyze the heat transfer are used. The droplet velocities and diameters are determined by Phase-Doppler-Anemometry. With a constructed segment-patternator local mass fluxes can be ascertained. For the determination of the cooling process the temperatures of the cooling element are measured contactless on the spray jet averted side by infrared thermography. The resulting temperature fields are used as the input value for the determination of the heat flow and the heat transfer coefficient on the watered side of the cooling element. For the evaluation an inverse calculation is created and tested.

The investigations are conducted with a modern direct gasoline fuel injector (Bosch HDEV 5), which is used with water as the cooling fluid. The results of the spray characterization in the analyzed parameter range show barely influence of the operating parameters on the droplet size. The determined mass flows of the patternator measurements are linked and correlated with the heat transfer measurements. The influence of the pulse duration, the distance between the nozzle and cooling element, the injection pressure and the local mass flow on the heat transfer is analyzed for the different boiling ranges. For the limitation if the boiling ranges the leidenfrost temperature is determined.

---

# Inhaltsverzeichnis

<b>Kurzfassung .....</b>	<b>1</b>
<b>Abstract .....</b>	<b>2</b>
<b>Inhaltsverzeichnis.....</b>	<b>3</b>
<b>Symbolverzeichnis .....</b>	<b>5</b>
<b>Abbildungsverzeichnis .....</b>	<b>9</b>
<b>1. Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2. Theoretische Grundlagen und Stand des Wissens .....</b>	<b>3</b>
2.1 Wärmeübergang bei der Sprühkühlung.....	3
2.2 Experimentelle Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten .....	12
2.2.1 Phasen-Doppler-Anemometrie .....	13
2.2.2 Patternator.....	16
<b>3. Zielstellung.....</b>	<b>18</b>
<b>4. Experimenteller Aufbau .....</b>	<b>21</b>
4.1 Infrarotthermografie .....	21
4.1.1 Versuchsstand .....	21
4.1.2 Kalibrierung .....	23
4.2 Spraycharakterisierung.....	29
4.2.1 Phasen-Doppler-Anemometrie .....	29
4.2.2 Patternator.....	32
<b>5. Auswerteverfahren.....</b>	<b>35</b>
5.1 Spraycharakterisierung.....	35
5.2 Aufbereitung der Temperaturinformationen .....	36
5.3 Bestimmung des Leidenfrostpunktes .....	43

---

5.4 Inverses Auswerteverfahren .....	43
5.4.1 Grundlegendes Modell.....	45
5.4.2 Testrechnungen.....	56
5.4.3 Sensitivitätsanalyse.....	65
<b>6. Versuchsplanung, Durchführung und Ergebnisse der Spraycharakterisierung .....</b>	<b>68</b>
6.1 Spraycharakterisierung mittels Phasen-Doppler-Anemometrie.....	68
6.1.1 Experimentelle Bestimmung der Betriebsparametergrenzen .....	72
6.1.2 Tropfendurchmesser und Tropfengeschwindigkeit .....	73
6.2 Spraycharakterisierung mittels Patternator .....	79
<b>7. Durchführung und Ergebnisse der Messungen zum Wärmeübergang .....</b>	<b>85</b>
7.1 Analyse der Gesamttemperaturverläufe .....	86
7.2 Lage des Leidenfrostpunktes.....	91
7.3 Analyse von Einzelpulsen in verschiedenen Siederegimen .....	92
7.4 Analyse des Wärmeübergangs für die gesamte Sprayfläche .....	98
7.5 Analyse des lokalen Wärmeübergangs .....	104
7.5.1 Einfluss der Massenbeaufschlagungsdichte .....	104
7.5.2 Vergleich der Auswerteverfahren.....	114
<b>8. Zusammenfassung.....</b>	<b>117</b>
<b>A Anhang .....</b>	<b>121</b>
A.1 Fehlerbetrachtung für das inverse Auswerteverfahren.....	121
A.2 Leistungsmerkmale der Infrarotkamera .....	137
A.3 Leistungsmerkmale des Hochdruckeinspritzventils .....	137
<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>139</b>

---

# Symbolverzeichnis

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
---------------	---------	-----------

---

## *Lateinisch*

$a$	-	Wichtungsfaktor
$a$	$m^2 s^{-1}$	Temperaturleitfähigkeit
$A$	$m$	Distanz zwischen Düsenmund und Testblech
$A$	$m^2$	Fläche
$Bi$	-	Biot-Zahl
$c$	$Jkg^{-1}K^{-1}$	spezifische Wärmekapazität
$d$	$m$	Durchmesser
$DC$	%	Tastgrad
$f$	$Hz$	Frequenz
$f_d$	$Hz$	Schwebungsfrequenz
$Gr$	-	Grashof-Zahl
$\Delta h_v$	$kJg^{-1}$	spezifische Verdampfungsenthalpie
$I$	$A$	Stromstärke
$IE, JE, LE$	-	Ende der Zählvariablen
$l_{ch}$	$m$	charakteristische Länge
$m$	-	relativer Brechungsindex
$\dot{m}$	$gcm^{-2}s^{-1}$	Massenbeaufschlagungsdichte
$M$	$kg$	Masse
$n_A$	-	Brechungsindex des Mediums
$n_P$	-	Brechungsindex des Partikels
$n$	-	Anzahl
$N$	-	Anzahl
$Nu$	-	Nusselt-Zahl

---

$p$	$bar$	Injektionsdruck
$Pr$	-	Prandtl-Zahl
$\dot{q}$	$Wm^{-2}$	Wärmestromdichte
$\dot{q}_V$	$Wm^{-3}$	volumetrischer Wärmestrom
$Q$	$J$	Wärme
$Q_{in}$	$J$	zugeführte Wärme
$Q_{loss}$	$J$	abgegebene Wärme
$Rz$	-	gemittelte Rautiefe
$s$	$m$	Blechdicke
$S$	$^{\circ}C$	Schwellwert
$t$	$s$	Zeit
$T$	$K$	Temperatur
$U$	-	Detektor des PDA-Systems
$v$	$ms^{-1}$	Geschwindigkeit
$We$	-	Weber-Zahl
$x, y, z$	-	Raumkoordinaten

### Griechisch

$\alpha$	$Wm^{-2}K^{-1}$	Wärmeübergangskoeffizient
$\Delta$	-	Differenz
$\varepsilon_V$	-	Verdampfungseffektivität
$\varepsilon$	-	Emissionsgrad
$\varepsilon$	-	Proportionalitätsfaktor
$\eta$	%	Sprayeffizienz
$\vartheta$	$^{\circ}C$	Temperatur
$\vartheta_S$	$^{\circ}C$	Siedetemperatur
$\vartheta_N$	$^{\circ}C$	Nukiyamatemperatur
$\vartheta_L$	$^{\circ}C$	Leidenfrosttemperatur
$\Theta$	$^{\circ}$	Strahlschnittwinkel
$\lambda$	$Wm^{-1}K^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit

---

$\lambda$	$nm$	Wellenlänge
$\nu$	$m^2s^{-1}$	kinematische Viskosität
$\rho$	$kgm^{-3}$	Dichte
$\sigma$	$kg s^{-2}$	Oberflächenspannung
$\varphi$	°	Streuwinkel
$\Phi$	°	Phasenverschiebung
$\psi$	°	Elevationswinkel

## Indizes

Bezeichnung	Bedeutung
-------------	-----------

---

<i>Blech</i>	Blech
<i>i, j, k, l</i>	Zählvariablen
<i>inj</i>	Injektion
<i>IR</i>	Infrarot
<i>el</i>	elektrisch
<i>feucht</i>	benetzte, feuchte Blechseite
<i>Feld</i>	2D-Wertematrix
<i>Fluid</i>	Fluid
<i>Gesamt</i>	Gesamtanzahl
<i>int</i>	interpoliert
<i>konvekt</i>	Konvektion
<i>Lack</i>	Lackschicht
<i>max</i>	Maximalwert
<i>min</i>	Minimalwert
<i>O</i>	Oberseite
<i>real</i>	real
<i>res</i>	resultierend
<i>Sat</i>	Saturierung
<i>Segment</i>	Segment
<i>sg</i>	Segment

---

<i>Strahlung</i>	Strahlung
<i>sol</i>	Festkörper
<i>tr</i>	unbenetzte, trockene Blechseite
<i>Tr</i>	Tropfen
<i>U</i>	Unterseite
<i>Verlust</i>	Verlust
<i>VGL</i>	Vergleichsgröße
<i>VLB</i>	Verknüpfung Lack- und Blechschicht
<i>w</i>	Wand
<i>x, y, z</i>	Raumkoordinaten
<i>0</i>	Ausgangszustand

### **Abkürzungen**

Abkürzung	Bedeutung
<i>CAD</i>	Computer-Aided-Design
<i>CGM</i>	Verfahren der konjugierten Gradienten
<i>FEM</i>	finite Elemente Methode
<i>FSM</i>	Function Specification Method
<i>HDEV</i>	Hochdruckeinspritzventil
<i>PDA</i>	Phasen-Doppler-Anemometrie

---

# Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1. 1: Wärmeübergang bei der Sprühkühlung im Filmsiedebereich.....	1
Abbildung 2. 1: Verdampfungsdauer von aufgelegten Tropfen in Abhängigkeit von der Wandoberflächentemperatur.....	4
Abbildung 2. 2: Wärmestromdichte in Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz beim Behältersieden.....	4
Abbildung 2. 3: Tropfenaufprall in Abhängigkeit verschiedener Weber-Zahlen [13] .....	6
Abbildung 2. 4: Drei-strahliges multijet-Spray mit schematischem Düsenkopf [25].....	9
Abbildung 2. 5: Lichtbrechung von einem Partikel mit $n_P > n_A$ .....	14
Abbildung 2. 6: Prinzipielle Versuchsanordnung des PDA-Systems und Empfänger-Maske .....	15
Abbildung 4. 1: Versuchstand für infraotthomografische Messungen .....	22
Abbildung 4. 2: Oberflächentemperaturverläufe verschiedener Blechdicken .....	23
Abbildung 4. 3: Versuchsaufbau der Emissionsgradkalibrierung.....	24
Abbildung 4. 4: Emissionsgradverlauf über der Temperatur .....	25
Abbildung 4. 5: Approximierter Verlauf der Verlustwärmestromdichte auf der Unterseite des Bleches in Abhängigkeit der Temperatur .....	27
Abbildung 4. 6: Infrarotaufnahme des Spray-Wand-Kontaktes des Bosch HDEV-5 [56] ....	28
Abbildung 4. 7: High-Speed-Aufnahme zur Ausrichtung eines Sprühstrahls .....	29
Abbildung 4. 8: Versuchsaufbau der Phasen-Doppler-Anemometrie.....	30
Abbildung 4. 9: Streulichtmodi in Abhängigkeit der Lichtintensität [] .....	31
Abbildung 4. 10: A - Patternator-Einzelement Abmaßskizze; B - Patternator-Einzelement 3D-Ansicht; C - Patternator-Messblock platziert unterhalb des Injektors...	33
Abbildung 4. 11: Experimenteller Aufbau der Patternatormessungen .....	34
Abbildung 5. 1: Vorgehen zur Reduzierung des Messfeldes .....	37
Abbildung 5. 2: Vergleich der Verläufe der Ausgangsdaten und korrigierten Messwerte ....	38
Abbildung 5. 3: Segmentierung eines Abkühlverlaufes (links) und Festlegung des Glättungsbereiches (rechts).....	39
Abbildung 5. 4: Glättung der Messdaten in den Randbereichen einer Injektion .....	41
Abbildung 5. 5: Einfluss der Iterationsanzahl und der Wichtungsfaktoren auf das Glättungsverfahren.....	42

---

Abbildung 5. 6: Wendepunkterfassung bei der Bestimmung der Leidenfrosttemperatur.....	43
Abbildung 5. 7: Interpolation der Messdaten.....	47
Abbildung 5. 8: Modell der Gitterstruktur des Bleches zur Diskretisierung .....	49
Abbildung 5. 9: Gitternetzstruktur des Bleches .....	50
Abbildung 5. 10: Sukzessives Vorgehen bei der expliziten Berechnung der Temperaturen...	52
Abbildung 5. 11: Verknüpfung von Lackschicht und Blech.....	54
Abbildung 5. 12: Wärmeleitkoeffizient von Inconel 625 in Abhängigkeit der Temperatur ...	55
Abbildung 5. 13: Dreidimensionales COMSOL-Blech-Modell mit A:ersteltem Punktefeld, B: Vernetzungsansicht und C:vergrößerter seitlicher Ansicht .....	57
Abbildung 5. 14: Beaufschlagte Wärmestromdichtefunktion (links) und Temperaturprofil zum Zeitpunkt $t_0$ (rechts) in der COMSOL 3D-Simulation.....	58
Abbildung 5. 15: Ausgewählte Punkte für Vergleichsdarstellung aus dem Auswertungsbereich.....	59
Abbildung 5. 16: Vergleich der Temperaturen der beaufschlagten Blechmodellseite zwischen COMSOL-Simulation und der Ergebnisse der inversen Routine .....	59
Abbildung 5. 17: Vergleich der Wärmestromdichten an ausgewählten Punkten von COMSOL und der inversen Routine .....	60
Abbildung 5. 18: Gaußverteilung der Temperatur in der x-Ebene und entstehendes Temperaturfeld.....	61
Abbildung 5. 19: Verwendete Wärmestromdichte der beaufschlagten Blechmodellseite.....	62
Abbildung 5. 20: Vergleich der Ergebnisse zwischen Direktrechnung und inverser Auswerteroutine .....	63
Abbildung 5. 21: Prozentuale Abweichung der Wärmestromdichte bei verschiedenen Ebenenanzahlen bezogen auf $N = 5$ .....	65
Abbildung 5. 22: Verwendete Funktionen der Verlustwärmestromdichten (links) und Differenz der Ergebnisse der resultierenden Wärmestromdichten (rechts).	66
Abbildung 5. 23: Prozentuale Abweichung der Wärmestromdichte bei veränderten Eingangstemperaturen.....	67
Abbildung 6. 1: Messpunktmatrix für PDA-Untersuchungen (links) und Definierung der Geschwindigkeitsvektoren (rechts).....	69
Abbildung 6. 2: Vergleich der Injektionsdauern $t_{inj} = 5/2,5/1,25/0,625 ms$ bei $p = 100 bar$ im Messpunkt A .....	72
Abbildung 6. 3: Vergleich der Injektionsdauern $t_{inj} = 5/2,5/1,25 ms$ bei $p = 100 bar$ im Messpunkt D .....	73

---

Abbildung 6. 4: Mittlerer Durchmesservergleich mit $A = 100 \text{ mm}$ , $p = 50 \text{ bar}$ , $t_{inj} = 5 \text{ ms}$ bei unterschiedlichen Frequenzen.....	74
Abbildung 6. 5: Vergleich der Durchmesserverteilungen unterschiedlicher Injektionsdauern und Abstände .....	75
Abbildung 6. 6: Vergleich der Geschwindigkeitsverteilungen unterschiedlicher Injektionsdauern und Abstände.....	76
Abbildung 6. 7: Vergleich der Durchmesser- und Geschwindigkeitsverteilung für unterschiedliche Injektionsdrücke .....	77
Abbildung 6. 8: Mittlere Durchmesser verschiedener Parametervariationen .....	78
Abbildung 6. 9: Mittlere vertikale Geschwindigkeit verschiedener Parametervariationen ...	78
Abbildung 6. 10: Reproduzierbarkeit der Einzelmessungen am Patternator .....	81
Abbildung 6. 11: Vergleich der Massenbeaufschlagungsdichte und detektierter Gesamtwassermasse bei konstantem Tastgrad $DC = 2,5 \%$ .....	82
Abbildung 6. 12: Vergleich der Beaufschlagungsdichte bei unterschiedlichen Drücken für einen Abstand von $A = 100 \text{ mm}$ , einer Injektionsdauer von $5 \text{ ms}$ und der Injektionsfrequenz von $5 \text{ Hz}$ .....	83
Abbildung 6. 13: Maximale gemessene Massenbeaufschlagungsdichte verschiedener Parametervariationen für die Tastgrade $DC = 2,5 \%$ links und $DC = 5 \%$ rechts .....	84
Abbildung 7. 1: Abkühlverläufe bei einem Tastgrad von $5 \%$ und einem Injektionsdruck von $50 \text{ bar}$ für die Temperaturen im Strahlmittelpunkt (links) und für die gemittelten Temperaturen über der Sprayfläche (rechts).....	87
Abbildung 7. 2: Abkühlverläufe bei einem Tastgrad von $5 \%$ und einem Injektionsdruck von $100 \text{ bar}$ (flächengemittelt) .....	88
Abbildung 7. 3: Abkühlverläufe bei einem Tastgrad von $2,5 \%$ und einem Abstand von $100 \text{ mm}$ .....	89
Abbildung 7. 4: Abkühlverläufe mit unterschiedlichen Tastgraden bei verschiedenen Abständen mit gleichem Injektionsdruck von $50 \text{ bar}$ (links) und verschiedenen Drücken mit gleichem Abstand von $100 \text{ mm}$ (rechts).....	90
Abbildung 7. 5: Leidenfrosttemperatur in Abhängigkeit des Injektionsdrucks, der Injektionsdauer, des Tastgrads und des Abstandes zwischen Düse und Testblech .....	91
Abbildung 7. 6: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient von Einzelpulsen im Filmsiedebereich in Abhängigkeit des Injektionsdruckes für das gemittelte Sprayfeld (links) und den Sprühstrahlmittelpunkt (rechts).....	93

---

Abbildung 7. 7: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient von Einzelpulsen in Abhängigkeit der Massenbeaufschlagungsdichte während einer Abkühlung mit einer Impulsdauer von $1,25\text{ ms}$ (Sprühstrahlmittelpunkt) .....	94
Abbildung 7. 8: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit des Abstandes zwischen Düse und Testblech mit einer Impulsdauer von $5\text{ ms}$ und einem Injektionsdruck von $100\text{ bar}$ .....	95
Abbildung 7. 9: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient für Einzelpulse in Abhängigkeit des Siederegimes für einen Injektionsdruck von $50\text{ bar}$ (links) und $100\text{ bar}$ (rechts) mit einer Impulsdauer von $2,5\text{ ms}$ .....	96
Abbildung 7. 10: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient von Einzelpulsen in Film- und Blasensiedebereich in Abhängigkeit des Abstandes.....	97
Abbildung 7. 11: Zeit- und flächengemittelte Wärmestromdichte der feuchten Blechseite und dazugehörige Temperaturverläufe bei einem Tastgrad $DC = 2,5\%$ und einem Abstand $A = 100\text{ mm}$ für verschiedenen Injektionsdauern bei einem Injektionsdruck von $p = 50\text{ bar}$ links und $p = 100\text{ bar}$ rechts.....	99
Abbildung 7. 12: Abgeführte Wärme pro Injektion und zugehörige Temperaturverläufe mit $DC = 2,5\%$ und $A = 100\text{ mm}$ für $p = 50\text{ bar}$ links und $p = 100\text{ bar}$ rechts....	100
Abbildung 7. 13: Über die Injektionen summierte abgeführte Wärmen und zugehörige Temperaturverläufe mit $DC = 2,5\%$ und $A = 100\text{ mm}$ für $p = 50\text{ bar}$ links und $p = 100\text{ bar}$ rechts.....	101
Abbildung 7. 14: Über die Injektionen summierte abgeführte Wärme und zugehörige Temperaturverläufe mit $DC = 5\%$ und $A = 100\text{ mm}$ für $p = 50\text{ bar}$ links und $p = 100\text{ bar}$ rechts.....	102
Abbildung 7. 15: Über die Injektionen summierte abgeführte Wärme und zugehörige Temperaturverläufe mit $DC = 5\%$ und $p = 100\text{ bar}$ für $t_{inj} = 5\text{ ms}$ links und $t_{inj} = 2,5\text{ ms}$ rechts .....	103
Abbildung 7. 16: Beträgsmäßig maximale Wärmestromdichte in Abhängigkeit der Temperatur und der Massenbeaufschlagungsdichte für den Abkühlverlauf von $A = 100\text{ mm}$ , $p = 50\text{ bar}$ , $DC = 2,5\%$ und $t_{inj} = 2,5\text{ ms}$ .....	105
Abbildung 7. 17: Massenbeaufschlagungsdichte und Wärmeübergangskoeffizienten für den Übergangs- und Blasensiedebereich (links) und den Filmsiedebereich (Mitte) für den Abkühlverlauf im Abstand von $A = 100\text{ mm}$ mit einer	

---

	Injektionsdauer von $t_{inj} = 5 \text{ ms}$ , einem Tastgrad von $DC = 2,5 \%$ und einem Injektionsdruck von $p = 50 \text{ bar}$ .....	106
Abbildung 7. 18:	Bereich der zeitlichen Wärmeübergangskoeffizientenmittelung im Filmsiedebereich mit $t_{inj} = 5 \text{ ms}$ , $f = 5 \text{ Hz}$ ( $DC = 2,5 \%$ ), $p = 50 \text{ bar}$ und einem Abstand von $A = 100 \text{ mm}$ .....	107
Abbildung 7. 19:	Zeitlich gemittelte Wärmeübergangskoeffizienten für die erste Injektion des Abkühlverlaufes mit $t_{inj} = 5 \text{ ms}$ , $f = 5 \text{ Hz}$ ( $DC = 2,5 \%$ ), $p = 50 \text{ bar}$ und einem Abstand von $A = 100 \text{ mm}$ .....	108
Abbildung 7. 20:	Lineare Approximationen des zeitlich gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten in einem Abstand von $A = 100 \text{ mm}$ für die Tastgrade von $DC = 2,5 \%$ (links) und $DC = 5 \%$ (rechts).....	109
Abbildung 7. 21:	Betragsmäßig maximale Wärmestromdichte in Abhängigkeit der Massenbeaufschlagungsdichte für den Abkühlverlauf von $A = 100 \text{ mm}$ , $p = 50 \text{ bar}$ , $DC = 2,5 \%$ und $t_{inj} = 2,5 \text{ ms}$ .....	111
Abbildung 7. 22:	Betragsmäßig maximale Wärmestromdichte in Abhängigkeit der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte in einem Abstand von $A = 100 \text{ mm}$ für die Tastgrade von $DC = 2,5 \%$ (links) und $DC = 5 \%$ (rechts).....	111
Abbildung 7. 23:	Zeitpunkte des Auftretens der betragsmäßig maximalen Wärmestromdichte für den Abkühlverlauf von $A = 100 \text{ mm}$ , $p = 50 \text{ bar}$ , $DC = 2,5 \%$ und $t_{inj} = 5 \text{ ms}$ .....	113
Abbildung 7. 24:	Temperatur zum Zeitpunkt der betragsmäßig maximalen Wärmestromdichte für die Abkühlverläufe im Abstand von $A = 100 \text{ mm}$ .....	114
Abbildung 7. 25:	Wärmeübergangskoeffizient bestimmt durch verschiedene Berechnungsverfahren für den Messpunkt im Abstand von $100 \text{ mm}$ , einem Injektionsdruck von $50 \text{ bar}$ , einer Injektionsdauer von $5 \text{ ms}$ und einem Tastgrad von $2,5 \%$ .....	115

# 1. Einleitung

Die Abkühlung heißer Körper und Oberflächen mit Flüssigkeiten findet in vielen ur- und umformtechnischen Bereichen sowie in der Produktion und im Prozessablauf eine vielseitige Anwendung. Bei der gleichzeitigen Bearbeitung von Werkstoffen, wie z. B. beim Drehen oder Biegen, wird das Kühlmittel auf die Oberfläche des Kühlgutes aufgebracht. Diese Variante steht im Gegensatz zur Tauchkühlung und kann je nach Anforderungen unterschiedlich ausgeführt sein. Die Sprühhkühlung hat sich dabei als vielversprechende Methode erwiesen. Neben speziellen Kühlfluiden oder Kühlmittelzusätzen wird zumeist reines Wasser als Kühlmedium, auf Grund seiner hohen Verdampfungsenthalpie und Verfügbarkeit, verwendet.

Abhängig von der Höhe der Oberflächentemperatur des Kühlgutes treten unterschiedliche Siedephänomene auf. Eine wichtige Größe für die Abgrenzung dieser Phänomene ist die Leidenfrosttemperatur, welche den Übergang vom Filmsiedebereich und Blasensiedebereich darstellt. Der Filmsiedebereich befindet sich bei hohen Oberflächentemperaturen des Kühlgutes oberhalb der Leidenfrosttemperatur. Es bildet sich eine Dampfschicht zwischen Wasser und Oberfläche aus, welche isolierend bezüglich des zu übertragenden Wärmestromes wirkt. Der Mechanismus des Wärmeübergangs im Filmsiedebereich mit ausgebildetem Dampffilm ist in **Abbildung 1.1** dargestellt.

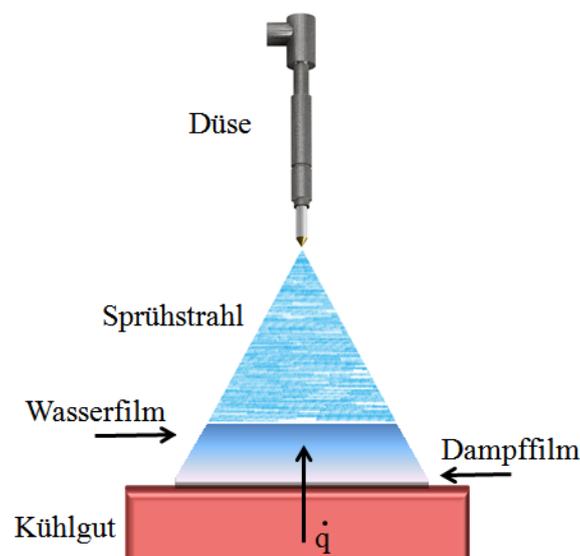


Abbildung 1. 1: Wärmeübergang bei der Sprühhkühlung im Filmsiedebereich

Fällt die Temperatur im Verlaufe einer Kühlung unter die Leidenfrosttemperatur, bricht der Dampffilm zusammen und es entsteht ein unmittelbarer Fluid-Wand-Kontakt mit höheren Wärmeströmen. Der Prozess der Unterschreitung der Leidenfrosttemperatur erfolgt meist lokal inhomogen verteilt und kann zu hohen Temperaturgradienten im Kühlkörper führen. Dadurch können Spannungen auftreten, die das Metallgefüge und die Produktqualität beeinflussen. Der Wärmestrom erreicht ein Maximum während des vollständigen Zusammenbruchs des Dampffilms. Kühlt sich der Körper weiter bis unter die Siedetemperatur des Wassers ab, verringern sich die Wärmeströme und der Wärmeübergang erfolgt konvektiv. Die Lage der Leidenfrosttemperatur ist von Parametern des Kühlfluids und des Kühlgutes abhängig sowie von den Betriebsparametern der jeweiligen Kühltechnik und ist eine rein experimentell bestimmbare Größe.

Neben dem reinen Fokus auf die Abkühlgeschwindigkeit sind die definierte Kühlung für den Abtransport eines bestimmten Wärmestroms, die Gleichmäßigkeit des Kühlprozesses sowie das Kühlen und Regeln nach einer bestimmten Temperatur eines Körpers von Bedeutung. In vielen Bereichen der Sprühkühlung werden auf Grund ihrer Simplität und definierten Spraycharakteristik kontinuierliche Sprays verwendet. Allerdings sind diese in ihren Prozessregelungsparametern auf die Massenbeaufschlagungsdichte und die düsenspezifischen Tropfeneigenschaften begrenzt. Durch die Verwendung der intermittierenden Sprühkühlung können zwei weitere Freiheitsgrade, die Injektionsdauer und -frequenz, für die Regelung hinzugewonnen werden.

In der vorliegenden Arbeit wird das Abkühlen einer horizontalen Platte über alle Siedebereiche experimentell untersucht. Im Fokus steht dabei der Übergang vom Film- zum Blasensieden und die Ermittlung des Wärmeübergangs in den jeweiligen Regimen. Die Spraycharakteristik des verwendeten Injektors wird mit Hilfe eines Phasen-Doppler-Anemometers sowie eines neuen Patternatorsystem bestimmt. Die Abkühlversuche werden infrarotthermografisch erfasst und anschließend über eine eigens programmierte inverse Auswerterroutine verarbeitet. Über systematische Versuchsreihen soll der Einfluss der Regelungsparameter auf den Wärmeübergang im Film- und Blasensieden sowie die Lage der Leidenfrosttemperatur untersucht werden.

## 2. Theoretische Grundlagen und Stand des Wissens

### 2.1 Wärmeübergang bei der Sprühkühlung

In vielen Prozessen bei der Bearbeitung metallischer Werkstoffe wird eine Kühlung aufgrund von Wärmebehandlung und entstehender Prozesswärme notwendig. Dabei kann einerseits durch schnelle Abkühlung eine gezielte Beeinflussung der Materialeigenschaften vorgenommen werden, wie etwa eine Tauchkühlung beim Härten. Dadurch ändert sich das Metallgefüge und es bildet sich sprödes Martensit aus. Andererseits kann eine langsamere Abkühlung erfolgen, um die Materialeigenschaften nicht zu verändern und ein mögliches Verziehen des Werkstoffes zu umgehen. Es werden demnach verschiedene Kühltechniken angewandt. Die Sprühkühlung spielt dabei eine wichtige Rolle, da sie eine hohe Abkühlgeschwindigkeit bei definierten Einstellungen gewährleistet. Zusätzlich kann durch Parametervariation Einfluss auf die Wärmeübergangsbedingungen genommen werden.

Bei der Nutzung eines flüssigen Stoffes als Kühlmittel wird der Energietransfer durch Temperaturerhöhung sowie durch den Phasenübergang des Kühlmediums vom flüssigen in den gasförmigen Zustand genutzt. Die Mechanismen der Kühlung heißer Oberflächen wurden bereits in zahlreichen Arbeiten untersucht. Vor allem Leidenfrost [1] stellte grundsätzliche Phänomene während der Abkühlung eines Körpers durch ein Fluid schon sehr früh fest. So gelang es ihm, einen Zusammenhang zwischen Verdampfungszeit und Oberflächentemperatur des Körpers darzustellen. Zusätzlich konnten unterschiedliche Arten des Siedens festgestellt werden. Später deklarierte Nukiyama [2] diese Siederegime in freie Konvektion, Blasensieden, Übergangssieden und Filmsieden, wie in **Abbildung 2.1** zu sehen.

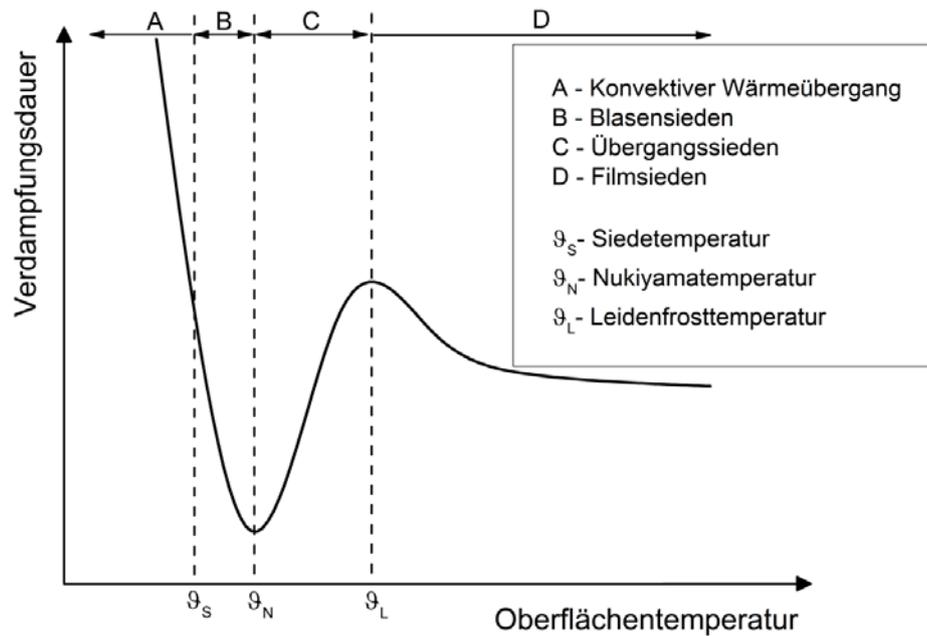


Abbildung 2. 1: Verdampfungsdauer von aufgelegten Tropfen in Abhängigkeit von der Wandoberflächentemperatur

Diese Siedebereiche und deren Einfluss auf die Wärmestromdichte sind in Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz zwischen Körper und Sättigungstemperatur des Fluids in **Abbildung 2.2** dargestellt.

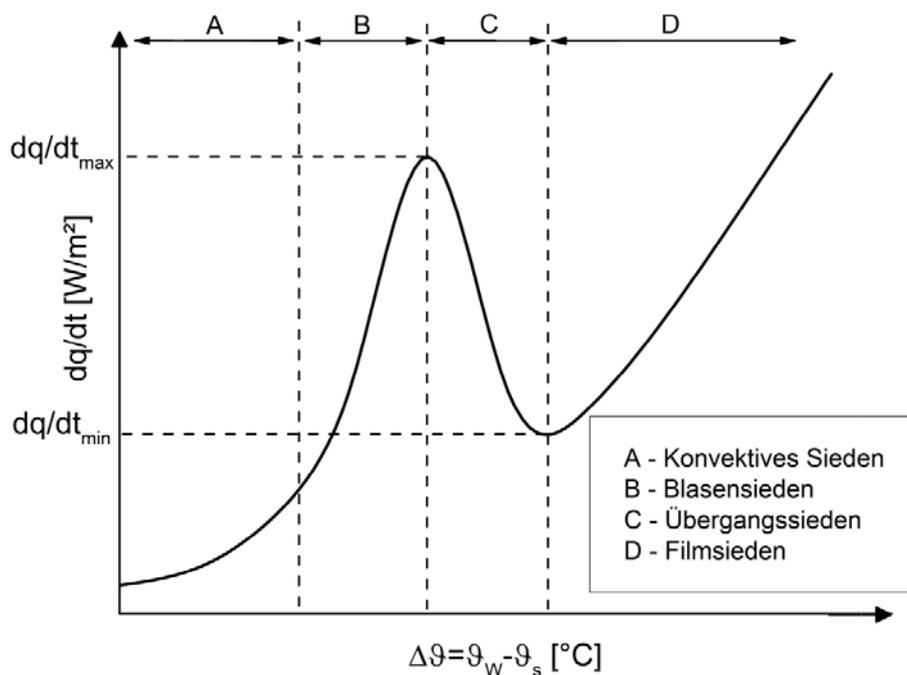


Abbildung 2. 2: Wärmestromdichte in Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz beim Behältersieden

Bei der Betrachtung der Charakteristik des Kühlprozessverlaufes heben sich neben den Siederegimen weitere wichtige Größen hervor. So befindet sich die minimale Verdampfungsdauer eines aufgelegten Tropfens bei der Nukiyama-Temperatur, bei der die maximale Wärmestromdichte erreicht wird. Ein zweiter sehr wichtiger Punkt ist die Leidenfrosttemperatur. Dort befindet sich eine lokale minimale Wärmestromdichte, was zu einer Erhöhung der Verdampfungszeit führt. Die Leidenfrosttemperatur stellt den Übergang vom Übergangs- zum Filmsieden dar. Es entsteht ein Dampffilm zwischen Körperoberfläche und aufgelegtem Fluid. Dieser wirkt isolierend, da nun kein Direktkontakt zwischen Kühlflüssigkeit und zu kühlendem Körper vorhanden ist. Die Leidenfrosttemperatur ist eine rein messtechnisch erfassbare Größe und vor allem von den Eigenschaften des verwendeten Stoffes sowie der Methode der Aufbringung abhängig. Bei der Flüssigkeit sind das insbesondere die Art der Flüssigkeit, die Geschwindigkeit und der Massenstrom. Beim Festkörper sind vorrangig die Wandeigenschaften entscheidend. So untersuchten Bernardin und Mudawar [3] die Lage der Leidenfrosttemperatur im Bezug zur Oberflächenrauheit und Flüssigkeitseigenschaft mit aufgelegten Tropfen. Es hob sich besonders der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit als dominanter Parameter hervor.

Um Rückschlüsse auf den Wärmeübergang bei dem Sprühstrahl-Wand-Kontakt ziehen zu können, gibt es verschiedene Möglichkeiten. So wurden Versuche mit Einzeltropfen sowie mit ganzen Sprays durchgeführt. Grundsätzlich kann man die Tropfen-Wand Korrelation als Mikro-Makro-Wechselwirkung betrachten. So bestimmen Eigenschaften der Einzeltropfen die gesamte Spraycharakteristik. Ein Mikromodell für den Wärmeübergang bei der Sprühkühlung wurde von Nacheva [4] erstellt. Sie kreierte ein repräsentatives Volumenelement für die Modellierung eines Einzeltropfens im monodispersen Spray. Für die Simulation der Kontaktzeit des Tropfens mit der zu kühlenden Wand wird auf den Ansatz von Suzuki und Mitachi [5] verwiesen. Als Ergebnis zeigte sich eine gleiche qualitative Abhängigkeit der Verdampfungseffektivität sowie des Wärmeübergangskoeffizient von den Tropfenparametern Durchmesser und Geschwindigkeit. Die Verdampfungseffektivität  $\varepsilon_V$  ist eine dimensionslose Größe und stellt das Verhältnis zwischen abgeführter Wärme zur notwendig abzuführenden Wärme für die vollständige Tropfenverdampfung dar.

$$\varepsilon_V = \frac{Q_{Tr}}{M_{Tr} \cdot \Delta h_V} \quad (2-1)$$

Die Tropfendurchmesserverteilungen der durchgeführten Simulationen zeigten gute Übereinstimmung mit dünnen realen Sprays, so dass die Aussagen und die getroffenen

Modellannahmen eine Übertragbarkeit rechtfertigten. Experimentelle sowie theoretische Untersuchungen zum Tropfenaufprall auf heißen Oberflächen nahe der Leidenfrosttemperatur [6],[7],[8],[9],[10],[11] konstatierten vor allem die Weber-Zahl als Einflußgröße. Diese gibt das Verhältnis der relativen Geschwindigkeit und des Durchmesser des Tropfens bezogen auf die Oberflächenspannung des Fluids an [12].

$$We = \frac{\rho_{Tr} \cdot v_{Tr}^2 \cdot d_{Tr}}{\sigma_{Tr}} \quad (2-2)$$

Bei einer geringen Weber-Zahl prallen die Tropfen wieder von der Oberfläche ab, ohne dass Sekundärtropfen entstehen, hingegen platzen sie bei sehr hohen Werten auf und benetzen eine größere Fläche, was nach Manzello und Yang [8] zu einem größeren Flüssigkeitsfilm führt. In **Abbildung 2.3** sind die Mechanismen des Tropfenaufpralls in Abhängigkeit der Weber-Zahl dargestellt. Nach [13] sind die kritischen Weberzahlen bei Versuchen mit einer Wandtemperatur oberhalb des Leidenfrostpunktes mit  $We_1 = 13$ ,  $We_2 = 24$  und  $We_3 = 33$  angegeben. Wruck [14] hingegen setzt die untere und obere Grenze bei 10 und 100 an. Diese Grenzen unterliegen einer Vielzahl an Einflüssen und sollen nicht als starr angesehen werden.

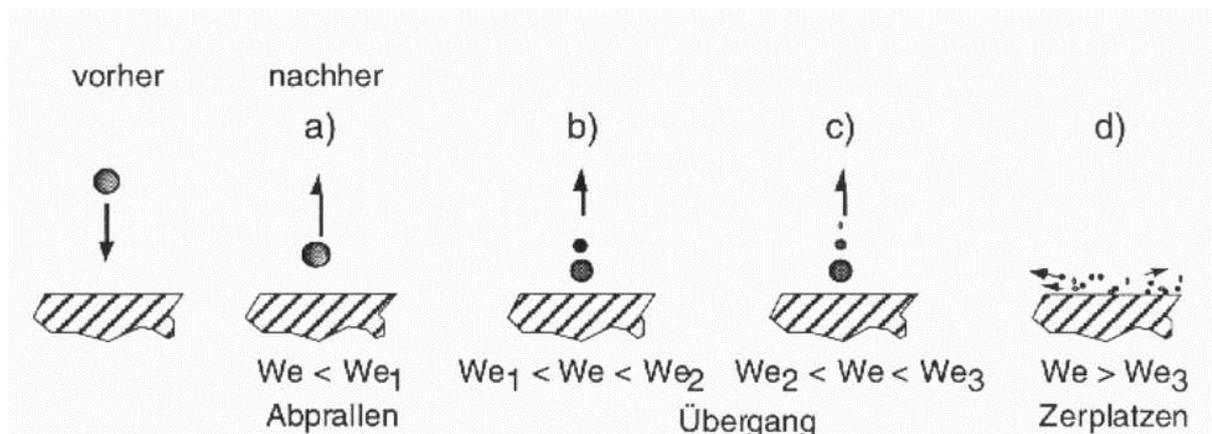


Abbildung 2. 3: Tropfenaufprall in Abhängigkeit verschiedener Weber-Zahlen [13]

Yao und Cox [15] bezogen die tropfenspezifische Größen beinhaltenden Reynolds- und Weberzahl durch Substitutionen auf das gesamte Spray und stellten fest, dass sich durch den Makrobezug das Verhalten realer Sprays genauer darstellen ließ. Sie gaben für dünne mono- und polydisperse Sprays Korrelationen zur Ermittlung der Verdampfungseffektivität sowie der Leidenfrosttemperatur in Abhängigkeit der Spray-Weber- und Reynoldszahl an. Eine weitere wichtige Größe zur Beschreibung des Wärmeübergangs ist der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$ , welcher als Proportionalitätsfaktor im Bezug auf die

Temperaturdifferenz zum übertragenen Wärmestrom zu verstehen ist. Dieser hängt bei der Sprühhkühlung von der Spraycharakteristik sowie den Eigenschaften des Kühlgutes ab. Haupteinflußgrößen sind die Massenbeaufschlagungsdichte  $\dot{m}$ , der Tropfendurchmesser  $d_{Tr}$ , die Tropfengeschwindigkeit  $v_{Tr}$  und die Wandtemperatur des Körpers  $\vartheta_o$ . Mit Hilfe der kontinuierlichen Sprühhkühlung lassen sich diese Einstellparameter definieren und variieren. Puschmann [43] untersuchte den Einfluss der Tropfen- und Sprayparameter auf den Wärmeübergangskoeffizienten durch Sprühhkühlung eines Inconel-Blechtes mit einer Zweistoffdüse. Durch die Bildung der Differenz zwischen Oberflächen- und Kühlmediumtemperatur (hier: Wasser) konnte oberhalb der Leidenfrosttemperatur der Einfluss von  $\vartheta_o$  vernachlässigt werden. Dadurch ließ sich eine Korrelation für den Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Massenbeaufschlagungsdichte, des Tropfendurchmessers und -geschwindigkeit erstellen.

$$\alpha = \dot{m}_S \cdot v_{Tr}^{0,12} \cdot d_{Tr}^{-0,29} \quad (2-3)$$

Diese Funktion gilt nur für bestimmte Gültigkeitsbereiche von  $d_{Tr}$ ,  $v_{Tr}$ ,  $\dot{m}$ ,  $We$  und  $\vartheta_o$ , welche der Arbeit zu entnehmen sind. Die kontinuierliche Sprühhkühlung ist Gegenstand zahlreicher aktueller Forschungsarbeiten. Vor allem Untersuchungen mit verschiedenen Kühlmitteln bzw. Kühlmittelzusätzen und unterschiedlichen Oberflächenbeschaffenheiten stehen dabei im Fokus. Jia und Qiu [16] untersuchten den kritischen Wärmestrom mittels Kühlung einer Kupferplatte durch reines und mit Tensiden versetztes Wasser aus fünf Unijet Düsen. Es zeigte sich, dass die Tenside einen reduzierenden Einfluss auf die entstehende Wandfilmdicke aufweisen. Dadurch konnte der Maximalwert des kritischen Wärmestroms reduziert und ein größerer stabilerer Bereich erzielt werden. Allerdings erhöhen Kühlmittelzusätze wie Tenside die entstehenden Kosten, so dass im Gegensatz reines Wasser ein sehr einfaches und attraktives Kühlmittel darstellt. Xie et al. [17] und Martínez-Galván et al. [18] [19] analysierten den Wärmeübergang und die Spray-Wand-Wechselwirkung in Bezug auf verschiedene Oberflächenbearbeitungen eines Kupferblockes mit dem Kühlmittel R134a. Dabei wurden bei Xie et al. [17] die Rauheiten in Mikro ( $Rz = 0,5 \mu m$ ) und Makroklassen ( $Rz = 3,0 \mu m$ ) eingeteilt. Es zeigte sich eine Erhöhung des Wärmeübergangs bei den Mikro- und Makro-Strukturierten-Oberflächen im Vergleich zu herkömmlichen geglätteten Oberflächen. Martínez-Galván et al. untersuchten den Wärmeübergang [18] und die Filmdicke [19] in Abhängigkeit von Oberflächenrauheiten sowie von verschiedenen Spraywinkeln durch Verwendung unterschiedlicher Düsen [20]. Oberflächenuntersuchungen

dienen im Allgemeinen der Grundlagenforschung, da die zu kühlende Oberfläche häufig bereits bearbeitet wurde oder nicht extra für die Kühlung bearbeitet wird. Sie ist demnach immer vom zu kühlenden Körper abhängig. Eine zusammenfassende und mögliche Forschungsrichtungen gebende Arbeit zum Thema Sprühkühlung wurde von Kim [21] verfasst, in der er bisherige Untersuchungen in ihre Schwerpunkte unterteilt und analysiert. Zusätzlich betont er die Entwicklung neuer Messtechniken, um mehr Aussagen zu spray- und wärmeübergangsbeeinflussende Größen treffen zu können.

Neben der kontinuierlichen ist immer mehr die intermittierende Sprühkühlung Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten. Durch die zusätzlichen Steuerparameter Injektionsfrequenz  $f_{inj}$  und -dauer  $t_{inj}$  lässt sich der Einfluss auf den Kühlprozess noch erweitern. Diese Größen werden als Tastgrad ( $DC$ ) miteinander verknüpft, welcher wiederum direkt proportional zum Massenstrom ist.

$$DC = f_{inj} \cdot t_{inj} \cdot 100\% \quad (2-4)$$

Es bieten sich dadurch vielfältige Einstellungsbedingungen für den Wärmeübergang. Großes Potential beinhalten thermisches Monitoring bzw. Überwachungssysteme, da aufgrund der flexiblen Einsatzweise eine umstandsentsprechende Kühlung zeitlich spezifisch angewandt werden kann.

Aktuelle Untersuchungen zur intermittierenden Sprühkühlung beziehen sich meist auf kurze Distanzen zwischen Düse und dem zu kühlenden Objekt sowie auf einen Injektionsdruck im Niederdruckbereich von unter  $10 \text{ bar}$ . So bewerteten Panão et al. [22] die Möglichkeit der Verwendung von intermittierenden multijet Sprays, welche im weiteren Verlauf für die Kühlung von Mikroprozessoren [23] untersucht worden sind. Bei solchen Sprays handelt es sich um mehrere Einzelstrahlen, die in einem bestimmten Punkt kurz nach Austritt aus dem Düsenloch zur Kollision gebracht werden. Dabei entsteht ein resultierendes Spray, welches im Folgenden untersucht wurde. In **Abbildung 2.4** ist ein solches multijet Spray mit drei aufeinander treffende Einzelstrahlen und schematischem Düsenkopf dargestellt.

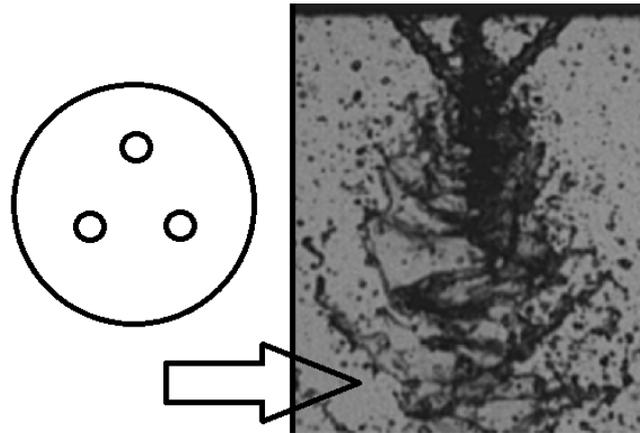


Abbildung 2. 4: Drei-strahliges multijet-Spray mit schematischem Düsenkopf [25]

In [23] wurde ein Messaufbau gewählt, der das Verhalten eines aktuellen Prozessors in Echtzeit simuliert. Zwei Transistoren sind mit einer Kupferplatte verbunden, welche durch auftreffendes Methanol-Spray mit  $1\text{ bar}$  Einspritzdruck gekühlt wurden. Außerdem wurde innerhalb des Körpers eine homogene Temperaturverteilung angenommen. Demnach konnten die  $1\text{ mm}$  unter der zu untersuchenden Oberfläche befindlichen Thermolemente die exakte Wandtemperatur des Körpers messen. Es konnte hier gezeigt werden, dass der Tastgrad ein Haupteinflussparameter auf den Wärmestrom ist. So wurde bei höheren Werten ein größerer Wärmestrom abgeführt. Erst bei einem kontinuierlichen Spray ( $DC = 100\%$ ) sank die Kühleffizienz. Zusätzlich konnte eine Erhöhung des abgeführten Wärmestromes bei höheren verwendeten Injektionsfrequenzen festgestellt werden, allerdings nur bis zu einem Grenzwert, welcher vom jeweiligen Tastgrad abhängt. Eine weitere Möglichkeit zeigten Panão et al. [24] bei der Entwicklung eines Kühlkonzeptes für Hochleistungselektronik auf. Hierbei wurde vor allem der Fokus auf große Spitzenleistungen z.B. im elektrischen Fahrzeugbetrieb gelegt. Die Oberflächentemperatur des mit 2, 3 und 4-strahligen multijet Spray zu kühlenden Kupferblockes sollte eine gewählte Grenztemperatur von  $125\text{ °C}$  nicht überschreiten. Des Weiteren untersuchten Panão et al. [25] den Einfluss der Strahlanzahl des multijet Sprays auf die Spraycharakteristik. Die bestehenden Erkenntnisse der Aufteilung in Strahl-Ligamente für 2-strahlige multijet Sprays konnten nun nachweislich auch für 2, 3 und 4-strahlige geltend gemacht werden. Außerdem zeigte sich eine einheitlichere Verteilung der Axialgeschwindigkeiten bei höheren Strahlanzahlen. Diese Versuche konzentrieren sich vor allem auf Untersuchungen des multijet Sprays und lassen das Potential der intermittierenden Sprühkühlung mit der Anwendung bei hohen Oberflächentemperaturen außen vor.

Fest-Santini [26] [48] führte Sprühkühlungsversuche mit einem Niederdruck-Benzinsaugrohreinspritzventil auf Testblechen mit Wasser im stabilen Filmsiedebereich durch. Folglich wurden hier die Oberflächentemperaturen ausgehend von einer Kühlsequenzstarttemperatur von  $410\text{ }^{\circ}\text{C}$  über der Leidenfrosttemperatur von ca.  $285\text{ }^{\circ}\text{C}$  untersucht. Bei der Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten konnte bei konstantem Massendurchsatz eine höhere Temperaturabnahme bei geringeren Injektionsdauern und höherer Frequenzen ermittelt werden. Demnach können kurze Kühlimpulse einen höheren Wärmestrom abführen, da ein Großteil des Wärmeübergangs in den ersten Momenten des Sprühstrahl-Wand-Kontaktes vollzogen wird, noch bevor sich ein konstanter Dampffilm ausbilden kann. Außerdem stellte sich auch hier die Massenbeaufschlagungsdichte als Haupteinflussfaktor dar. Des Weiteren wurde bis zu einem Grenzwert des Tastgrades ( $DC \leq 10\%$ ) eine Abhängigkeit von Impulsdauer und Injektionsfrequenz festgestellt. So erhöht sich der Wärmeübergangskoeffizient bei geringen Werten der Impulsdauer. Zhang et al. [27] verwiesen hingegen auf höhere Wärmeübergangskoeffizienten bei kontinuierlicher Sprühkühlung im Gegensatz zur intermittierenden. Sie verglichen beide Kühlverfahren auf einer glatten Kupferoberfläche mit  $1,5\text{ cm}$  Abstand zur vollflächigen Kegeldüse und  $3\text{ bar}$  Injektionsdruck mit einem konstanten Tastgrad von  $50\%$  und variierender Injektionsdauer. Unter Betrachtung der spezifischen Wärme bezogen auf die Kühlmittelmasse ergaben sich jedoch wieder höhere Werte bei der intermittierenden Sprühkühlung. Zhang et al. heben hier vor allem den Effekt bei einem Bereich niedrigerer Wärmeströme hervor, folglich bei geringeren Oberflächentemperaturen. Allerdings wurde hier nur der Bereich vom konvektivem Wärmeübergang bis zum Blasensiedebereich betrachtet. Hingegen stellten Somasundaram und Tay [28] eine Erhöhung der Sprayeffizienz  $\eta$  bei größeren Oberflächentemperaturen fest. Dazu kühlten sie einen Kupferblock mit einer kommerziellen TG SS 0.3 Spraying systems Co-Düse mit Magnetventil und verglichen intermittierende mit kontinuierlicher Sprühkühlung sowie Bereiche mit einphasigem und zweiphasigem Wärmeübergang. Für den Vergleich führten sie die Sprayeffizienz ein, welche das Verhältnis zwischen der vom Kühlkörper entnommenen Energie zur theoretisch entnehmbaren Energie des Kühlmittels in Prozent darstellt.

$$\eta = \frac{(Q_{in} - Q_{loss}) \cdot A}{\dot{m} \cdot DC \cdot (c_{pW} \cdot (T_{Sat} - T_{Fluid}) + \Delta h_v)} \cdot 100\% \quad (2-5)$$

Bei einem Injektionsdruck von  $4\text{ bar}$  konnte bei höheren Oberflächentemperaturen ab ca.  $70\text{ }^{\circ}\text{C}$  eine bessere Sprayeffizienz nachgewiesen werden. Allerdings nimmt dieser

Unterschied bei einem geringeren Druck (*2 bar*) wieder ab. Diese Aussagen können, wie in den vorherig erwähnten Arbeiten, nur auf bestimmte Temperaturbereiche z.B. geringer Spitzentemperaturen des Kühlgutes bezogen werden. Des Weiteren untersuchten Somasundaram und Tay [46] die Kühlung eines thermischen Test-Chips bei geringen Temperaturen bis  $95\text{ }^{\circ}\text{C}$  mit deionisiertem Wasser und einer Niederdruckdüse bis *6 bar*. Auch hier konnte die direkte Abhängigkeit des Massen- und des Wärmestroms nachgewiesen werden, allerdings traten die höchsten Wärmeströme bei geringen Frequenzen auf.

Weiterhin zu prüfen wäre nun die Erweiterung, in Bezug zu den Aussagen von Fest [48], auf alle Siedebereiche mit höheren Drücken und dadurch kleineren Tropfengrößen und höheren -geschwindigkeiten sowie größeren Düsenabständen. Zuverlässige Aussagen über den Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Fluid und Wandoberfläche sowie für die Sprayparameter erfordern experimentelle Untersuchungen. Einerseits müssen die bereits genannten Haupteinflußgrößen Tropfendurchmesser und -geschwindigkeiten sowie die Massenbeaufschlagungsdichte ermittelt werden, um das genutzte Spray vollständig zu charakterisieren. Andererseits müssen die Temperaturverläufe während der Kühlsequenzen erfasst werden, um den Wärmeübergangskoeffizienten zu bestimmen.

## 2.2 Experimentelle Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten

Die Bestimmung der Temperatur des Versuchskörpers wird experimentell durchgeführt. Für das grundsätzliche Prinzip der Aufnahme von Temperaturrohdaten während einer Kühlsequenz gibt es zwei Ansätze, die sich im Messaufbau und in der Erfassung der Daten unterscheiden. Zum einen kann sie direkt auf der zu kühlenden Seite, bzw. im Probekörper über Thermoelemente erfasst werden, zum Anderen berührungslos über infrarotthermografische Messungen. Viele Arbeiten ähnlicher Versuchsaufbauten beschränken sich auf die Nutzung von Thermoelementen [29] [30] [31] [32], da hierbei keine weiteren Berechnungen benötigt werden und die Temperaturdaten direkt für die Auswertung zur Verfügung stehen. Andererseits ist ein mechanischer Eingriff zur Platzierung der Elemente in den Probekörper notwendig und somit sind mögliche Rückwirkungen nicht auszuschließen. Außerdem lässt sich mit einer geringen Anzahl an Elementen der Versuchskörper lokal nur sehr begrenzt erfassen, bzw. bei Erweiterung nur mit schlechter örtlicher Auflösung. In dieser Arbeit wird dahingehend die Nutzung einer berührungslosen, rückwirkungsfreien Temperaturerfassung mittels Infrarotmesstechnik gewählt. Dabei basieren die Messungen auf der Bestimmung der lokal verteilten Oberflächentemperaturen auf der unbeaufschlagten, trockenen Seite des zu kühlenden Körpers. So wird dessen emittierte Infrarotstrahlung mit Hilfe einer Infrarotkamera erfasst. Das Hauptproblem für Infrarotaufnahmen ist die Unkenntnis des Emissionsgrades  $\varepsilon$ , welcher sich in Abhängigkeit der Temperatur ändert. Da vor allem Abkühlsequenzen mit sich ständig ändernder Oberflächentemperaturen im Fokus dieser Arbeit stehen, wurde deshalb eine Kalibrierung zur Detektion des hier vorliegenden  $\varepsilon$  über der Temperatur durchgeführt (Vgl. Kapitel 4.1.2) [33].

Die experimentell erfassten Temperaturdaten betreffen, bedingt durch den Versuchsaufbau, die trockene, nicht gekühlte Seite des Versuchsbleches (Vgl. Kapitel 4.1.1). Um Aussagen über den Wärmeübergangskoeffizienten der feuchten, beaufschlagten Seite treffen zu können, muss zunächst die Temperatur bzw. die Wärmestromdichte dieser Seite bestimmt werden. In vorangegangenen Arbeiten mit gleichem Temperaturerfassungssystem wurde eine Vereinfachung, durch Vernachlässigung der längsseitigen Wärmeleitung des Versuchskörpers gegenüber dem Wärmeübergang, vorgeschlagen, da mit sehr dünnen Versuchsblechen gearbeitet wurde. Demnach würde das Versuchsblech jederzeit über der Tiefe mit homogener Temperaturverteilung vorliegen. Diese Annahme ist gerechtfertigt bei geringen Wärmeströmen, wie sie z.B. bei Fest-Santini [48] durch das Messen im stabilen

Filmsiedebereich vorlagen. Bei der Erweiterung der Experimente auf andere Siedebereiche erhöht sich der Wärmestrom sprunghaft und die Annahme einer geringen Biot-Zahl ist nicht mehr gerechtfertigt. Die Biot-Zahl  $Bi$  ist eine dimensionslose Kennzahl und stellt das Verhältnis von Wärmeübergang zur Wärmeleitung dar und setzt sich zusammen aus den Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$ , der Wandstärke des Versuchsbleches  $l_{ch}$  und dessen Wärmeleitkoeffizienten  $\lambda_{sol}$ :

$$Bi = \frac{\alpha \cdot l_{ch}}{\lambda_{sol}} \quad (2-6)$$

Es entsteht demnach die Notwendigkeit der Erstellung eines inversen Algorithmus, um Rückschlüsse auf die Temperaturen und den Wärmeübergang der beaufschlagten Blechseite, ausgehend von der gemessenen Temperatur der trockenen Seite, führen zu können.

Neben der Erfassung der Temperaturen des Versuchskörpers für die Auswertung und Berechnung der wärmeübergangsrelevanten Zielgrößen, ist ebenfalls die Ermittlung der Spraycharakteristik von entscheidender Bedeutung, da diese die Haupteinflußgrößen des Wärmeübergangskoeffizienten erfasst.

## 2.2.1 Phasen-Doppler-Anemometrie

Zur Bestimmung der Tropfengrößen und -geschwindigkeiten des Sprays werden Phasen-Doppler-Anemometrie (PDA) Messungen durchgeführt. Es wird mit Hilfe von Streulicht von Laserstrahlen berührungslos die Partikelcharakteristik ermittelt.

Die ersten Messungen von Fluidgeschwindigkeiten mit dem PDA-Messprinzip wurden im Jahr 1965 von Foreman et al. [34] vorgestellt und später von Durst und Zaré [35] erweitert. Seither hat sich die PDA-Messtechnik als oft genutzte Untersuchungsmethode etabliert und wird bis heute in einer Vielzahl an Arbeiten zur Bestimmung der Spraycharakteristik verwendet [36] [37] [38] [39].

Die wichtigsten Streumechanismen für PDA-Untersuchungen sind, neben Beugung, Reflexion und Absorption, die Brechung erster und zweiter Ordnung. Bei der Brechung erster Ordnung wird der einfallende Lichtstrahl beim Ein- und Austritt des zu untersuchenden Mediums in Abhängigkeit des Brechungsindex in einem bestimmten Winkel abgelenkt.

Dieser ist eine stoffabhängige Größe und muss demnach vor den Untersuchungen bekannt sein. Der relative Brechungsindex  $m$  gibt das Verhältnis der jeweiligen Brechungsindizes des Partikels  $n_P$  und des ihn umgebenden Mediums  $n_A$  an.

$$m = \frac{n_P}{n_A} \quad (2-7)$$

Bei der Brechung zweiter Ordnung wird das Licht beim Austritt reflektiert und unterliegt abermals dem resultierenden Brechungswinkel. Nach der Reflexion und zweimaliger Brechung im Medium befindet sich der Strahlaustritt in nahezu negativer Strahleintrittsrichtung. Die grundsätzlichen Mechanismen sind in **Abbildung 2.5** dargestellt [40].

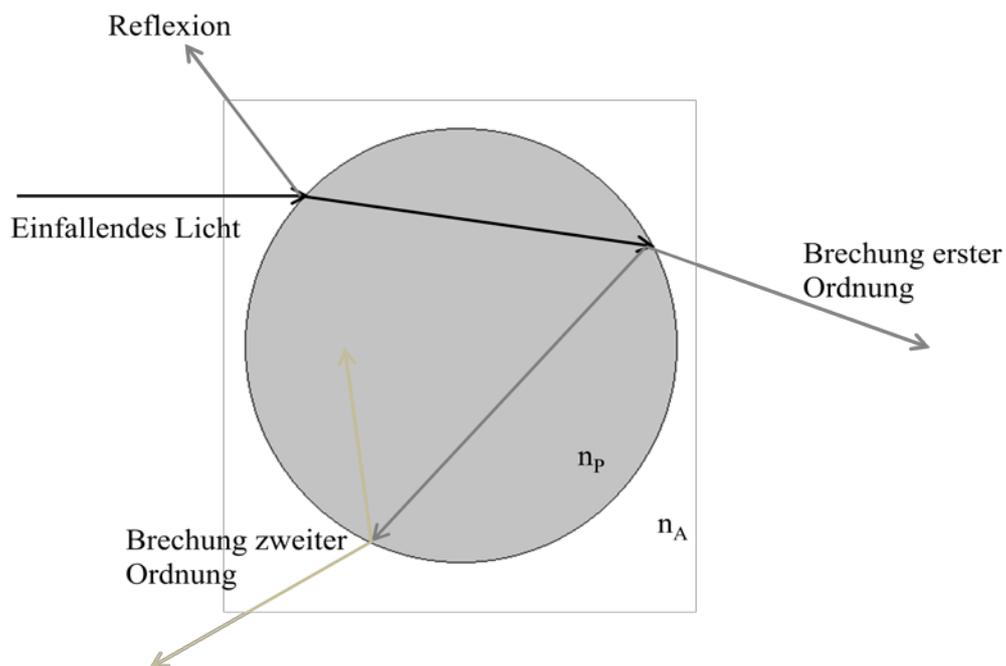


Abbildung 2. 5: Lichtbrechung von einem Partikel mit  $n_P > n_A$

In dieser Arbeit wird ein Drei-Detektoren-PDA-System zur Charakterisierung des Sprays verwendet, dessen prinzipieller Aufbau und die dazugehörige Empfänger-Maske zeigt **Abbildung 2.6**. Die Empfangssonde ist in einem Streuwinkel  $\varphi$  von ca.  $70^\circ$  zur Erfassung der resultieren Lichtstrahlen der Brechung erster Ordnung angeordnet und besteht aus drei Detektoren  $U_1$ ,  $U_3$  und  $U_2$  mit den jeweiligen Höhenwinkeln  $\psi$  zueinander.

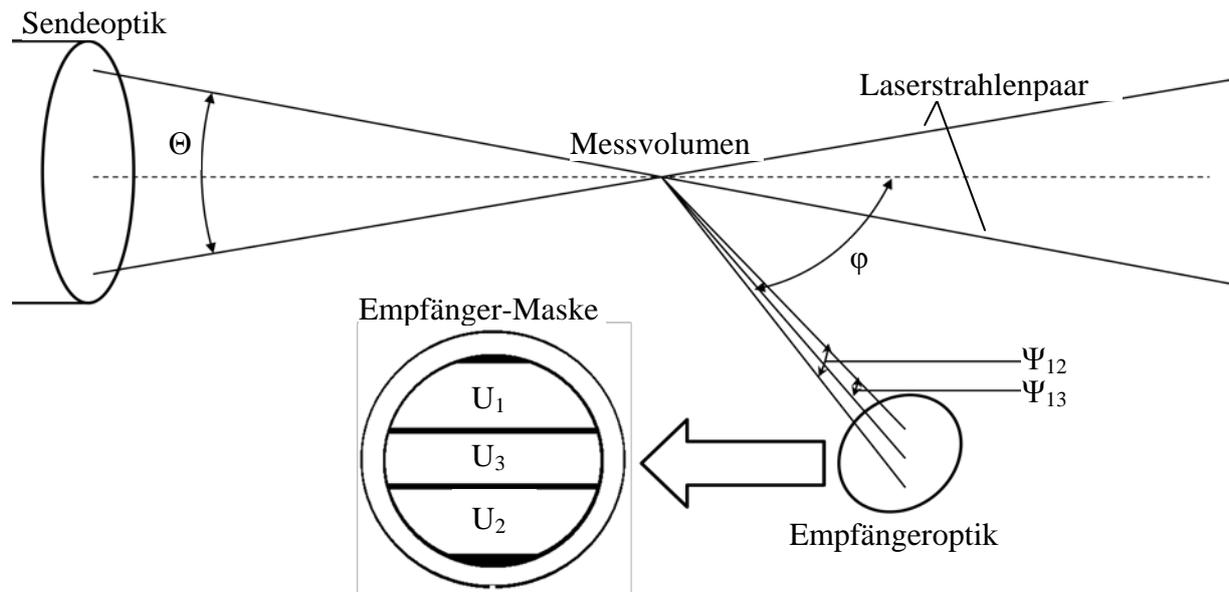


Abbildung 2. 6: Prinzipielle Versuchsanordnung des PDA-Systems und Empfänger-Maske

Die Sendeoptik emittiert mindestens zwei Laserstrahlen, welche sich an einem definierten Punkt schneiden und das Messvolumen erzeugen. Bewegt sich ein Partikel durch dieses Volumen, so erfährt das von ihm gestreute Licht eine Dopplerverschiebung. Zusätzlich überlagern sich die Streulichtanteile beider Strahlen und bilden ein Interferenzmuster mit der Schwebungsfrequenz  $f_d$  aus. Diese wird auch als Doppler-Frequenz bezeichnet und ist niedriger als die Ursprungsfrequenz, so dass sie mit Hilfe von Photodetektoren messtechnisch erfasst werden kann. Direkt proportional dazu ist die senkrecht zu den Interferenzstreifen stehende Partikelgeschwindigkeit  $v$  [40] [41].

$$v = \frac{f_D \cdot \lambda}{2 \cdot \sin(\Theta/2)} \quad (2-8)$$

Bei der Nutzung von mindestens zwei räumlich versetzt angeordneten Empfängern wird eine Phasenverschiebung zwischen den eingehenden Doppler-Frequenz-Signalen detektiert, welche proportional zum Partikeldurchmesser ist. Bei der Kenntnis der Phasenverschiebung  $\Phi$ , der Wellenlänge  $\lambda$ , der Winkel  $\Theta$ ,  $\psi$  und  $\varphi$  kann der Durchmesser  $d_p$  über die Beziehung für die hier verwendete Brechung erster Ordnung bestimmt werden:

$$\Phi = \frac{-2\pi \cdot d_p \cdot m \sin(\Theta) \sin(\Psi)}{\lambda \sqrt{2(1+q)(1+m^2 - m\sqrt{2(1+q)})}} \quad (2-9)$$

mit  $q = \cos(\Theta) \cos(\Psi) \cos(\varphi)$

Neben der Kenntnis der spraycharakterisierenden Eigenschaften Tropfengröße und -geschwindigkeit ist einer Erfassung der Massenbeaufschlagungsdichte für die Untersuchung von Kühlvorgängen mit Sprays unabdingbar. Viele vorhergehenden Untersuchungen proklamieren diese als die Haupteinflußgröße des Wärmeübergangskoeffizienten.

### 2.2.2 Patternator

Zur Bestimmung der Massenbeaufschlagungsdichte wird ein Patternator-Messsystem eingesetzt. Theoretisch ist dies auch mit dem Phasen-Doppler-Anemometer möglich, aufgrund des relativ hoch einzuschätzenden Fehlers wird hier darauf verzichtet. So könnten sich mehrere Partikel zeitgleich im Messvolumen des PDA-Geräts befinden und das Ereignis als eines detektiert oder gar für ungültig erklärt werden. Da die Berechnung der Massenbeaufschlagungsdichte mittels PDA auf der Partikelanzahl und dem Partikeldurchmesser in der dritten Potenz beruht, wirken sich Ungenauigkeiten gravierend auf das zu ermittelnde Ergebnis aus.

Das grundsätzliche Messprinzip eines mechanischen Patternators ist die Extraktion von Messproben. Im Allgemeinen können zwei Methoden unterschieden werden: Systeme, in denen nur ein Teil des Sprays aufgefangen wird und Systeme, die das gesamte Spray erfassen [42]. Der hier verwendete Patternator deckt nicht das Gesamtstrahlbild aller Düsenlöcher ab, jedoch wird in dieser Arbeit nur ein Strahl näher betrachtet und dessen Spray vollständig aufgenommen. Aus der ermittelten Flüssigkeitsmasse  $M$  und der Fläche  $A$  eines Patternatorelements, sowie der Gesamtdauer einer Messung  $\Delta t$ , wird dann die Massenbeaufschlagungsdichte  $\dot{m}$  bestimmt:

$$\dot{m} = \frac{M}{A \cdot \Delta t} \quad (2-10)$$

Der eingesetzte mechanische Patternator wurde speziell angefertigt und weicht von den bisher in der Literatur verwendeten Systemen ab [43] [37] [48]. Aktuell werden optische Patternatoren mit Hilfe von Lasermesstechniken verwendet. So nutzen Koh et al. [44] einen Patternator mit optischer Linie, also einen einzelnen Laserstrahl, um ungültige Empfänger-Signale zu minimieren. Diese Ergebnisse zeigten gute Übereinstimmung mit denen von planarer Lasermesstechnik. Jung et al. [45] verwenden einen mechanischen Patternator sowie die Massenbeaufschlagungsbestimmung über ein LIF(Laser-induzierte-Fluoreszenz)-System.

Hierbei wurde der mechanische Patternator lediglich als Validationssystem der optischen Massendurchsatzserfassung verwendet. Zusätzlich bemängeln Jung et al. den mechanischen Patternator als ein Messsystem mit zu geringer räumlicher Auflösung, unbequemen Messdurchführungen und großem Sprayeingriff. Im Verlaufe dieser Arbeit konnten in Voruntersuchungen ähnliche Effekte und Messbedingungen mit einem konventionellen mechanischen Rohrpatternators festgestellt werden. Da laseroptische Systeme bei Sprays mit hoher Dichte, hohem Injektionsdruck und geringer Tropfengröße mögliche Fehler beinhalten können, wurde infolgedessen ein neuer mechanischer Patternator konstruiert. Dieser wurde so angefertigt, dass die möglichen konstruktiven Fehlerquellen des in Voruntersuchungen genutzten konventionellen Patternators ausgeschlossen wurden. Der Aufbau des verwendeten Patternators und der des Versuchsstands wird in Kapitel 4 beschrieben.

### 3. Zielstellung

Die intermittierende Sprühkühlung besitzt Vorteile gegenüber der kontinuierlichen, da hier die Verdampfungsenthalpie des Kühlmittels besser genutzt werden kann. Durch die zusätzlichen Steuerparameter Injektionsfrequenz und -dauer ergeben sich größere Einstellmöglichkeiten bezüglich des Wärmeübergangs. Vor allem für effizientere Kühlprozessregelungen hat die intermittierende Sprühkühlung, aufgrund der besseren Kontrolle des Kühlvorganges, an Bedeutung gewonnen [46] [47].

Bisherige Arbeiten beschränkten sich zumeist auf einen bestimmten Siedebereich. So sind ähnliche Untersuchungen von Fest-Santini [48] für den Bereich des stabilen Filmsiedens durchgeführt worden. Weitere vorangegangene Versuche beschäftigten sich mit motornahen Betriebspunkten und Medien [49] [50]. Die Bildung von Wandfilmen im Brennraum und an den Ventilen ist für eine gute Gemischbildung nachteilig und es entstehen Schadstoffe bei der Verbrennung. Der Fokus liegt auf der Minimierung des Wandfilms durch Verdampfung des Kraftstoffes während des Fluid-Wand-Kontaktes. Die kryogene Medizintechnik [51] [52] [53] stellt ein weiteres Anwendungsgebiet dar. Um den Patienten zu schützen, wird vor allem versucht, den Wärmeübergang zwischen Haut und Kühlmedium bei Laserbehandlungen zu optimieren.

Insgesamt handelt es sich jeweils um spezielle Untersuchungen in begrenzten Parameterbereichen und für einzelne Wärmeübergangsregime. Es fehlt an Aussagen, ob sich die in einem bestimmten Siedebereich gewonnenen Erkenntnisse, bei gleichbleibenden Spraycharakteristiken und Steuerparametern, auch auf andere Bereiche erweitern lassen.

Ziel der Arbeit ist es, den Einfluss der Steuerparameter auf den Kühlprozess, ausgehend vom Film- bis in den Blasensiedebereich für feine Sprays zu untersuchen. Für die Durchführung wird hierfür eine moderne Benzindirekteinspritzdüse (Bosch HDEV-5) mit Wasser als Betriebsmittel verwendet, welche aufgrund ihrer großen Druckbandbreite (bis zu 200 bar) für die Variation der Tropfeneigenschaften sehr gut geeignet ist. Der Fokus liegt auf der Analyse des Einflusses der Steuerparameter auf den Wärmeübergang. Dabei soll überprüft werden, ob sich vorherige gewonnene Erkenntnisse, die sich auf einen ähnlichen Düsentyp mit einer spezifischen Spraycharakteristik und deutlich größeren Tropfendurchmessern bezogen, übertragbar sind und damit gegebenenfalls verallgemeinern lassen. Hierfür wird das

intermittierende Spray mit Hilfe eines Phasen-Doppler-Anemometers charakterisiert. Zusätzlich wird mittels eines mechanischen Patternators die Massenbeaufschlagungsdichte erfasst. Da nur eine Spraykeule untersucht wird, soll zur Erhöhung der Genauigkeit ein speziell angepasster Patternator entwickelt werden. Ferner können auf Grund der verwendeten Düse im Vergleich zu [48] sehr geringe Tropfendurchmesser und insbesondere sehr hohe Tropfengeschwindigkeiten erreicht werden. Mit den Betriebsparametern Injektionsdauer und Injektionsfrequenz wird der Tastgrad ( $DC$ ) definiert und zusammen mit der Massenbeaufschlagungsdichte, der Distanz zwischen Injektor und Kühlkörper sowie dem Druck variiert.

Nach Bestimmung der Spraycharakteristik wird der instationäre Wärmeübergang an einem horizontalen Inconel-Blech untersucht. Dabei werden für bestimmte Betriebspunkte Abkühlsequenzen durchgeführt. Hierfür wird das Blech direkt elektrisch beheizt und auf eine konstante Ausgangstemperatur gebracht. Der Abkühlprozess wird durch einen, sich oberhalb des Bleches befindenden Injektors vollzogen. Die resultierende Temperaturänderung wird mit Hilfe einer infrarotthermografischen Messung auf der strahlabgewandten Seite des Kühlkörpers erfasst. Bedingt durch den Messaufbau und die Messwerterfassung werden die durch Wärmeleitung beeinflussten Temperaturinformationen aufgezeichnet. Im Übergangs- und Blasensiedebereich sind die in [48] angewandten Auswertestrategien, auf Grund der zu erwartenden hohen Biot-Zahlen, nicht mehr anwendbar. Anstatt dessen dienen die detektierten Temperaturen der strahlabgewandten Blechseite als Eingangsgrößen für einen inversen Berechnungsalgorithmus, um den Wärmeübergangskoeffizienten bzw. die Wärmestromdichte auf der wasserbeaufschlagten Blechseite berechnen zu können. Die für den Anwendungsfall entwickelte Auswerterroutine wird mit Hilfe eines Simulationsprogramms und anhand direkter Kontrollrechnungen überprüft.

Für verschiedene Betriebspunkte, charakterisiert durch Düsenabstand und Injektionsdruck, soll der Einfluss der Steuerparameter auf den Wärmeübergang in den verschiedenen Siedebereichen aufgezeigt werden. Dabei ist einerseits die Kühlwirkung des gesamten Sprays bei gleicher eingesetzter Kühlmittelmenge, im Sinne der Bewertung der Kühlmittelleffizienz, von Interesse. Hierfür soll die, durch das gesamte Spray, vom Versuchsblech abgeführte Wärme ermittelt werden. Andererseits sind lokale Untersuchungen notwendig um die Abhängigkeit der Wärmestromdichte und des Wärmeübergangskoeffizienten von den Einflussparametern zu analysieren. Hierfür soll die ermittelte Massenbeaufschlagungsdichte in Abhängigkeit von den Betriebs- und

Steuerparametern mit den Wärmeübergangsuntersuchungen korreliert und untersucht werden. Des Weiteren soll der Einfluss der Parametervariationen in den jeweilig vorliegenden Siederegimen über eine Einzelpulsauswertung analysiert werden.

# 4. Experimenteller Aufbau

## 4.1 Infrarotthermografie

### 4.1.1 Versuchsstand

Für die Wärmeübergangskoeffizientenbestimmung werden Infrarotkamera-Aufnahmen der örtlichen Oberflächentemperaturen der trockenen Blechunterseite durchgeführt. Hierfür wird die Kamera ImageIR 8300 der Firma Infratec verwendet. Diese misst im kurzwelligem Spektralbereich von  $1,8$  bis  $5,5 \mu\text{m}$  mit einer Aufnahmefrequenz von bis zu  $800 \text{ Hz}$ . Weitere gerätespezifische Eigenschaften sind im Anhang A.2 aufgeführt. Der Aufbau des Versuchsstandes ist in **Abbildung 4.1** dargestellt. Die Kamera detektiert dabei die Temperaturen der strahlabgewandten, lackierten Seite des  $0,1 \text{ mm}$  starken Inconel-625-Blechtes. Dieses wird über Kupferbacken direkt elektrisch beheizt, so dass präzise Temperaturen einstellbar sind. Der Injektor und die Infrarotkamera werden mittels Traversiereinrichtung auf die Messpunkte ausgerichtet. Diese werden parallel über eine Triggerbox angesteuert, so dass zeitgleiche Messungen gewährleistet sind. Der Injektionsdruck wird in einer Druckübersetzungsanlage bereitgestellt, welche einseitig mit Stickstoff aus einer Druckflasche beaufschlagt ist. Der einzustellende Arbeitsdruck wird im Verhältnis  $1:2$  übersetzt.

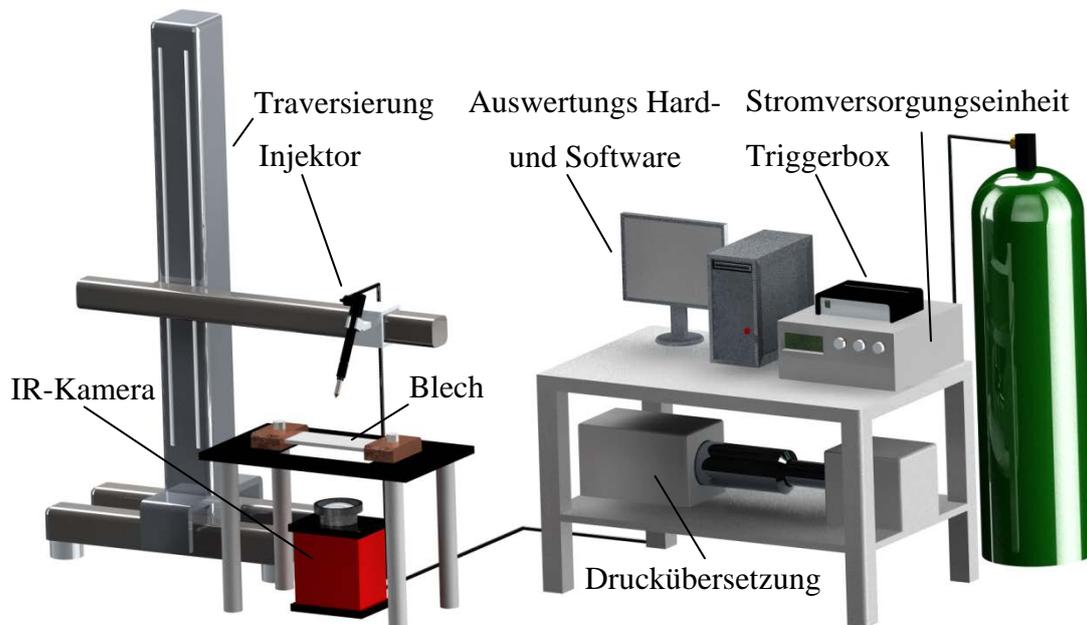


Abbildung 4. 1: Versuchstand für infraotthomografische Messungen

Um den Einfluss eines möglichen rechnerischen Fehlers gering zu halten, wurde mit  $0,1\text{ mm}$  Dicke ein sehr dünnes Versuchsblech ausgewählt. Mit dieser Geometrie können repräsentative Oberflächentemperaturen abgebildet werden. Im Verlaufe dieser Arbeit werden unter anderem Einzelimpulse in den verschiedenen Siederegimen untersucht. Um eine Unabhängigkeit der Temperaturverläufe der benetzten Blechseite während eines Kühlimpulses sicherzustellen, wurden Simulationsversuche mit Körpern verschiedener Dicke durchgeführt und die Temperaturen, auf der mit einem Wärmestrom beaufschlagten Seite, verglichen. Die Ergebnisse sind in **Abbildung 4.2** dargestellt. Die Versuche wurden mit einem Finite-Elemente-Modell der Software COMSOL-Multiphysics durchgeführt. Wie auch in den experimentellen Versuchen wurde Inconel 625, eine Nickel-Chrom-Legierung, als Versuchskörper mit einer konstanten Starttemperatur von  $353,15\text{ K}$  implementiert und eine gewählte negative Wärmestromdichte von  $2562,5\text{ kW/m}^2$  für  $1\text{ ms}$  auf einer Fläche mit einem Radius von  $5\text{ mm}$  einer Seite bei ansonsten adiabaten Bedingungen aufgeprägt. Bis zum Ende der Einwirkung der Wärmestromdichte ist keine Temperaturdifferenz zwischen den unterschiedlichen Blechdicken festzustellen. Lediglich bei der erneuten Erwärmung zeigen sich Unterschiede auf. Demnach können repräsentative Aussagen mit Hilfe des verwendeten Versuchsbleches im Bezug zur Abkühlung der Oberflächentemperatur bzw. dem zu Grunde liegenden Wärmestrom getroffen werden.

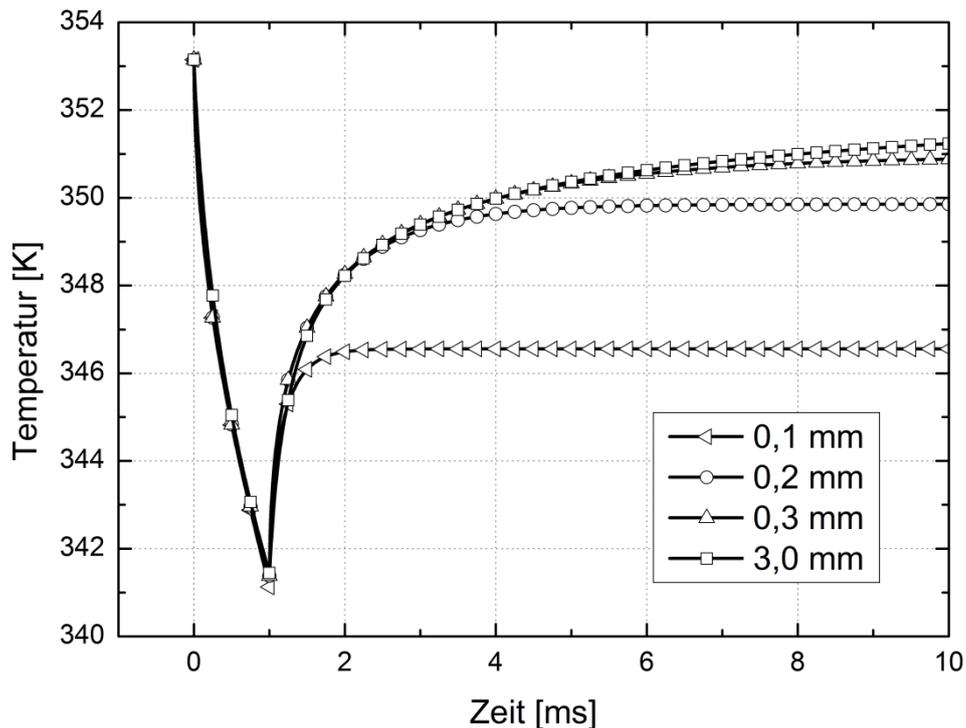


Abbildung 4. 2: Oberflächentemperaturverläufe verschiedener Blechdicken

#### 4.1.2 Kalibrierung

Für Messungen mit einem infrarothermografischen System ist die Kenntnis des Emissionsgrades  $\varepsilon$  des zu untersuchenden Körpers erforderlich, da ansonsten fehlerhafte Temperaturen durch die Messsoftware ausgegeben werden. Der Emissionsgrad ist eine materialspezifische und temperaturabhängige Größe  $\varepsilon(T)$  und ändert sich somit im Verlauf einer Abkühlsequenz. Dieser Einfluss kann durch die Auswahl eines Materials mit relativ konstantem  $\varepsilon$  über der Temperatur verhältnismäßig gering gehalten werden, ist aber dennoch nicht zu vernachlässigen. Für die Abkühl- und Wärmeübergangsuntersuchungen dieser Arbeit empfiehlt sich ein Werkstoff mit nahezu konstanter Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und konstantem spezifischen elektrischen Widerstand  $\sigma_{el}$  im vorliegenden Temperaturbereich, da das Testblech vor und während der Dauer einer Kühlung über Kupferbacken direkt elektrisch beheizt wird. Deshalb wird in dieser Arbeit ein  $0,1\text{ mm}$  dickes Blech aus einer Nickel-Chrom-Legierung (Inconel 625) mit entsprechenden Materialeigenschaften verwendet [54]. Die Stärke des Testkörpers soll den Einfluss der vertikalen Wärmeleitung gegenüber dem Wärmeübergang gering halten. Allerdings besitzt die reine Metalloberfläche über der Temperatur einen sehr geringen und schwankenden Emissionsgrad. Zusätzlich könnten

Reflexionseffekte auf der blanken Oberfläche einen großen Einfluss auf die Aufnahmen der Infrarotkamera haben. Deshalb wird das Testblech einseitig, auf der Kamera zugewandten Seite, mit einem temperaturbeständigen schwarzen Lack (SENOTHERM-UHT-600) beschichtet. Dieser hat bekannte Stoffeigenschaften und eine definierte Schichtstärke, welche mittels magnetinduktiven sowie lichtmikroskopischen Verfahren bestimmt wurde. Dabei wird eine Schichtdicke von ca.  $20 \mu\text{m}$  mit einer Abweichung von maximal  $2 \mu\text{m}$  erreicht. Folglich muss der Emissionsgrad des Lackes durch Kalibrationsmessungen ermittelt werden, deren Messaufbau in **Abbildung 4.3** dargestellt ist.



Abbildung 4. 3: Versuchsaufbau der Emissionsgradkalibrierung

Hierbei wird das Blech in einem Ofen auf eine bestimmte Temperatur erhitzt. Liegt eine konstante und homogene Temperaturverteilung vor, wird der Ofen kurzzeitig geöffnet und zeitgleich eine Infrarotmessung gestartet und die Temperatur des Bleches erfasst. Hierbei ist der Emissionsgrad der Kamera auf den Wert  $1$  eingestellt. Anschließend kann mit Hilfe der gemessenen Blechtemperatur und der eingestellten Blechtemperatur über die Beziehung:

$$\varepsilon_{\text{real}} = \frac{T_{\text{IR}}^4 \cdot \varepsilon_{\text{IR}}}{T_{\text{real}}^4} \quad (4-1)$$

näherungsweise der korrigierte Emissionsgrad bestimmt werden. Dieser Vorgang wird für verschiedene Temperaturen im Messbereich durchgeführt. Aus den Ergebnissen kann mittels einer Matlab-Routine eine Approximation des Emissionsgrades des Lackes über der

Temperatur erstellt werden, dessen Verlauf **Abbildung 4.4** zeigt. Der ermittelte Emissionsgrad weist eine steigende Tendenz bei zunehmender Wandtemperatur auf.

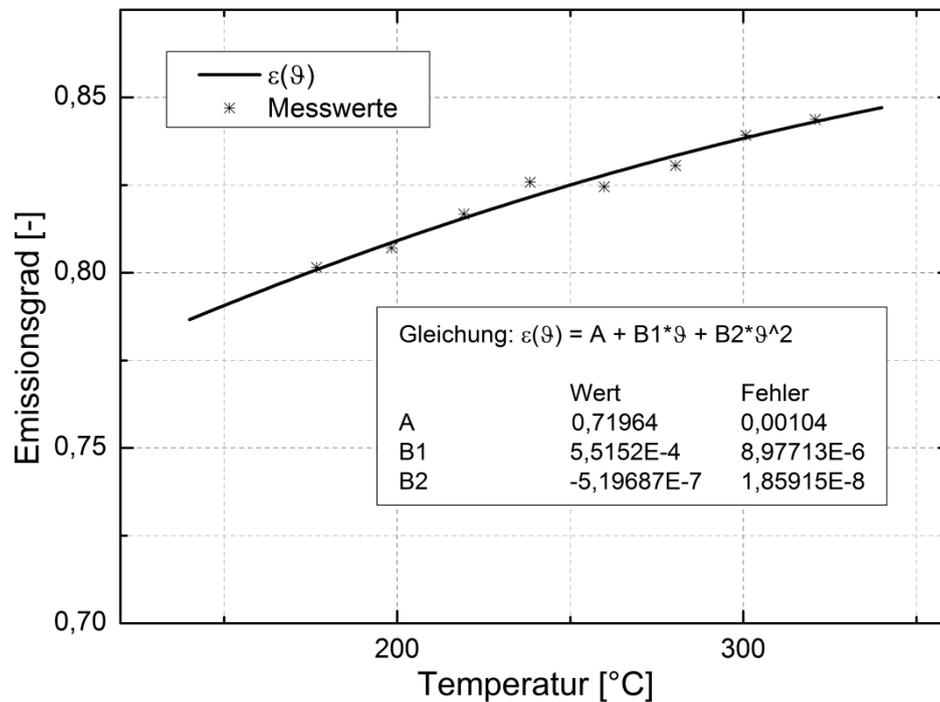


Abbildung 4. 4: Emissionsgradverlauf über der Temperatur

Diese Anpassung der detektierten Temperaturen lässt nicht auf genaue und reale Werte schließen. Mögliche Reflexionen am Testblech im Ofen können nicht wiedergegeben werden. Der anzunehmende Fehler ist allerdings als gering einzuschätzen. Somit sind die resultierenden Temperaturen für qualitative Aussagen ausreichend geeignet.

Während der Kühlsequenzen sind neben der Wärmeabgabe über das Spray auch weitere Wärmeverluste über die Blechunterseite, die Blechränder sowie über die Kupferbacken vorhanden. Diese wurden mit Hilfe einer Infrarotaufnahme überprüft und können auf Grund der minimalen Blechstärke vernachlässigt werden. Der Wärmeverlust auf der Unterseite stellt zusätzlich eine wesentliche Ausgangsgröße für die Auswertung dar, so dass dieser ebenfalls experimentell bestimmt werden muss. Hierfür wird das Blech über die Kupferbacken elektrisch auf eine konstante, homogen vorliegende Temperatur beheizt. Die Temperaturerfassung erfolgt abermals mittels Infrarotkamera. Durch die ständige Beheizung des Bleches und des vorliegenden konstanten Wärmeverlustes, kann ein quasi-stationärer Zustand angenommen werden. Für eine bestimmte zugeführte elektrische Energie mit einer

eingestellten Stromstärke  $I$  ergibt sich demnach eine gesamte theoretische Verlustwärmestromdichte  $\dot{q}_{Verlust}$ . Diese setzt sich nach Gleichung (4-2) aus konvektiven und strahlungsbedingten Verlusten der Blechober und -unterseite zusammen und bezieht sie theoretisch auf nur eine Blechseite.

$$\dot{q}_{el} = \dot{q}_{Verlust} = \dot{q}_{Verlust,U} + \dot{q}_{Verlust,O} = \dot{q}_{konvekt,O} + \dot{q}_{Strahlung,O} + \dot{q}_{konvekt,U} + \dot{q}_{Strahlung,U} \quad (4-2)$$

Auf Basis des Wärmeübergangs bei freien Konvektion an der waagerechten Platte nach Michejew [55] ergibt sich die Nusselt-Zahl  $Nu$  aus

$$Nu = \varepsilon \cdot 0,540 \cdot (Gr \cdot Pr)^{0,25} \quad \text{für} \quad 5 \cdot 10^2 < Gr \cdot Pr < 2 \cdot 10^7 \quad (4-3)$$

wobei  $\varepsilon$  ein Proportionalitätsfaktor darstellt und abhängig von der betrachteten Plattenseite ist.

$$\varepsilon = 1,3 \quad \text{Wärmestrom nach oben} \quad (4-4)$$

$$\varepsilon = 0,7 \quad \text{Wärmestrom nach unten} \quad (4-5)$$

Aufgrund der direkten Proportionalität ergibt sich aus Gleichung (4-2) entsprechend der berücksichtigten Ober- oder Unterseite:

$$\dot{q}_{el} = \dot{q}_{Verlust} = 1,3 \cdot \dot{q}_{konvekt} + \dot{q}_{Strahlung,O} + 0,7 \cdot \dot{q}_{konvekt} + \dot{q}_{Strahlung,U} \quad (4-6)$$

Aus der Gleichung für die Verlustwärmestromdichte  $\dot{q}_{Verlust,U}$

$$\dot{q}_{Verlust,U} = 0,7 \cdot \dot{q}_{konvekt} + \dot{q}_{Strahlung,U} \quad (4-7)$$

und der Gleichung (4-6) ergibt sich:

$$\dot{q}_{Verlust,U} = 0,35 \cdot (\dot{q}_{el} - \dot{q}_{Strahlung,O}) + 0,65 \cdot \dot{q}_{Strahlung,U} \quad (4-8)$$

Die blanke metallische Fläche der Blechoberseite besitzt nur einen geringen Emissionsgrad, so dass deren Strahlungsverluste vernachlässigt werden können. Der approximierete resultierende Verlauf der Verlustwärmestromdichte der Blechunterseite über der Temperatur auf Basis der Gleichung (4-8) ist in **Abbildung 4.5** dargestellt.

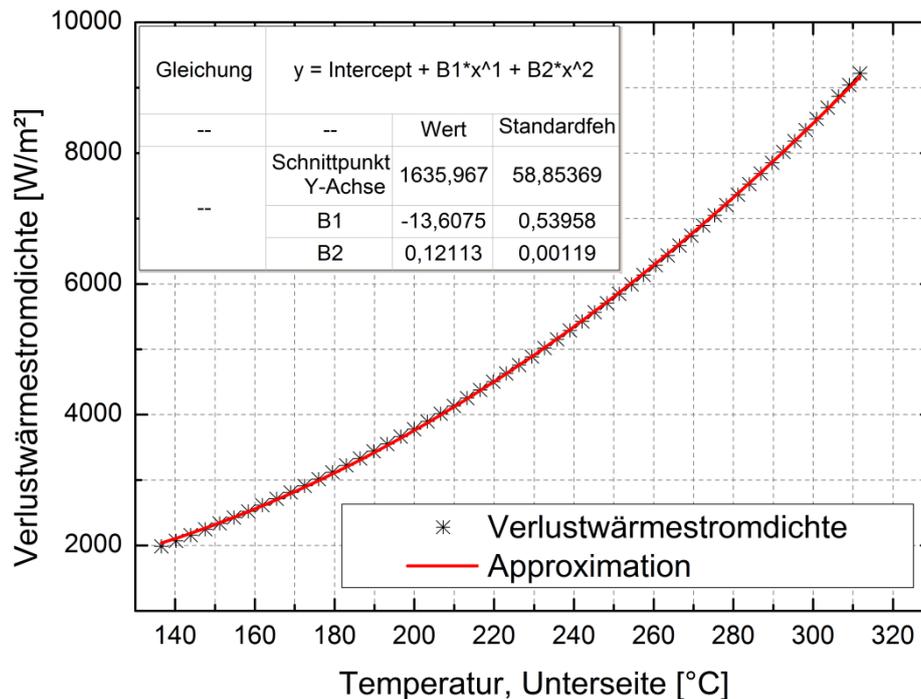


Abbildung 4. 5: Approximierter Verlauf der Verlustwärmestromdichte auf der Unterseite des Bleches in Abhängigkeit der Temperatur

Für die gesamten Untersuchungen wurde das HDEV-5 (Hochdruckeinspritzventil), ein Injektor der Firma Bosch, verwendet. Dieser wird aktuell in der Automobilindustrie für die Benzindirekteinspritzung verwendet. Es ist ein 6-Loch Injektor mit einem Arbeitsdruck von 200 bar. Weitere technische Angaben zum Injektor befinden sich im Anhang A.3 Durch seine große Druckbandbreite und den für Kühlvorgänge hohen Spitzendruck ist dieser Injektor für eine feine Sprayerzeugung mit hohen Tropfengeschwindigkeiten und geringen Tropfendurchmessern sehr gut geeignet. Diese Spraycharakteristik ist vielversprechend im Hinblick auf den Wärmeübergang und folglich potentiell gut für Kühlversuche dienlich. Außerdem verfügt der Injektor über ein reproduzierbares Spraybild. Vor allem der mögliche Hochdruckbereich wurde in der bisherigen Literatur nur unzureichend untersucht, daher wurde dieser moderne Injektor Gegenstand der Untersuchungen.

Bei der Ausrichtung des Injektors wird die senkrecht nach unten gerichtete Lage gewählt. Dabei findet eine Einzelstrahluntersuchung statt, die, aufgrund der gegebenen Strahlsymmetrie, ausreichende Auskünfte über den Wärmeübergang gewährleistet. Alle anderen Strahlen bleiben unbeeinflusst und werden nicht weiter untersucht. Hinsichtlich des Spraybildes des Injektors können direkte Wechselwirkungen zwischen Einzelstrahlen ausgeschlossen werden. Alle Sprühstrahlen treffen lokal voneinander getrennt auf das

Testblech auf und bilden einzelne separate Wandfilme, was in **Abbildung 4.6** mit Hilfe einer Infrarotaufnahme im Rahmen von Wandfilmuntersuchungen von Schulz und Schmidt [56] dargestellt ist. Weitere mögliche Beeinflussungen werden in den spraycharakterisierenden Messungen erfasst.

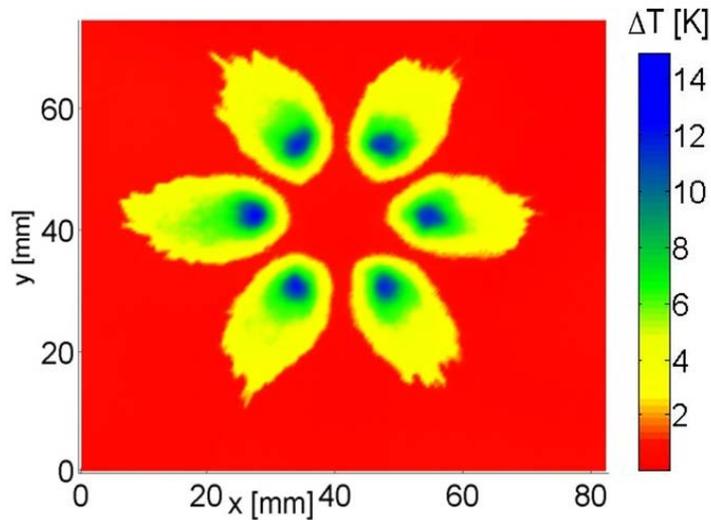


Abbildung 4. 6: Infrarotaufnahme des Spray-Wand-Kontaktes des verwendeten Bosch HDEV-5 [56]

Um sicherzustellen, dass sich der Injektor in der richtigen Position befindet, werden unter anderem High-Speed-Aufnahmen zur Ausrichtung des Sprühstrahls durchgeführt. Für die genaue Positionierung werden mehrere Traversen verwendet. Mit Hilfe dieser Technik lässt sich der Injektor in der vertikalen und horizontalen Richtung beliebig versetzen. Zusätzlich ist die Injektorhalterung an einer Winkeltraversiereinrichtung gekoppelt, so dass ein bestimmter Winkel präzise einstellbar ist. In **Abbildung 4.7** ist eine Aufnahme des zu positionierenden Sprühstrahles dargestellt. Mit Hilfe dieser Untersuchungen sowie der 4D-Traversiertechnik kann eine genaue Ausrichtung des Injektors erfolgen.

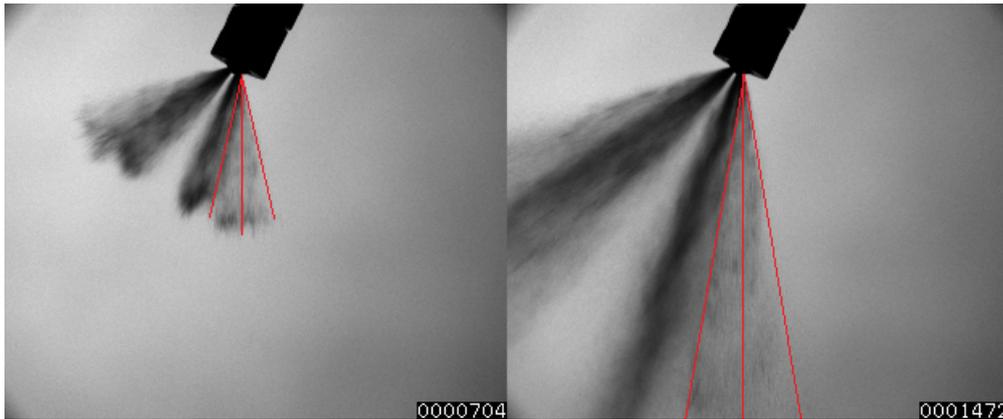


Abbildung 4. 7: High-Speed-Aufnahme zur Ausrichtung eines Sprühstrahls

Um Aussagen zu den Eigenschaften des ausgerichteten Sprays treffen zu können, muss dies charakterisiert werden.

## 4.2 Spraycharakterisierung

Zur Charakterisierung des verwendeten Sprays werden Phasen-Doppler-Anemometriemessungen am ausgerichteten Einzelstrahl des Injektors durchgeführt. Mit Hilfe dieser Untersuchungen können für verschiedene Messpunkte die Durchmesser und Geschwindigkeiten der Tropfen zeitlich und örtlich aufgelöst ermittelt werden. Zusätzlich wird die Massenbeaufschlagungsdichte mit Hilfe eines Patternators bestimmt.

### 4.2.1 Phasen-Doppler-Anemometrie

Das verwendete 2D-PDA-Gerät ist das HiDense-System der Firma Dantec Dynamics GmbH, dessen Versuchsaufbau in **Abbildung 4.8** dargestellt ist. Das Messvolumen ist dabei an bestimmten Positionen (siehe Kap. 6.1) unterhalb des Injektors platziert. Hierfür wird der Emitter und der Empfänger des PDA-Systems an einer Traversiereinrichtung verschraubt, der Injektor bleibt stationär verbaut. Zur Injektoransteuerung und Druckbereitstellung wird das gleiche System verwendet wie bereits im Kapitel 4.1.1 beschrieben. Mit Hilfe der Auswertungssoftware BSA Flow werden die Daten erfasst und weiter exportiert. Die

Messungen wurden atmosphärisch und unter Normalbedingungen, wie alle weiteren Untersuchungen in dieser Arbeit, durchgeführt.

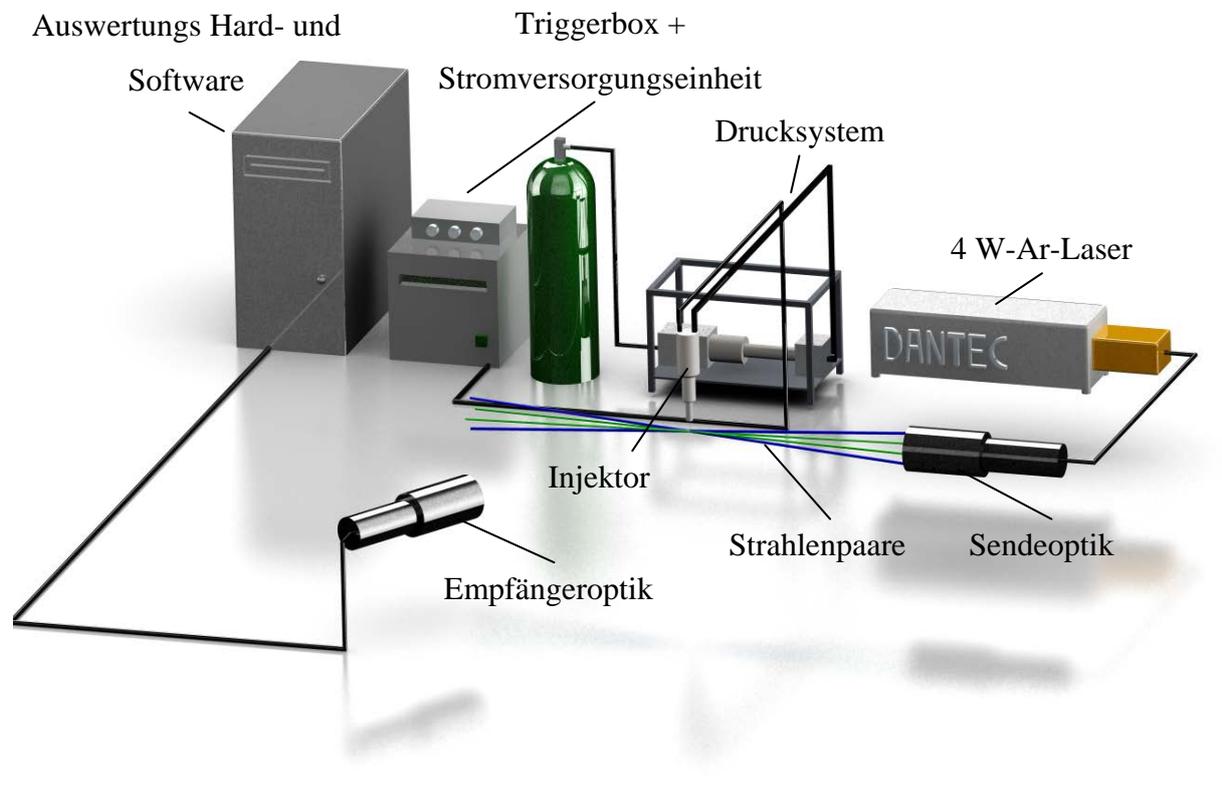


Abbildung 4. 8: Versuchsaufbau der Phasen-Doppler-Anemometrie

Mit Hilfe der zwei Strahlenpaare können Tropfengeschwindigkeiten in vertikaler und horizontaler Richtung gemessen werden. Die einzelnen Strahlen werden von einem Argon-Ionen-Laser erzeugt. Hierbei wird grünes Licht der Wellenlänge  $\lambda_{grün} = 514,5 \text{ nm}$  für Kanal 1 und blaues Licht der Wellenlänge  $\lambda_{blau} = 488 \text{ nm}$  für Kanal 2 ausgekoppelt und über ein Glasfaserkabel weiter zur Sendeoptik geleitet. Die Laserleistung beträgt pro Strahl ca.  $25 \text{ mW}$  bei einer Brennweite von  $310 \text{ mm}$ . Die Geometrie der Linse der Sendeoptik erzeugt einen Schnittpunkt der Strahlenpaare, das sogenannte Messvolumen. Vor Beginn der Messungen ist es wichtig den Empfänger genau auf dieses Messvolumen auszurichten. Dieser befindet sich in einem Winkel von  $70^\circ$  zur vertikalen Sendeebene und erfasst demnach die resultierenden Strahlen nach der Brechung erster Ordnung, wie in **Abbildung 4.9** dargestellt. Das detektierte Streulicht wird nun in Spannungssignale umgewandelt und mit Hilfe der Auswertungshard- und -software weiterverarbeitet.

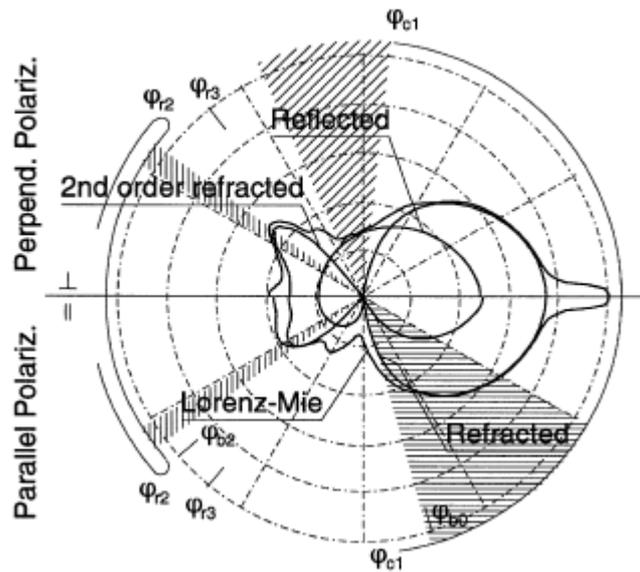


Abbildung 4. 9: Streulichtmodi in Abhängigkeit der Lichtintensität [57]

Weitere wesentliche Parameter und Einstellungen des verwendeten PDA-Systems sind in **Tabelle 4.1** zusammengefasst.

Tabelle 4.1: Parameter und Einstellungen des PDA-Systems

<b>Sendeoptik: Ar-Ion-Fasersonde</b>		<b>Kanal 1: grün</b>	<b>Kanal 2: blau</b>
Laserleistung pro Strahl	$P$	25 mW	25 mW
Wellenlänge	$\lambda$	514,5 nm	488,0 nm
Brennweite	$f$	310 mm	310 mm
Strahlabstand	$D$	76,3 mm	
Strahldurchmesser	$d$	4,4 mm	
halber Strahlschnittwinkel	$\Theta$	7,02 °	
<b>Empfangsoptik: 112 mm Fiber PDA</b>			
Streuwinkel	$\varphi$	70 °	
Brennweite Detektor	$f_r$	310 mm	
Schlitzbreite	$f_c$	50 $\mu$ m	
<b>Weitere Eigenschaften</b>			
Streumodus	-	Brechung erster Ordnung	
Relativer Brechungsindex Wasser/Luft	$m$	1,334	
Shiftfrequenz	$f_{Shift}$	40 MHz	

Anzahl der Interferenzstreifen	-	22	
Breite der Interferenzstreifen	$b_I$	2,106 $\mu\text{m}$	1,999 $\mu\text{m}$

Durch die PDA-Untersuchungen werden auch mögliche Betriebsparametergrenzen nach bestimmten Kriterien (siehe Kapitel 6.1.1) definiert. Nachfolgende Messungen zur Bestimmung der Massenbeaufschlagungsdichte und des Wärmeübergangs orientieren sich an den resultierenden Messpunkten. So ist es für einen Messpunkt wichtig, neben Tropfendurchmesser und -geschwindigkeit, auch Kenntnis von der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte zu besitzen, um genaue Rückschlüsse auf den Wärmeübergang ziehen zu können. Die Massenbeaufschlagungsdichte wird mit einem Patternator bestimmt.

#### 4.2.2 Patternator

Nach diversen Voruntersuchungen mit einem konventionellen Röhren-Patternator, wie er auch in [48] verwendet wurde, wurde die nur schwer erfassbare Wassermasse des verwendeten Injektors deutlich. Aufgrund von Staupunktströmungen und anderen Effekten traten die Tropfen geringer Größe nicht in die Messröhrchen ein, so dass teilweise bei bestimmten Messpunkten mit vielfacher Wiederholung keinerlei Wassermasse detektiert wurde. Das Spray führte an dem Röhrcheneintritt vorbei und benetzte die umliegende Oberfläche. Dies führte zu sehr großen Schwankungen in den Messergebnissen, abhängig von der Detektion oder nicht-Detektion eines einzelnen, sich am Röhrchen gebildeten, Wassertropfens. Nur durch intensiven Messaufwand und sehr viele Messwiederholungen war es möglich, ein statistisch aussagekräftiges Ergebnis zu generieren. Um diese Effekte zu umgehen, wurde ein eigens konstruierter Patternator angefertigt, der mehr als das gesamte Spraybild eines Einzelstrahls erfasst. Dieser besteht aus achtzig 100 mm langen Einzelsegmenten mit Sechskantprofil, welche eine 95 mm Bohrung mit bestimmten daraus resultierenden Aufnahmevermögen besitzen. Die genauen Abmessungen eines Einzelelements sind in **Abbildung 4.10 A** und eine dreidimensionale Ansicht in **Abbildung 4.10 B** dargestellt. Diese Elemente werden zusammengefügt, gegeneinander verspannt und verschraubt, so dass sie ohne aufweisbare Lücken als Block vorliegen, siehe **Abbildung 4.10 C**.

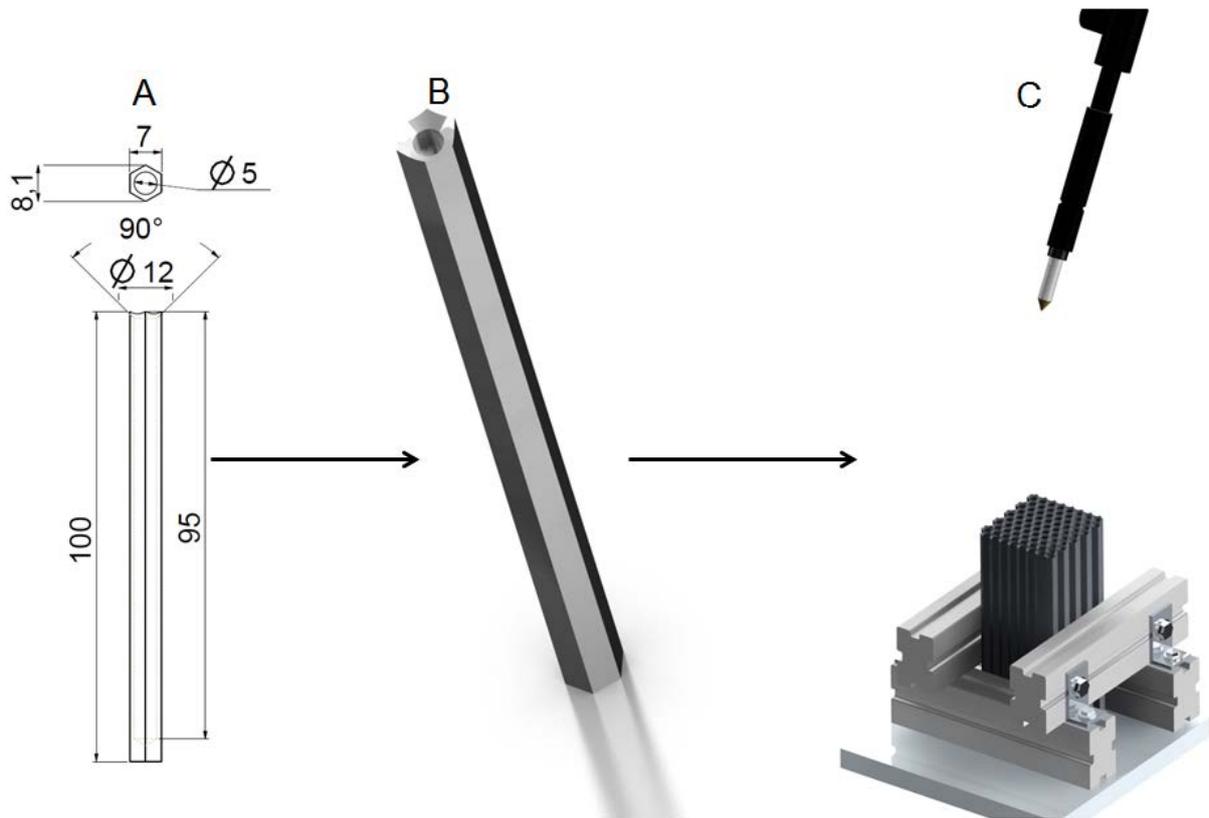


Abbildung 4. 10: A - Patternator-Einzelement Abmaßskizze; B - Patternator-Einzelement 3D-Ansicht; C - Patternator-Messblock platziert unterhalb des Injektors

Der gesamte experimentelle Aufbau der Patternatormessungen ist in **Abbildung 4.11** dargestellt. Für die Untersuchungen wird der Patternatorblock unterhalb des Injektors an den Koordinaten entsprechender Messpunkte platziert (siehe Kap. 6.2). Die Änderung der jeweiligen Positionen wird über eine Traversierung realisiert. Die Ansteuerungshard- und software sowie die Druckbeaufschlagung der vorhergehend beschriebenen Versuchsstände werden abermals verwendet. Für das Wiegen der Elemente zur Ermittlung der jeweiligen Wassermassen wird die Feinwaage AC 210 der Firma Sartorius verwendet. Der Messbereich beträgt  $0,1 \text{ mg}$  bis  $220 \text{ g}$  mit einem Toleranzbereich von  $\leq \pm 0,1 \text{ mg}$ .

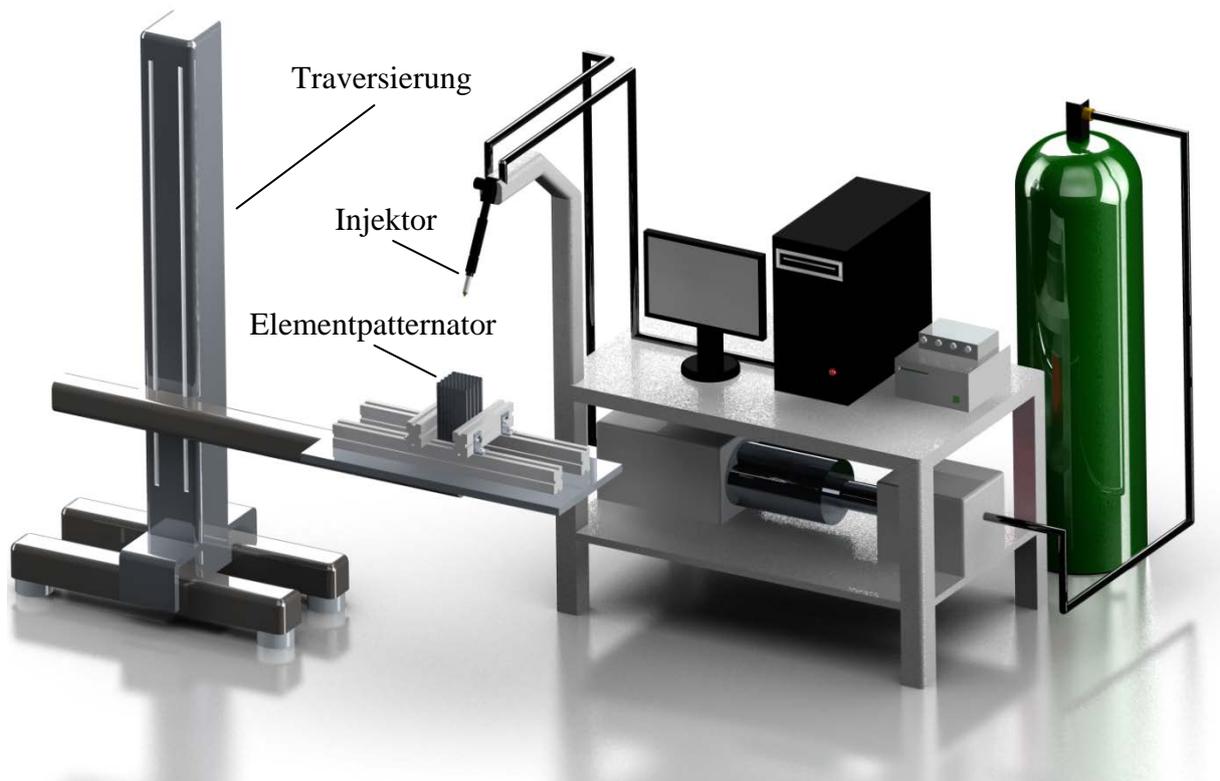


Abbildung 4. 11: Experimenteller Aufbau der Patternatormessungen

Um nun mit Hilfe der experimentell zu ermittelnden Spraycharakteristik Rückschlüsse auf den Wärmeübergang führen zu können, müssen die gemessenen Daten bearbeitet werden. Hierfür werden verschiedene Auswertungsverfahren verwendet.

## 5. Auswerteverfahren

### 5.1 Spraycharakterisierung

Für die Auswertung der Spraycharakteristik werden als Vergleichsgrößen der mittlere Tropfendurchmesser  $d_{10}$  sowie der Sauterdurchmesser  $d_{32}$ , die mittleren Tropfengeschwindigkeiten und die lokal aufgelöste Massenbeaufschlagungsdichte  $\dot{m}$  herangezogen. Der mittlere Durchmesser  $d_{10}$  ist der Quotient aus der Summe aller detektierten Tropfendurchmesser und deren Anzahl in einer bestimmten Zeitklasse und stellt demnach das arithmetische Mittel dar.

$$d_{10} = \frac{\sum_i^n d_i}{n} \quad (5-1)$$

Eine Zeitklassenbreite beträgt je nach Gesamtdauer der Aufnahme 50 bis 67  $\mu s$ . Die Gesamtdauer variiert entsprechend des eingestellten Abstandes zwischen Messvolumen und Injektor, da das Spray bei größeren Abständen mehr Zeit benötigt, diese Distanzen zu überwinden. Aus der geringen Klassenbreite folgt eine hohe Anzahl an Klassen ( $N_{Klasse} = 220$ ), was eine geringe Glättung mit dem gleitenden Mittelwert 3. Ordnung nötig macht. Der ebenfalls verwendete Sauterdurchmesser  $d_{32}$  gibt das Verhältnis von Tropfenvolumen zu dessen Oberfläche an. Im Allgemeinen gilt die Gleichung:

$$d_{ab} = \left( \frac{\sum_i^n n_i d_i^a}{\sum_i^n n_i d_i^b} \right)^{\frac{1}{a-b}} \quad (5-2)$$

Für den Sauterdurchmesser gilt weiterhin:

$$d_{32} = \frac{d_{30}^3}{d_{20}^2} \quad (5-3)$$

Die mittleren Tropfengeschwindigkeiten  $v_y$  und  $v_z$  werden als arithmetisches Mittel der jeweiligen Zeitklasse bestimmt. Aus Geometriebeziehungen wird eine resultierende Geschwindigkeitskomponente  $v_{res}$  gebildet. Die vektorielle Definition ist in **Abbildung 6.1 (rechts, siehe Seite 68)** dargestellt.

Die Massenbeaufschlagungsdichte wird wie bereits im Kapitel 2.2.2 beschrieben bestimmt. Hierbei entsprechen die Abmessungen der Patternorelemente der lokalen Auflösung der Ergebnisse. Um feinere Auflösungen zu erreichen, wird eine Interpolation durchgeführt.

## 5.2 Aufbereitung der Temperaturinformationen

Wie im experimentellen Aufbau im Kapitel 4.2.2 beschrieben, befindet sich die Infrarotkamera unterhalb des Testbleches und detektiert die Temperaturen der trockenen Blechseite. Hierbei wird nicht das gesamte Blech erfasst sondern nur der Bereich des senkrecht aufkommenden Sprühstrahls. Als Detektionsverfahren wurde der Quarterframemodus der Kamera mit einer Aufnahme Frequenz von  $800\text{ Hz}$  gewählt, welcher den interessierenden Bereich des Bleches als ein  $160 \times 128$  großes Pixelfeld ausgibt. Jedes Pixel eines Bildes und eines Zeitpunktes steht dabei für eine Temperaturinformation. Der Sprayaufprallbereich wird indes vollständig detektiert und stellt im Bezug zum Gesamtaufnahmebild einen eher kleinen Bereich dar. Um die Rechenzeit zu minimieren wird daher das Pixelfeld begrenzt. Hierfür ist sicherzustellen, dass der Bereich auf den des Spray-Wand-Kontaktes reduziert wird. Zunächst wird für diesen Zweck der Mittelpunkt des auftreffenden Sprühstrahls ermittelt. Im Verlauf einer Abkühlsequenz werden unterschiedliche lokale Temperaturgradienten auf dem Blech erfasst. Der maximale Temperaturgradient während eines Kühlverlaufes befindet sich im Sprühstrahlzentrum, da hier die größte Massenbeaufschlagungsdichte vorliegt. Für jedes Pixel einer bestimmten Position  $(i,j)$  wird für alle Zeitpunkte  $(l)$  die Temperaturdifferenz zu seinem fünften zeitlichen Nachfolger gebildet.

$$\Delta g_{i,j}^l = \left| g_{i,j}^l - g_{i,j}^{l+5} \right| \quad (5-4)$$

Die Schrittweite von fünf Zeitschritten ist sehr gut dafür geeignet, Temperaturgradienten einer einzelnen Injektion zu erfassen. Aus den entstehenden Differenzen wird der Maximalwert ermittelt und an seiner Position  $(i,j)$  der Strahlmittlepunkt festgelegt. Anschließend wird um den errechneten Punkt ein  $41 \times 41$  Pixelfeld aus den Messdaten herausgelesen. Mit diesem reduzierten Messfeld werden alle weiterführenden Berechnungen durchgeführt. In **Abbildung 5.1** ist das Vorgehen zur Sprühstrahlerkennung

und Verringerung des Messfeldes dargestellt. Die Ausgangsdaten des Temperaturfeldes während eines Zeitpunktes mit großen lokalen Temperaturgradienten eines Abkühlverlaufes und der ermittelte Spraymittelpunkt sind im linken Diagramm abgebildet. Das entstehend reduzierte Messfeld beinhaltet den Hauptbereich des Sprayaufpralles und ist in **Abbildung 5.1** rechts dargestellt.

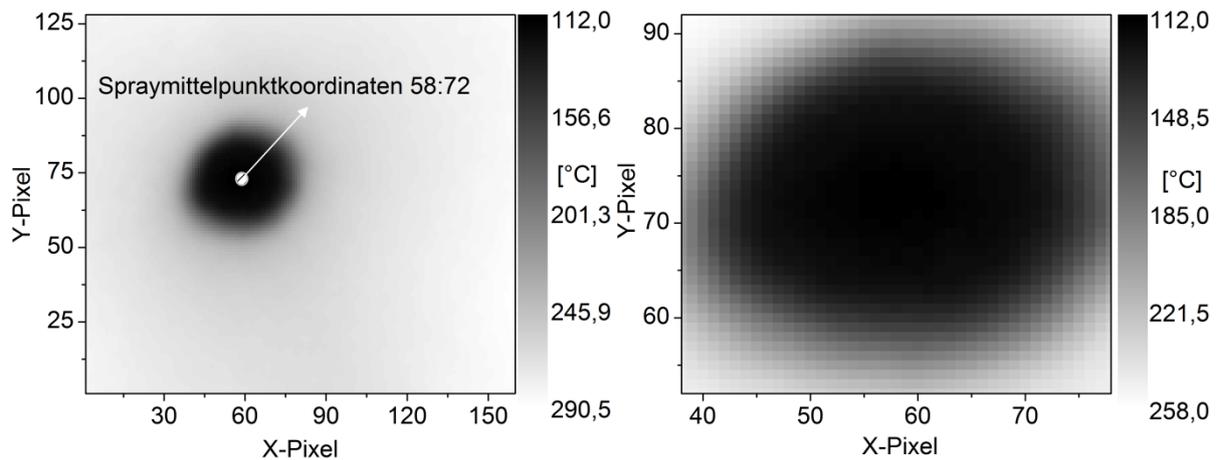


Abbildung 5. 1: Vorgehen zur Reduzierung des Messfeldes

Anschließend werden die ermittelten Temperaturinformationen gemäß der Kalibrationsmessungen (Vgl. Kapitel 4.1.2) für den entsprechenden korrigierten Emissionsgrad angepasst. Die resultierenden Temperaturen sind in **Abbildung 5.2** im Vergleich mit den Ausgangsdaten dargestellt.

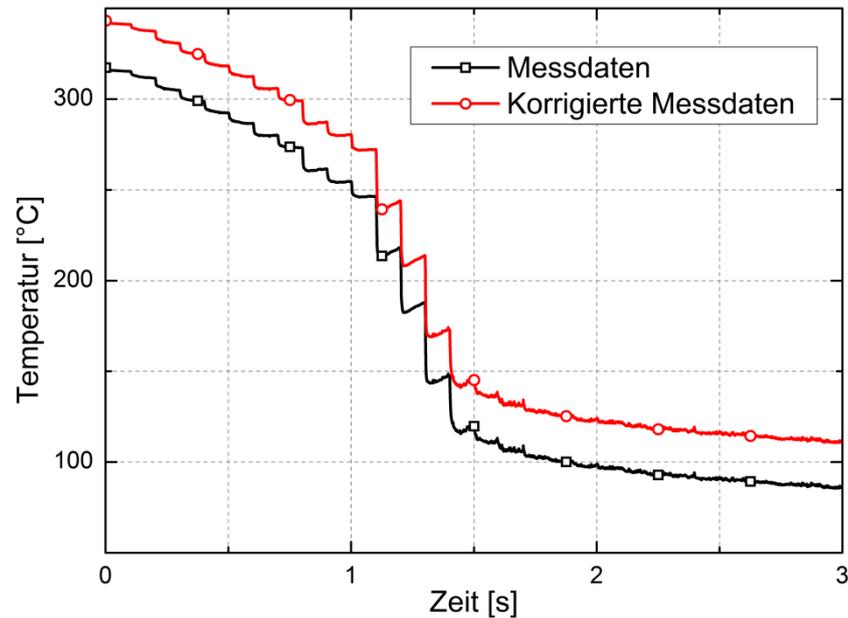


Abbildung 5. 2: Vergleich der Verläufe der Ausgangsdaten und korrigierten Messwerte

Bei der inversen Lösung des Wärmeleitproblems können kleinere Störungen in den Eingangsdaten große Auswirkungen in den zu identifizierenden Parametern verursachen. Um mögliche Rückwirkungen von Messrauschen in der inversen Auswerterroutine zu vermeiden, werden die korrigierten Temperaturinformationen zunächst geglättet. Bei dem intermittierenden Sprühkühlungsverfahren muss die Art der Glättung besonders beachtet werden. Aufgrund der Einzelpulse werden hohe Temperaturgradienten und Wärmestromdichten in einem sehr kurzen Zeitraum erreicht. Die Strategie der kompletten Glättung eines Abkühlverlaufes über der Zeit würde wichtige Temperaturgradienten abschwächen und somit die zu errechnende Auswertegröße des Wärmeübergangskoeffizienten nachhaltig beeinflussen und die Beträge verfälschen. Ziel muss daher die Temperaturglättung der Zeitbereiche sein, in denen keine direkte Sprühstrahl-Wand-Wechselwirkung stattfindet. Eine einfache Trennung des Strahlaufralls und des weiteren zu glättenden Temperaturverlaufes ist aufgrund der unterschiedlichen Temperaturgradienten in den verschiedenen Siederegimen nicht möglich (siehe Abbildung 5.3  $\Delta\vartheta_1 \neq \Delta\vartheta_2$ ). Demzufolge wird der Temperaturverlauf jedes Pixels über der Zeit in verschiedene Einzelsegmente aufgeteilt, wobei jedes Segment eine Injektion beinhaltet. Das Segmentierungsverfahren ist demzufolge abhängig von der Anzahl der Einspritzungen während der Messdauer. Da die Infrarotkamera zeitgleich mit dem Injektor angesteuert wird, trifft der erste Kühlimpuls abhängig vom Abstand und vom Einspritzdruck kurz nach dem Aufnahmestart auf das Blech auf. Die Injektionsfrequenz und die Gesamtdauer der Messung

sind bekannt. Teilt man die Dauer der Messung durch die Injektionsanzahl erhält man die Zeitspanne eines Einzelsegmentes. Um zu erreichen, dass sich ein einzelner Kühlimpuls einer Injektion relativ zentral innerhalb eines Segmentes befindet, muss jeweils zu Beginn und am Ende einer Messung ein halbes Segment gebildet werden.

$$\Delta t_{\text{Segment}} = \frac{t_{N,\text{Gesamt}}}{t_{N,\text{Injektion}}} \quad (5-5)$$

$$t_{\text{Start},sg} = 0,5 \cdot \Delta t_{\text{Segment}} + (sg - 1) \cdot \Delta t_{\text{Segment}} \quad sg = 1 \dots N_{\text{Injektion}} - 1 \quad (5-6)$$

$$t_{\text{Ende},sg} = t_{\text{Start},sg} + \Delta t_{\text{Segment}} \quad sg = 1 \dots N_{\text{Injektion}} - 1 \quad (5-7)$$

Die Segmentierung eines Abkühlverlaufes des Sprühstrahlmittelpunktes ist beispielhaft in **Abbildung 5.3** links dargestellt. Die einzelnen Segmentgrenzen sind dabei als gestrichelte Linien abgebildet.

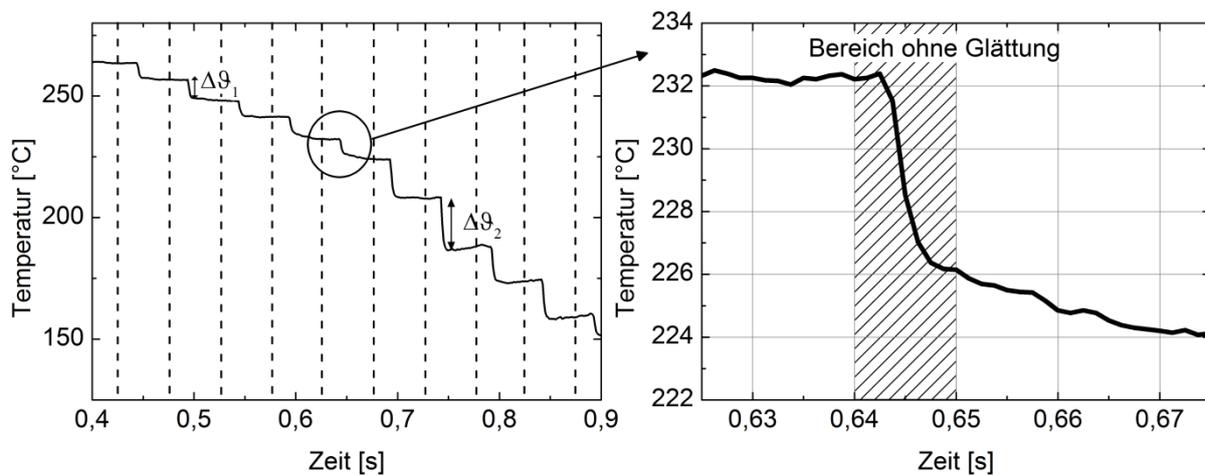


Abbildung 5. 3: Segmentierung eines Abkühlverlaufes (links) und Festlegung des Glättungsbereiches (rechts)

Für die Glättung innerhalb eines Segmentes werden zwei Bereiche definiert, das Gebiet des Kühlimpulses und der weitere Temperaturverlauf. Um nicht Temperaturabsenkungen im Bereich des Strahlaufpralls mit dem größten Temperaturgradienten zu beeinflussen soll dort keine Glättung vorgenommen werden. Das Gebiet der Aussetzung der Glättung eines Einzelsegmentes wird in Abbildung 5.3 rechts markiert dargestellt. Zur Definition der Glättungsbereiche eines Segmentes wird ähnlich wie zur Sprühstrahlmittelpunkterkennung

zunächst die maximale Temperaturdifferenz jedes Pixels mit seinem fünften chronologischen Nachfolger gebildet.

$$\Delta \mathcal{G}_{i,j}^l = \mathcal{G}_{i,j}^l - \mathcal{G}_{i,j}^{l+5} \quad (5-8)$$

Aus den Ergebnissen wird die lokale maximale Differenz  $\Delta \mathcal{G}_{i,j,\max}$  ermittelt. Anhand dieser Differenz wird nun für jeden Pixel ein Schwellwert  $S_{i,j}^s$  definiert, der den halben Betrag der maximalen Temperaturdifferenz zugewiesen bekommt. Wobei  $s$  für das jeweilige zu berechnende Segment steht.

$$S_{i,j}^s = 0,5 \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,\max}^s \quad (5-9)$$

Dieser Schwellwert legt die Grenze zwischen dem Glättungs- und dem nicht zu glättenden Sprayaufprallbereichs fest. Nur die Temperaturen eines Pixels innerhalb des Zeitsegmentes deren Beträge unterhalb des Schwellwertes liegen sind zu glätten. Der gewählte halbe Betrag der maximalen Temperaturdifferenz gewährleistet, dass die Temperaturabsenkung eines Kühlimpulses unangetastet bleibt.

Das verwendete Glättungsverfahren mittelt lokale Daten  $(i,j)$  über der Zeit und wurde von Beck et al. [58] vorgeschlagen. Es wurde bereits effektiv von Fest-Santini [48] in einer ähnlichen Problemstellung verwendet. Hierbei handelt es sich um ein iteratives Verfahren unter Einbeziehung des zeitlichen Vorgängers und Nachfolgers des entsprechenden Zeitpunktes  $l$ . Es werden die drei einbezogenen Datenpunkte  $n$ -mal iterativ berechnet und mit Hilfe der Faktoren  $a_1$ ,  $a_2$  und  $a_3$  unterschiedlich gewichtet.

$$\mathcal{G}_{i,j,l}^n = \frac{a_1 \cdot \mathcal{G}_{i,j,l-1}^n + a_2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,l}^{n-1} + a_3 \cdot \mathcal{G}_{i,j,l+1}^{n-1}}{a_1 + a_2 + a_3} \quad (5-10)$$

Für den Start- und Endzeitpunkt ergeben sich die Randbedingungen zu:

$$\mathcal{G}_{i,j,l=1}^n = \frac{a_2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,l}^{n-1} + a_3 \cdot \mathcal{G}_{i,j,l+1}^{n-1}}{a_2 + a_3} \quad (5-11)$$

$$\mathcal{G}_{i,j,l=l_{\max}}^n = \frac{a_1 \cdot \mathcal{G}_{i,j,l-1}^n + a_2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,l}^{n-1}}{a_1 + a_2} \quad (5-12)$$

Zunächst wird der komplette Abkühlverlauf einer Messung geglättet. Anschließend werden die lokalen Differenzen jedes Zeitpunktes der ungeglätteten Daten eines Segmentes

mit ihrem fünften zeitlichen Vorgänger und Nachfolger mit dem errechneten Schwellwert  $S_{i,j}^s$  des entsprechenden Segmentes verglichen. Ist der Betrag der Differenz niedriger als der Betrag des Schwellwertes, werden die geglätteten Daten verwendet, andernfalls werden die geglätteten Temperaturen mit den Ausgangsdaten ersetzt, so dass der eigentliche Kühlimpuls unbearbeitet bleibt. Das Vorgehen der Glättung ist für eine Einzelinjektion im lokalen Sprühstrahlmittelpunkt in **Abbildung 5.4** dargestellt. Hierbei handelt es sich um einen Auszug einer Messung eines vollständigen Abkühlverlaufes mit den Wichtungsfaktoren  $2a_1 = a_2 = 2a_3$ .

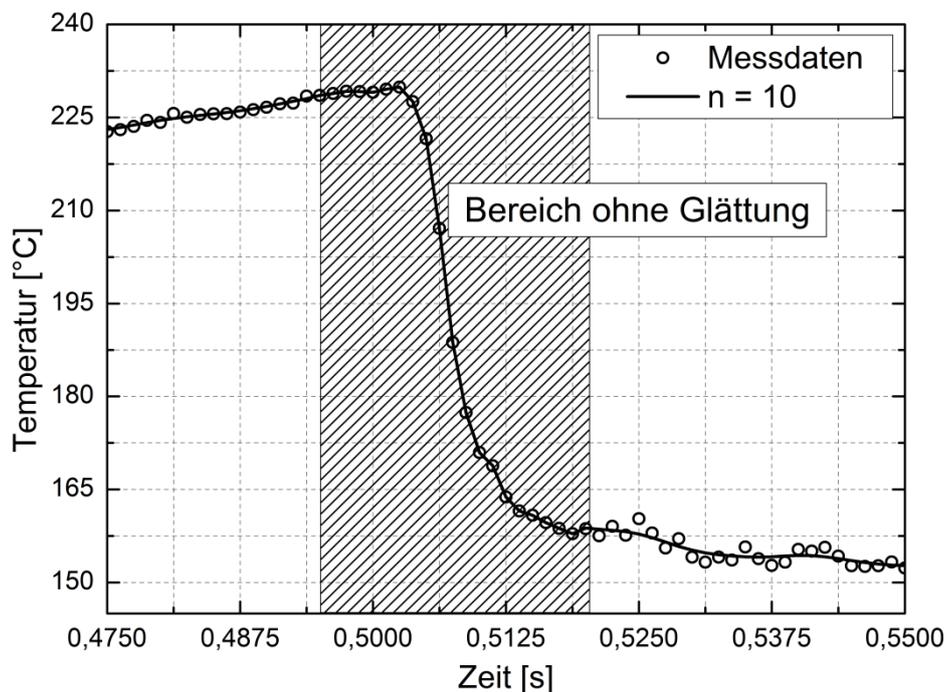


Abbildung 5. 4: Glättung der Messdaten in den Randbereichen einer Injektion

Die Mittelung der Daten wurde mit 10-facher Iteration ausreichend durchgeführt. Eine Übersicht zu den Parametereinflüssen der Iterationsanzahl sowie der Variation der Wichtungsfaktoren zeigt **Abbildung 5.5**. Hierbei wurde ausgehend von **Abbildung 5.4** der Bereich vor dem Kühlimpuls zur näheren Untersuchung verwendet. Eine hohe Iterationsanzahl ändert kaum den Verlauf der Glättungskurve im Vergleich zu 10-facher Iteration, würde aber einen höheren rechnerischen Aufwand bedeuten. Zusätzlich könnten einzelne geringe tatsächliche Temperaturänderungen verloren gehen. Eine geringe Iterationsanzahl bewertet den Einfluss von einzelnen Temperaturen vor allem in Bereichen mit hohen Datenschwankungen über und es ergibt sich kein ausreichend geglätteter Verlauf

der Kurve. Bei der Überprüfung unterschiedlicher Wichtungsfaktoren wurde eine doppelte Wertigkeit des Zeitpunktes im Bezug auf seinen zeitlichen Vorgänger und Nachfolger gewählt. Wird diese erhöht kann es zu einer Überbewertung des einzelnen Datenpunktes gegenüber dem Gesamtverlauf führen. Die Untersuchung wird für die Iterationsanzahl von  $n = 10$  durchgeführt.

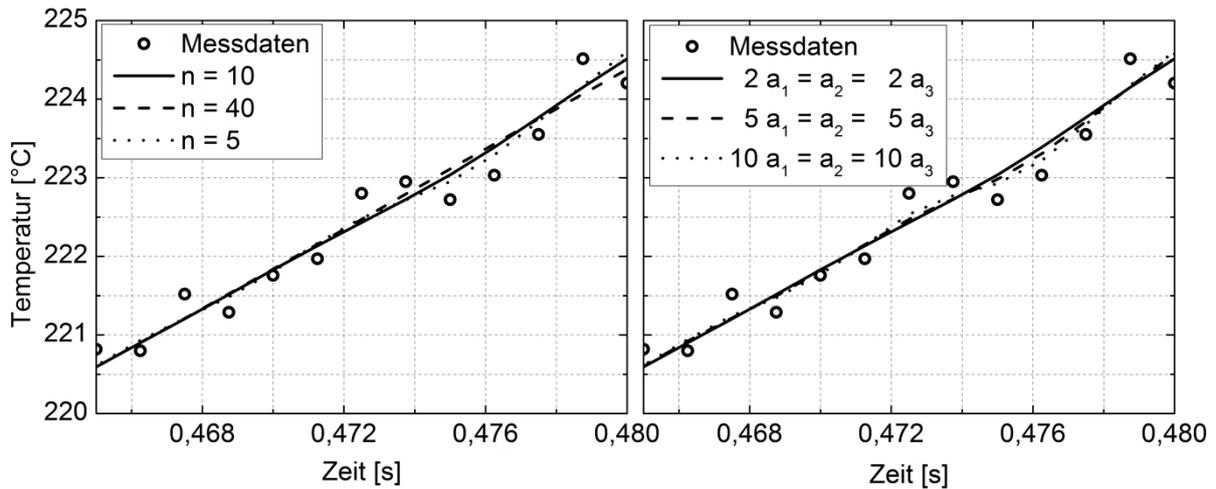


Abbildung 5. 5: Einfluss der Iterationsanzahl und der Wichtungsfaktoren auf das Glättungsverfahren

Die Parameter des Glättungsverfahrens wurden demnach auf eine 10-fache Iterationsstufe und eine doppelte Wertigkeit des zu errechnenden Zeitpunktes gewählt ( $2a_1 = a_2 = 2a_3$ ). Insgesamt werden zwei Glättungsvorgänge durchgeführt. Während des Durchlaufs der inversen Routine empfiehlt es sich, die berechneten Temperaturverläufe der feuchten Blechseite abermals zu glätten, bevor anschließend die Wärmestromdichte und der Wärmeübergangskoeffizient berechnet wird. Dies ergibt einen fluktuationsfreieren Verlauf dieser Zielgrößen, da durch die Berechnungen der inversen Routine kleine Temperaturdifferenzen der trockenen Blechseite zu größeren Schwankungen der feuchten Blechseite führen können. Der relevante Betrag des Wärmeübergangskoeffizienten wird dabei nicht beeinflusst, da sich dieser im nicht zu glättenden Bereich befindet.

### 5.3 Bestimmung des Leidenfrostpunktes

Eine wichtige Größe zur Abtrennung des Filmsiedebereiches zum Übergangs- und Blasensiedebereich ist die Leidenfrosttemperatur. Zur experimentellen Bestimmung dieser werden die Abkühlverläufe in einem Bereich des Sprayaufpralls von  $11 \times 11$  Pixel um den Strahlmittelpunkt gemittelt und mit einem Polynom 10.ter Ordnung approximiert. Anschließend wird die erste und zweite Ableitung bestimmt. Definiert wird die Leidenfrosttemperatur als Wendepunkt der Kurve. Dieses Vorgehen ist anhand eines Beispielverlaufes für den gemittelten Strahl aufprallbereiches der feuchten Blechseite in **Abbildung 5.6** dargestellt.

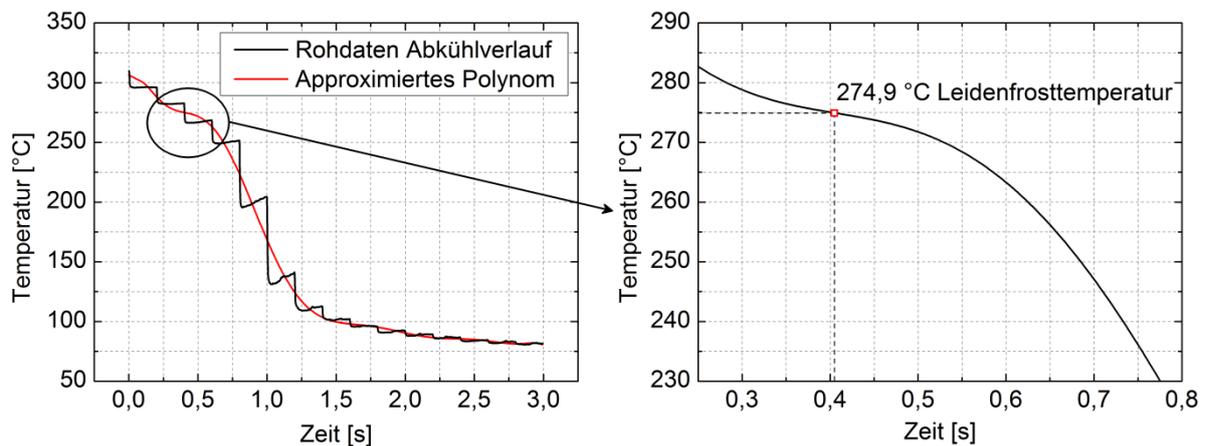


Abbildung 5. 6: Wendepunkterfassung bei der Bestimmung der Leidenfrosttemperatur

Aus den ermittelten mathematisch gültigen Wendepunkten der erstellten Approximation wird anschließend visuell der Leidenfrostpunkt gewählt.

### 5.4 Inverses Auswerteverfahren

Bedingt durch den Messaufbau werden die Temperaturen der sprayabgewandten, trockenen Seite des Bleches detektiert. Um Rückschlüsse auf den Wärmeübergang zwischen Sprühstrahl und Wand führen zu können, müssen die entsprechenden Temperaturen der beaufschlagten Seite mit Hilfe der inversen Wärmeleitung berechnet werden.

In der Literatur finden sich diverse Ansätze, das inverse Wärmeleitproblem zu lösen. So nutzen Nallathambi und Specht [59] eine von Ling et al. [60] vorgeschlagene nicht-iterative finite Elemente Methode, welche mit experimentellen Untersuchungen validiert wurde. Dontchev [61] untersuchte und verglich mehrere Lösungsmethoden des Problems von einer vereinfachten Auswertemethode bis hin zur Function Specification Method (FSM) sowie den Einfluss von Ein- und Mehrdimensionalität. Es zeigte sich, dass kompliziertere, mehrdimensionale inverse Verfahren erst bei stärkeren, sprunghaften Änderungen der Wärmestromdichte sinnvoll sind, was vor allem für Untersuchungen im Blasen- und Übergangssiedebereich zutreffend ist. Die FSM wurde erstmals laut [62] [63] [64] [65] [66] von Beck [67] vorgeschlagen und basiert auf der Annahme einer Funktion für die unbekannte Wärmestromdichte, welche aus mehreren Segmenten besteht. Später führten Beck et al. [68] noch zusätzliche Sensitivitätskoeffizienten ein, um Berechnungen noch zweckmäßiger zu machen. In aktuellen Arbeiten werden verschiedenste Verfahren zur Lösung des inversen Wärmeleitproblems genutzt. So greifen Jiang et al. [69] und Shi et al. [70] ebenfalls auf das von Beck [67] vorgeschlagene Lösungsverfahren zurück. Shi et al. [70] verwenden zusätzlich eine weitere Methode, das Verfahren der konjugierten Gradienten (CGM), und analysieren die Ergebnisse beider Vorgehensweisen. Hierbei handelt es sich um eine numerische Methode zur Lösung von großen linearen Gleichungssystemen. Es wurde zuerst von Hestenes und Stiefel [71] vorgeschlagen und wird vor allem als iteratives Verfahren verwendet. Bei geeignet begrenzten zukünftigen Zeitschrittgrößen stellte sich die FSM als genauere Methode heraus. Es wird aber die Schwierigkeit der Auswahl der Zeitschrittgrößen betont, da diese von Erfahrungswerten und der Qualität der Messdaten abhängen. Die CGM wird aktuell ebenfalls von Lee et al. [72] [73] verwendet. Dabei wird für die Beendigung der Iteration der CGM das Diskrepanzprinzip von Morozov aus Alifanov und Artyukhin [74] angewandt. Aktuell werden weiterhin für die Lösung des inversen Wärmeleitproblems die Tikhinov-Regularisierung von Woodbury und Beck [75], die quasi-reversible Regularisierungs-Methode von Liu und Wei [76], die domain decomposition method von Khajehpour et al. [77], die Lösung mit künstlichen neuronalen Netzen von Mirsepahi et al. [78], die Lösung mit adaptivem Schätzern von Ijaz et al. [79], ein Halbgruppen-Ansatz von Hasanov und Slodička [80] sowie die Lösung mit einfachen Ersatzmodellen von Vakili und Gadala [81] vorgeschlagen. Es gibt demnach keine allgemein gültige Vorgehensweise, sondern eine Vielzahl von Ansätzen, welche entsprechend der eigenen Problemstellung zu wählen und anzupassen ist. Dabei ist besonders der Berechnungsaufwand zu beachten, da dieser bei der Verwendung bestimmter Verfahren, z.B. der FEM, sehr groß und damit rechenzeitintensiv werden kann. In dieser

Arbeit wird ein Verfahren basierend auf dem Ansatz von Taler und Zima [82] zur Lösung mehrdimensionaler inverser Probleme verwendet. Sie nutzen die Methode der Kontrollvolumen und ersetzen die partiellen Differentialgleichungen durch Differenzgleichungen, welche dann sequentiell gelöst werden. Nach Überprüfungen mit Hilfe eines Simulationsprogramms und direkten Beispielrechnungen erwies sich diese Methode als äußerst berechnungseffizient mit ausreichender Genauigkeit in den Ergebnissen. Es werden hier die Differenzgleichungen basierend auf der Fourierschen Differentialgleichung abgeleitet. Die zeitliche Vorgehensweise wurde modifiziert und auf die gegebene Problemstellung dreidimensional erweitert.

Als Basis wird das explizite Differenzenverfahren für die Diskretisierung der Zeitintervalle genutzt und auf die Fouriersche Differentialgleichung angewendet.

### 5.4.1 Grundlegendes Modell

Für die Lösung der Wärmeleitungsgleichung wird ein 3-dimensionales Modell des Bleches verwendet. Als Grundlage fungiert die Fouriersche Differentialgleichung, für die mit  $\lambda \approx \text{const.}$  gilt:

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = a \left( \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right) + \frac{\dot{q}_V}{\rho c} \quad (5-13)$$

mit der Anfangsbedingung

$$\vartheta(x, y, z, t_0) = \vartheta_0(x, y, z). \quad (5-14)$$

Da die verwendete explizite Differenzenmethode der inversen Auswerterroutine an ein Stabilitätskriterium mit einem bestimmten maximalen Zeitintervall zwischen den Messpunkten geknüpft ist, besteht die Notwendigkeit der Interpolation der Temperaturdaten. Diese wird im Anschluss der ersten Glättung der Messdaten durchgeführt. Kamerabedingt sind die Ausgangsdaten mit einer Frequenz von 800 Hz aufgenommen. Das Stabilitätskriterium ist abhängig vom Temperaturleitkoeffizienten  $a$  des verwendeten Körpers und den geometrischen Abmessungen eines Rechenelementes. Für 2- und 3-dimensionale Probleme ist es definiert zu:

$$\Delta t \leq \frac{\Delta z^2}{2a \left( 1 + \left( \frac{\Delta z}{\Delta x} \right)^2 + \left( \frac{\Delta z}{\Delta y} \right)^2 \right)} \quad (5-15)$$

Durch die Verknüpfung zweier Routinen für die Lackschicht und das Versuchsblech muss das Stabilitätskriterium für beide Ansätze überprüft werden. Die Abmessung eines Flächenelementes  $\Delta x \cdot \Delta y$  in der Messebene entspricht der Pixelgröße des Meßfeldes der Infrarotkamera. Diese muss vor den Experimenten mit Hilfe von Voruntersuchungen bestimmt werden. Der Intervallabstand  $\Delta z$  ist abhängig von der Blechdicke und der Ebenenanzahl  $N$  des Rechenmodells. Die Temperaturleitfähigkeit  $a$  ist eine stoffspezifische Größe und bildet das Verhältnis aus Wärmeleitfähigkeit zur Dichte und Wärmekapazität. Auf die Ermittlung dieser Werte für Lackschicht und Blech wird später (Gl. 5-37 bis 5-43) genauer eingegangen. Für die in dieser Arbeit gewählte Ebenenanzahl von  $N = 5$  für den Blechkörper und die Pixelabmessungen  $\Delta x = \Delta y = 2/9 \text{ mm}$  ergibt sich die maximale Schrittweite  $\Delta t = 0,0001753 \text{ s}$ , was einer Mindestaufnahmefrequenz von  $f_{\min} \approx 8053 \text{ Hz}$  entspricht. Bei dem Modellansatz der Lackschicht wurden ebenfalls 5 Ebenen gewählt. Die Flächenelementabmaße  $\Delta x$  und  $\Delta y$  bleiben konstant. Es ergibt sich eine Mindestfrequenz von  $f_{\min, \text{Lack}} \approx 5703 \text{ Hz}$ . Um die Stabilität des Verfahrens über beide Auswertebereiche zu gewährleisten wird eine Interpolation der Temperaturfelder für eine Frequenz von  $f_{\text{int}} \approx 9000 \text{ Hz}$  vorgenommen, was einer Zeitschrittweite von  $\Delta t = 1/9000 \text{ s}$  entspricht.

Die Interpolation wird mit Hilfe eines kubisch hermetischen Spline für jeden Pixel aus dem reduzierten Messfeld nach der Korrektur und Glättung über der Zeit durchgeführt. Anhand der Beispielabkühlung aus Abbildung 5.4 wird für den kritischen Bereich des höchsten Temperaturgradienten das Verfahren in **Abbildung 5.7** dargestellt.

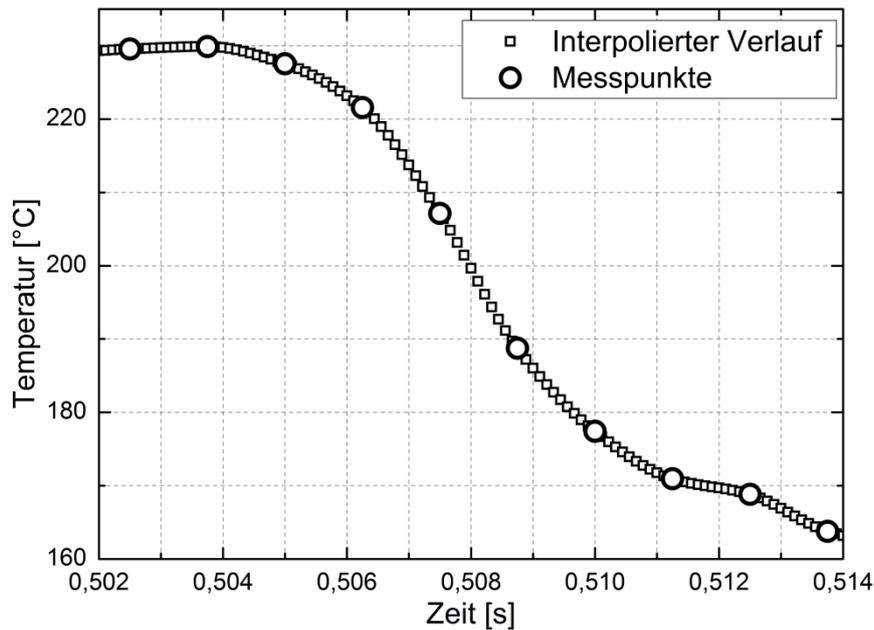


Abbildung 5. 7: Interpolation der Messdaten

Die einzelnen Datenpunkte der IR-Aufnahmen werden durch kubische Polynome verbunden, die stetig differenzierbar ineinander übergehen.

Für die inverse Berechnung mit dem expliziten Differenzenverfahren ist es notwendig, den Bereich der Lackschicht aufgrund von unterschiedlichen Stoffwerten separat vom Blechbereich zu betrachten. Ausgehend von der trockenen Seite mit den erfassten Temperaturdaten wird zunächst die Wärmeleitung der Lackschicht berechnet. Das grundsätzliche Modell der Berechnung ändert sich dabei nicht und wird folgend allgemein für einen Einzelkörper ohne Zusatzschicht beschrieben. Auf die Verknüpfung von Lack und Blech im Berechnungsmodell wird später genauer eingegangen. Für die seitlichen Ränder des Bleches und der Lackschicht sind aufgrund der geringen Dicke adiabate Bedingungen anzunehmen und die Wärmeverluste zu vernachlässigen. Als Eingangsdaten werden die von der Infrarotkamera aufgezeichneten Temperaturen  $\mathcal{G}_{ir}$  und aus den Kalibrationsmessungen die Verlustwärmestromdichte der Blechunterseite  $\dot{q}_{Verlust,U}$  genutzt. Demnach ergeben sich die Randbedingungen zu:

$$x = 0 \quad \text{und} \quad x = l_x : \quad \frac{\partial \mathcal{G}}{\partial x} = 0 \quad (5-16)$$

$$y = 0 \quad \text{und} \quad y = l_y : \quad \frac{\partial \mathcal{G}}{\partial y} = 0 \quad (5-17)$$

$$z = 0 \text{ (trockene Seite): } \mathcal{G}(x, y, 0, t) = \mathcal{G}_{ir}(x, y, t) \quad (5-18)$$

$$\lambda \left. \frac{\partial \mathcal{G}}{\partial z} \right|_{z=0} = \dot{q}_{Verlust,U}(\mathcal{G}_{ir}(x, y, t)) \quad (5-19)$$

Ein Modell des Bleches bzw. der Lackschicht mit der Diskretisierung der Berechnungsebenen über der Blechdicke ist in **Abbildung 5.8** und in **Abbildung 5.8a** ein Beispiel mit der Ebenenanzahl von  $N = 5$  dargestellt, wobei die Diskretisierung jeweils mit einem halben Intervall an den Rändern vorgenommen wird. Folglich ist die Laufvariable der Ebenen  $k = 1 \dots N$ , deren Abstand  $\Delta z$  sich aus der Dicke des Bleches  $s$  und der Anzahl  $N$  berechnet:

$$\Delta z = \frac{s}{N - 2}. \quad (5-20)$$

Die Größen  $\Delta x = \Delta y$  entsprechen den Abmessungen eines Pixels des Aufnahmebildes der Kamera und betragen  $2/9 \text{ mm}$ . Die Definitionsbereiche von  $x$ ,  $y$  und der Zeit  $t$  sind:

$$x_i (i = 1 \dots IE) \quad (5-21)$$

$$y_j (j = 1 \dots JE) \quad (5-22)$$

$$t_l (l = 0, 1 \dots LE) \quad (5-23)$$

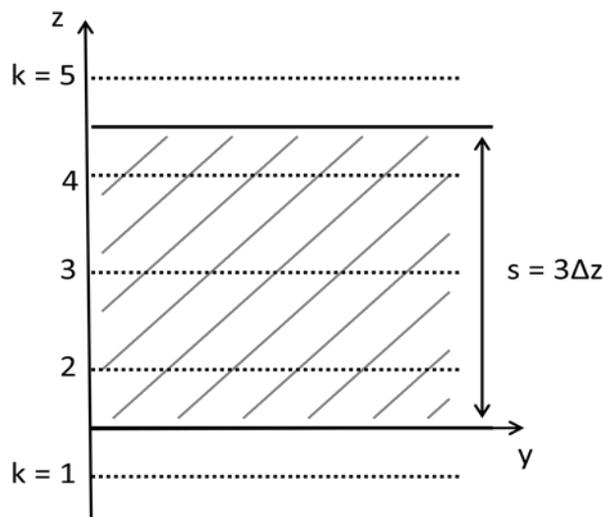


Abbildung 5. 8a: Diskretisierung in z-Richtung mit  $s = 3 \Delta z$

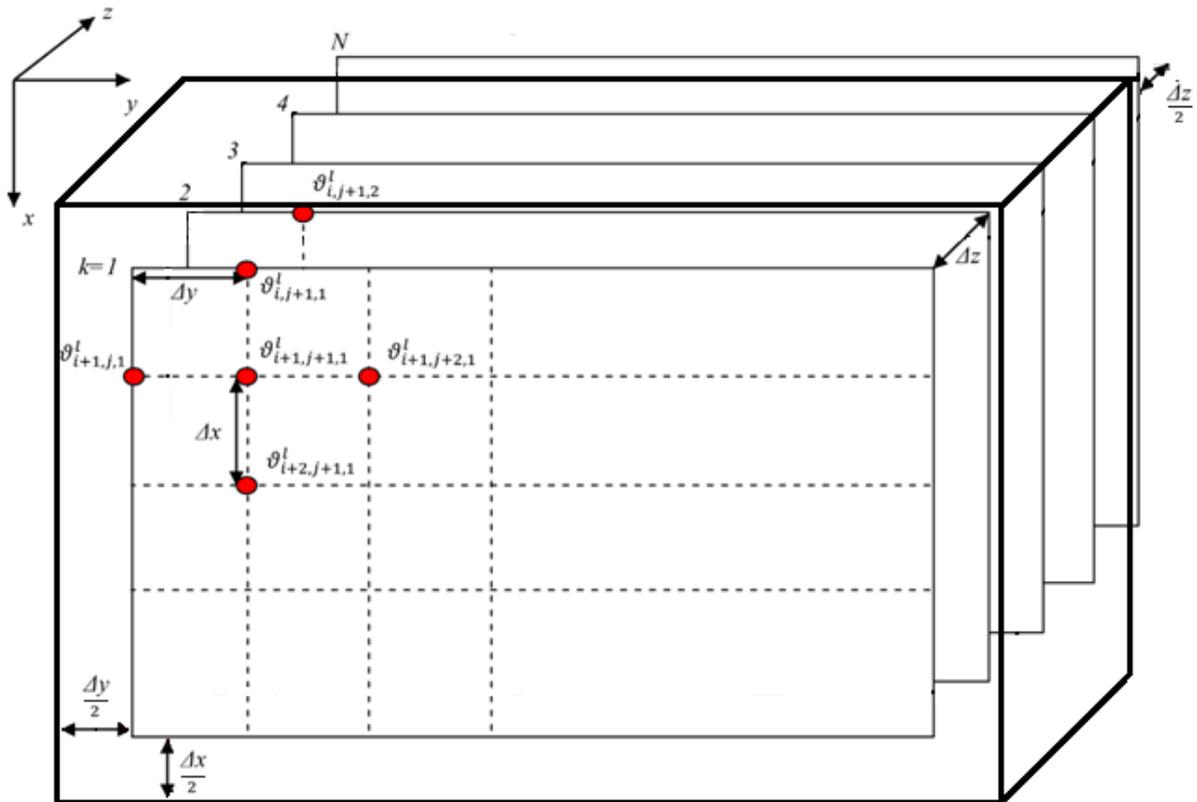


Abbildung 5. 8: Modell der Gitterstruktur des Bleches zur Diskretisierung

Durch die Vernetzung des Blechmodells entstehen Knoten. Anhand der Bilanzierung der Einzelknoten lassen sich intervallweise die Temperaturen des Bleches bestimmen. In **Abbildung 5.9** ist ein Ausschnitt aus der Gitterpunktstruktur für innere Schichten dargestellt. Es ergibt sich nach der Bilanzierung folglich die Differenzgleichung zu:

$$\frac{\vartheta_{i,j,k}^{l+1} - \vartheta_{i,j,k}^l}{\Delta t} = a \left( \frac{\vartheta_{i-1,j,k}^l - 2\vartheta_{i,j,k}^l + \vartheta_{i+1,j,k}^l}{\Delta x^2} + \frac{\vartheta_{i,j-1,k}^l - 2\vartheta_{i,j,k}^l + \vartheta_{i,j+1,k}^l}{\Delta y^2} + \frac{\vartheta_{i,j,k-1}^l - 2\vartheta_{i,j,k}^l + \vartheta_{i,j,k+1}^l}{\Delta z^2} \right) + \frac{\dot{q}_V}{\rho c} \quad (5-24)$$

Um nun Aussagen über die feuchte Seite, ausgehend von den Temperaturfeldern der trockenen, treffen zu können, muss nach der Temperatur der nächsten Ebene  $\vartheta_{i,j,k+1}^l$  umgestellt werden. So gilt

$$\begin{aligned}
\vartheta_{i,j,k+1}^l = & \frac{\Delta z^2}{a\Delta t} \left( \vartheta_{i,j,k}^{l+1} - \left( 1 - 2 \frac{a\Delta t}{\Delta z^2} \left( 1 + \left( \frac{\Delta z}{\Delta x} \right)^2 + \left( \frac{\Delta z}{\Delta y} \right)^2 \right) \vartheta_{i,j,k}^l \right) \right) \\
& - \frac{a\Delta t}{\Delta x^2} (\vartheta_{i-1,j,k}^l + \vartheta_{i+1,j,k}^l) - \frac{a\Delta t}{\Delta y^2} (\vartheta_{i,j-1,k}^l + \vartheta_{i,j+1,k}^l) \\
& - \frac{\dot{q}_v \Delta t}{\rho c} - \vartheta_{i,j,k-1}^l
\end{aligned} \quad (5-25)$$

für

$$i = 2 \dots IE - 1 \quad j = 2 \dots JE - 1 \quad k = 2 \dots N - 1. \quad (5-26)$$

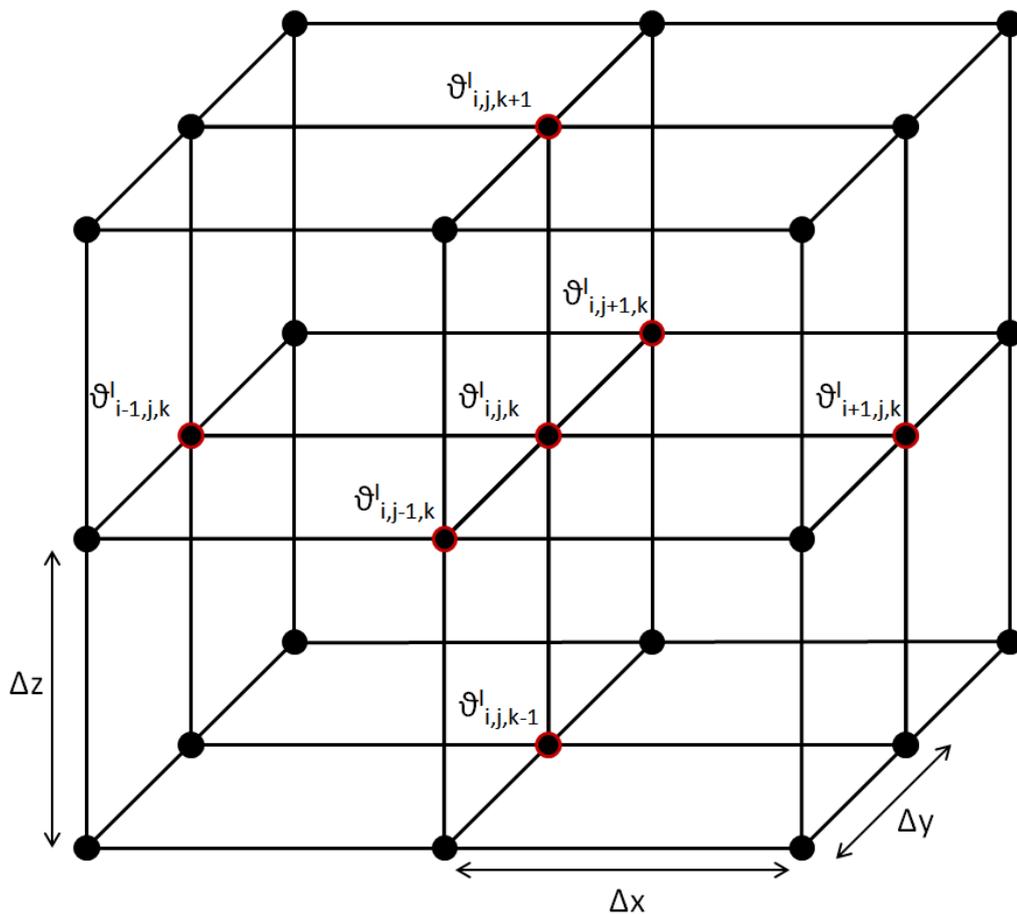


Abbildung 5. 9: Gitternetzstruktur des Bleches

Die Temperaturinformationen der Zeitschritte  $l+1$  und  $l$  sind Eingangsdaten für die trockene Seite und werden als explizite Differenz verwendet. Weiterhin sind Randbedingungen für die Start- und Endebene und die adiabaten Randzonen innerhalb einer Schicht zu formulieren:

$$\vartheta_{1,j,k+1}^l = \vartheta_{2,j,k+1}^l \quad \text{für} \quad i = 1 \quad j = 2 \dots JE - 1 \quad k = 2 \dots N - 1 \quad (5-27)$$

$$\vartheta_{IE,j,k+1}^l = \vartheta_{IE-1,j,k+1}^l \quad \text{für} \quad i = IE \quad j = 2 \dots JE - 1 \quad k = 2 \dots N - 1 \quad (5-28)$$

$$\vartheta_{i,1,k+1}^l = \vartheta_{i,2,k+1}^l \quad \text{für} \quad i = 2 \dots IE - 1 \quad j = 1 \quad k = 2 \dots N - 1 \quad (5-29)$$

$$\vartheta_{i,JE,k+1}^l = \vartheta_{i,JE-1,k+1}^l \quad \text{für} \quad i = 2 \dots IE - 1 \quad j = JE \quad k = 2 \dots N - 1 \quad (5-30)$$

$$\vartheta_{i,j,1}^l = \vartheta_{i,j,tr}^l - \frac{\dot{q}_{Verlust,U}(\vartheta_{i,j,tr}^l)\Delta z}{2\lambda} \quad \text{für} \quad i = 1 \dots IE \quad j = 1 \dots JE \quad k = 1 \quad (5-31)$$

$$\vartheta_{i,j,2}^l = 2\vartheta_{i,j,tr}^l - \vartheta_{i,j,1}^l \quad \text{für} \quad i = 1 \dots IE \quad j = 1 \dots JE \quad k = 2 \quad (5-32)$$

Für die Bestimmung der Temperaturen der feuchten Seite  $\vartheta_{i,j,feucht}^l$  gilt:

$$\vartheta_{i,j,feucht}^l = \frac{\vartheta_{i,j,N}^l + \vartheta_{i,j,N-1}^l}{2} \quad (5-33)$$

Anschließend wird aus den ermittelten Temperaturen die Wärmestromdichte  $\dot{q}_{i,j,feucht}^l(\vartheta_{i,j,feucht}^l)$  der Blechoberseite berechnet

$$\dot{q}_{i,j,feucht}^l = \frac{2\lambda}{\Delta z} (\vartheta_{i,j,N-1}^l - \vartheta_{i,j,feucht}^l) \quad (5-34)$$

und letztendlich der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_{i,j}^l(\dot{q}_{i,j,feucht}^l(\vartheta_{i,j,feucht}^l))$  bestimmt.

Aufgrund der expliziten inversen Vorgehensweise gehen in Abhängigkeit von der verwendeten Ebenenanzahl Temperaturinformationen am zeitlichen Ende der Messdaten verloren. Bei einer verwendeten Ebenenanzahl von  $N = 5$  werden für die Berechnung der letzten Schicht  $k = 5$  und des letztmöglichen Zeitschrittes  $l = LE-3$  drei weitere zukünftige Zeitschritte benötigt ( $LE-2$ ;  $LE-1$ ;  $LE$ ). Dieses Vorgehen ist in **Abbildung 5.10** dargestellt.

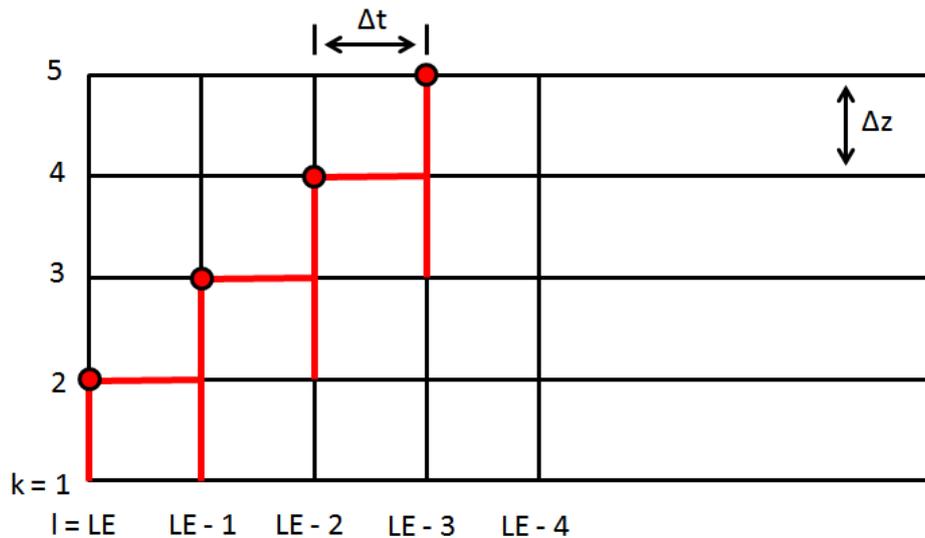


Abbildung 5. 10: Sukzessives Vorgehen bei der expliziten Berechnung der Temperaturen

Dementsprechend können alle Zeitschritte  $LE_{ges}$  abzüglich der Schichtanzahl  $N-2$  berechnet werden.

$$LE_{red} = LE_{ges} - (N - 2) \quad (5-35)$$

Durch die separate Betrachtung der Lack- und Blechschicht gehen bei der Verwendung der Ebenenanzahl von  $N = 5$  insgesamt 6 Zeitschritte verloren. Auf Grund der im Vorhinein angewandten Interpolation auf  $9000 \text{ Hz}$  und der langen Messdauern sind die letzten Zeitschritte für die eigentlichen Kernaussagen unbedeutend.

Die verwendeten Stoffdaten für die Lackschicht wurden anhand einer Messung im thermoanalytischen Labor des Lehrstuhls bestimmt und werden mit nachfolgenden Werten angegeben.

$$\rho_{Lack} = 1791 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}, c_{Lack} = 1225 \frac{\text{J}}{\text{kgK}} \text{ und } \lambda_{Lack} = 0,278 \frac{\text{W}}{\text{mK}} \quad (5-36)$$

mit

$$a_{Lack} = \frac{\lambda_{Lack}}{c_{Lack} \rho_{Lack}} \quad (5-37)$$

Für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten der feuchten Blechseite, anhand der Temperaturdaten der Lackschicht auf der trockenen Seite des Bleches, werden zwei Modelle miteinander verknüpft. Die Vorgehensweise ist dabei sukzessiv. Als Eingangsdaten

liegen die infrarotthermografisch gemessenen Temperaturen der Blechoberfläche für alle  $x$  und  $y$ -Koordinaten sowie für alle Zeitschritte vor. Es wird eine Gitternetzstruktur mit  $N = 5$  Ebenen für die Lackschicht verwendet. Für die ersten beiden Ebenen  $k = 1$  und  $k = 2$  werden ausgehend von den gemessenen Temperaturinformationen für alle Zeitschritte mit Hilfe der Approximation der Verlustwärmestromdichte die daraus folgenden Temperaturen der ersten beiden Ebenen über die Bedingungen (5-31) und (5-32) unter Verwendung der Stoffeigenschaften des Lackes für alle Punkte des reduzierten Messfeldes berechnet. Eine Analyse der Auswahl der Ebenenanzahl wird im Anschluss an die Beschreibung der Auswerteroutine im Kapitel 5.4.2 vorgestellt. Es werden intervallweise bis  $k = N-1$  alle weiteren Temperaturen für alle Zeitschritte gemäß der Gleichung (5-25) die Bereiche (5-27) bis (5-30) berechnet. Im Anschluss wird die Temperatur der Verbindungsstelle zwischen Lack und Blech  $\vartheta_{i,j,Lack}^l$

$$\vartheta_{i,j,Lack}^l = \frac{\vartheta_{i,j,N}^l + \vartheta_{i,j,N-1}^l}{2} \quad (5-38)$$

sowie die entsprechende Wärmestromdichte  $\dot{q}_{i,j,Lack}^l$

$$\dot{q}_{i,j,Lack}^l = \frac{2\lambda_{Lack}}{\Delta z_{Lack}} (\vartheta_{i,j,Lack}^l - \vartheta_{i,j,N-1}^l) \quad (5-39)$$

über die Gleichungen (5-33) und (5-34) bestimmt, siehe **Abbildung 5.11**. Damit ist die Lackschicht in diesem Berechnungssystem abgeschlossen.

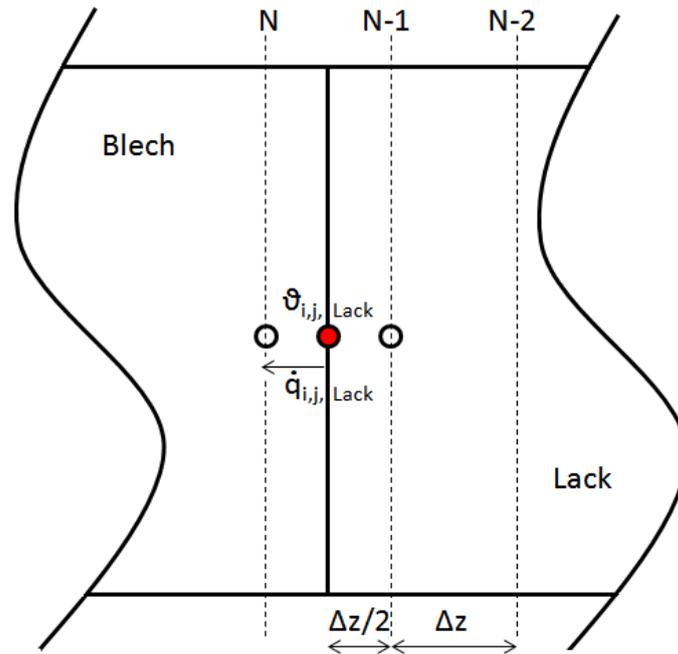


Abbildung 5. 11: Verknüpfung von Lackschicht und Blech

Daraufhin wird ein weiteres Gitternetzmodell mit  $N = 5$  Ebenen für den Blechkörper erstellt und die in Gleichung (5-38) und (5-39) errechneten Größen dienen als Eingangsdaten entsprechend den Größen der gemessenen Temperaturen  $\vartheta_{tr}$  und der ermittelten Verlustwärmestromdichte  $\dot{q}_{Verlust,U}$ . Anschließend können nun die Temperaturen sowie die Wärmestromdichte und der Wärmeübergangskoeffizient der feuchten Blechseite im gleichen Verfahren berechnet werden. Die für die Auswertung relevanten Stoffwerte von Inconel 625 sind ebenfalls die Dichte, die spezifische Wärmekapazität, die Wärmeleitfähigkeit sowie der spezifische elektrische Widerstand. Alle genannten Größen sind laut Herstellerangaben nur schwach temperaturabhängig und mit nachfolgenden Werten angegeben [54].

$$\rho_{Blech} = 8440 \frac{kg}{m^3} \quad (5-40)$$

Für die Wärmekapazität werden für die Temperaturen im experimentell relevanten Bereich  $93 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $204 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $316 \text{ }^\circ\text{C}$  die Werte

$$c_{Blech,93^\circ\text{C}} = 410 \frac{J}{kgK}, c_{Blech,204^\circ\text{C}} = 456 \frac{J}{kgK} \text{ und } c_{Blech,316^\circ\text{C}} = 481 \frac{J}{kgK} \quad (5-41)$$

angegeben. Durch die hauptsächliche Betrachtung des Film-, Übergangs- und Blasensiederegimes liegt der Fokus im Bereich von 200 °C bis ca. 340 °C. Somit wurde der Wert für die Wärmekapazität als Mittelwert der Angaben für 204 °C und 316 °C bestimmt.

$$c_{Blech} = 469 \frac{J}{kgK} \quad (5-42)$$

Für den Wärmeleitkoeffizienten wird eine lineare Approximation zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit verwendet. Diese wurde anhand der Herstellerangaben erstellt und ist in **Abbildung 5.12** dargestellt.

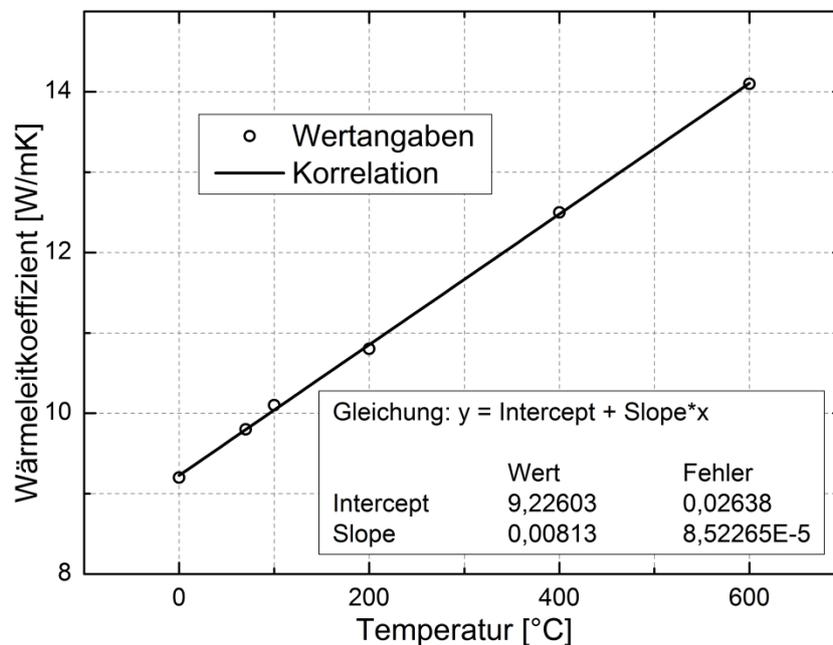


Abbildung 5. 12: Wärmeleitkoeffizient von Inconel 625 in Abhängigkeit der Temperatur

Für den Temperaturleitkoeffizienten des Bleches gilt:

$$a_{Blech} = \frac{\lambda_{Blech}}{c_{Blech} \rho_{Blech}}. \quad (5-43)$$

Der spezifische elektrische Widerstand ist ebenfalls eine temperaturabhängige Größe. Der verwendete Werkstoff Inconel 625 zeichnet sich jedoch durch nahezu konstante elektrische Eigenschaften über der Temperatur aus. Demnach wurde der spezifische elektrische Widerstand nach Herstellerangaben zu einem Wert von

$$\rho_{el} = 1,33 \cdot 10^{-6} \Omega m \quad (5-44)$$

gewählt.

Die Berechnungen wurden mit einer Ebenenanzahl von  $N = 5$  durchgeführt. Diese Anzahl erwies sich als zweckmäßig, da mit zunehmender Auflösung ein erhöhter rechnerischer Aufwand verbunden ist. Für die Auswahl der Intervallanzahl wird eine Schrittweitenanalyse in Kapitel 5.4.2 durchgeführt.

Um die inverse Routine zu überprüfen werden Testrechnungen durchgeführt.

### 5.4.2 Testrechnungen

Um die Genauigkeit der Resultate der inversen Auswerteroutine zu ermitteln wird diese mit zwei direkten Modellen getestet. Hierbei werden numerische Lösungen für die Temperaturverteilung der trockenen Blechseite, die vergleichbar mit dem Experiment ist, als Eingangsgrößen für die inverse Rechnung erstellt. Zum Einen wird ein dreidimensionaler Modellausschnitt des Bleches in dem Simulationsprogramm COMSOL Multiphysics erstellt, zum anderen eine eigens angefertigte Routine für die Direktrechnung des Wärmeleitproblems mit dem explizitem Differenzenverfahren in Matlab verwendet.

Das erstellte dreidimensionale Modell in COMSOL stellt einen Blechausschnitt mit Lackschicht mit den definierten Stoffwerteigenschaften des Materials Inconel 625 und des Lackes dar. Hiermit lassen sich Simulationen unterschiedlicher Anfangs- und Randbedingungen des Wärmeleitproblems auf Basis der finiten Elemente Methode durchführen. Der auf Grundlage von einfachen CAD-Befehlen erstellte Körper wird hierbei in eine bestimmte Anzahl an Elementen vernetzt. Zusätzlich müssen Auswertebereiche, bzw. Auswertepunkte im Programm festgelegt werden. Aus diesem Grund wurde ein  $11 \times 11$  großes Punktfeld jeweils auf der Ober- und Unterseite des modellierten Körpers erstellt, das durch die bestehende Symmetrie auf ein  $21 \times 21$  großes Feld in der Datennachbearbeitung erweitert werden kann. Die Punkte befinden sich im Abstand von  $2/9$  mm zueinander, was den Pixelabmaßen der Infrarotkameraaufnahmen entspricht. Eine Darstellung des erstellten Modells mit einem der Punktfelder, der Vernetzung und einer vergrößerten seitlichen Ansicht wird in **Abbildung 5.13** illustriert.

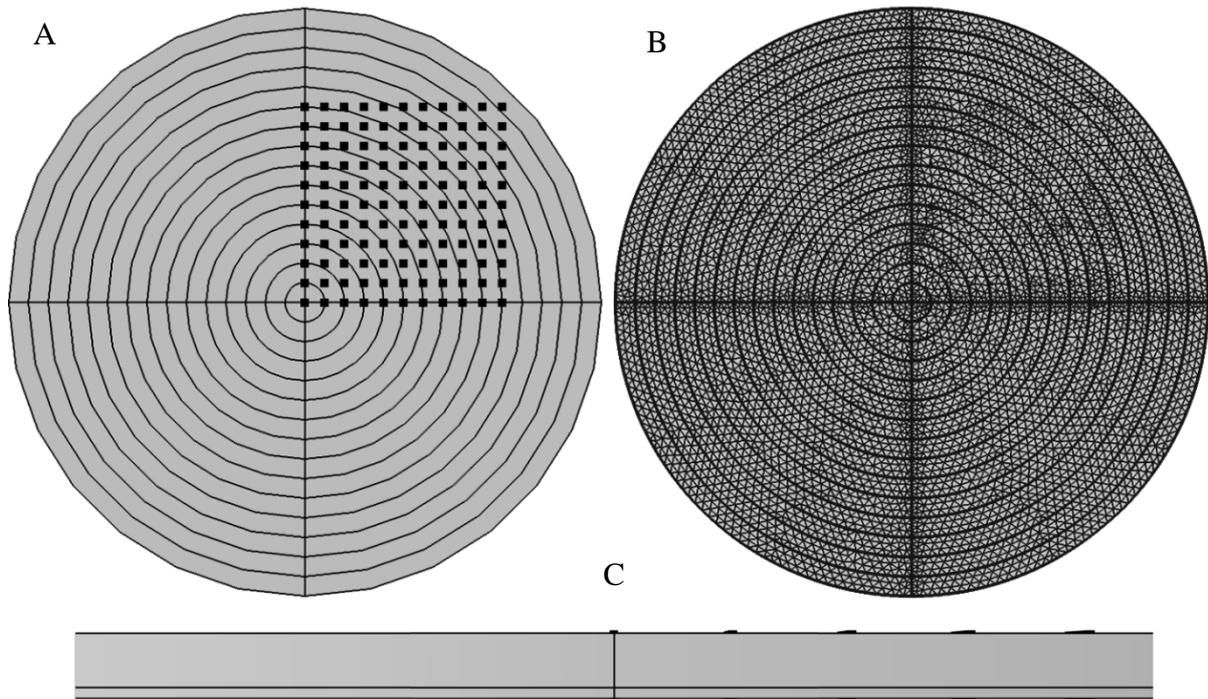


Abbildung 5.13: Dreidimensionales COMSOL-Blech-Modell mit A:erstelltem Punktfeld, B: Vernetzungsansicht und C:vergrößerter seitlicher Ansicht

Der Radius des Blechausschnitts beträgt  $30/9 \text{ mm}$  mit einer Dicke von  $0,1 \text{ mm}$ , was dem Betrag des experimentell zu untersuchenden Probekörpers entspricht. Auf einer Seite wurde angrenzend eine  $0,02 \text{ mm}$  starke Lackschicht mit den entsprechenden Stoffkennwerten hinzugefügt. Auf dieser Seite des Modells wirkt die in Kapitel 4.1.2 bestimmte Verlustwärmestromdichte als Funktion über der Temperatur. Der Quellterm wurde in COMSOL implementiert und gilt nur für die Inconel 625-Schicht. Als weitere Randbedingungen werden die seitlichen Ränder des Modells als adiabatisch angenommen. Die in den experimentellen Untersuchungen zu kühlende Oberfläche wird ebenfalls mit einer Wärmestromdichtefunktion versehen. Das Modell kann je nach Randbedingung zur Testung unterschiedlicher Einflussgrößen genutzt werden. Von Interesse sind insbesondere der Einfluss der Querwärmeleitung und einer veränderlichen Wärmestromdichtefunktion. Im Folgenden wird eine Funktion  $\dot{q}(T)$  genutzt, die einen starken Kühlimpuls der experimentellen Untersuchungen simulieren soll.

$$\dot{q} = -990000 \cdot e^{-0,0005(T-502,15)^2} - 10000 \quad (5-45)$$

Die Anfangstemperatur zum Zeitpunkt  $t_0$  des Blechausschnittes wird inhomogen in Abhängigkeit des Radius festgelegt. Dabei soll vor allem ein Temperaturgradient über dem

Radius zur Berücksichtigung der Querwärmeleitung aufgeprägt werden. Die Wärmestromdichte und die Anfangstemperaturverteilung sind in **Abbildung 5.14** dargestellt und dieser zu entnehmen.

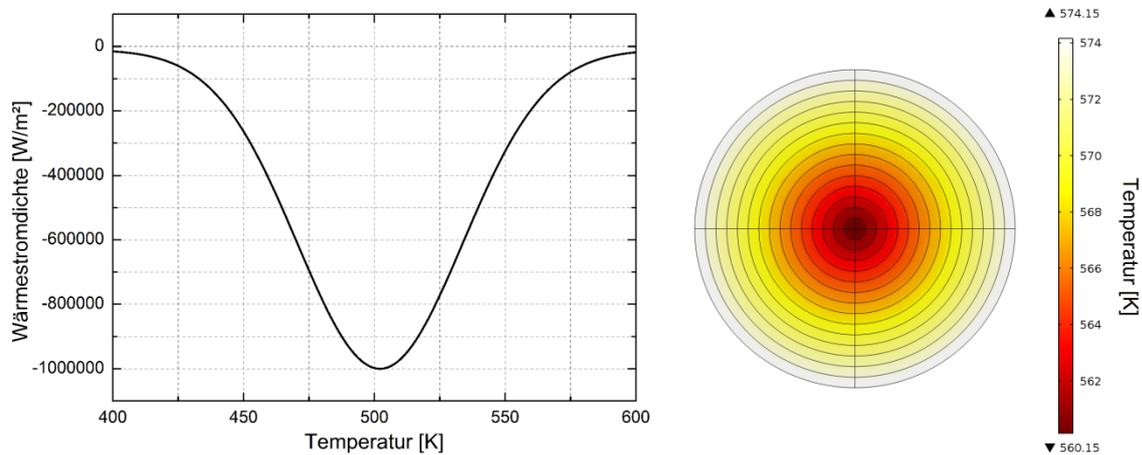


Abbildung 5. 14: Beaufschlagte Wärmestromdichtefunktion (links) und Temperaturprofil zum Zeitpunkt  $t_0$  (rechts) in der COMSOL 3D-Simulation

Die Berechnungen laufen entsprechend dem Stabilitätskriterium der inversen Auswerterroutine in  $1/9000$  s großen Zeitschritten ab. Betrachtet wurde der Zeitraum für eine Sekunde, welches sich als ausreichend im Hinblick auf den Durchlauf der Temperaturen im Bezug zur Wärmestromdichtefunktion erwiesen hat. Nach der Berechnung der COMSOL-Simulation werden alle Temperaturdaten der Punkte der Lackseite des Modells als Eingangsgrößen für die inverse Auswerterroutine verwendet, welche entsprechend mit gleichen Werkstoffeigenschaften, Parametereinstellungen und Abständen zwischen den Messpunkten ausgestattet ist. Die für die Auswertung gewählten Punkte aus dem Punktebereich sind in **Abbildung 5.15** dargestellt. Hierbei handelt es sich um das mit Symmetriebedingungen erweiterte  $21 \times 21$  große Punktefeld.

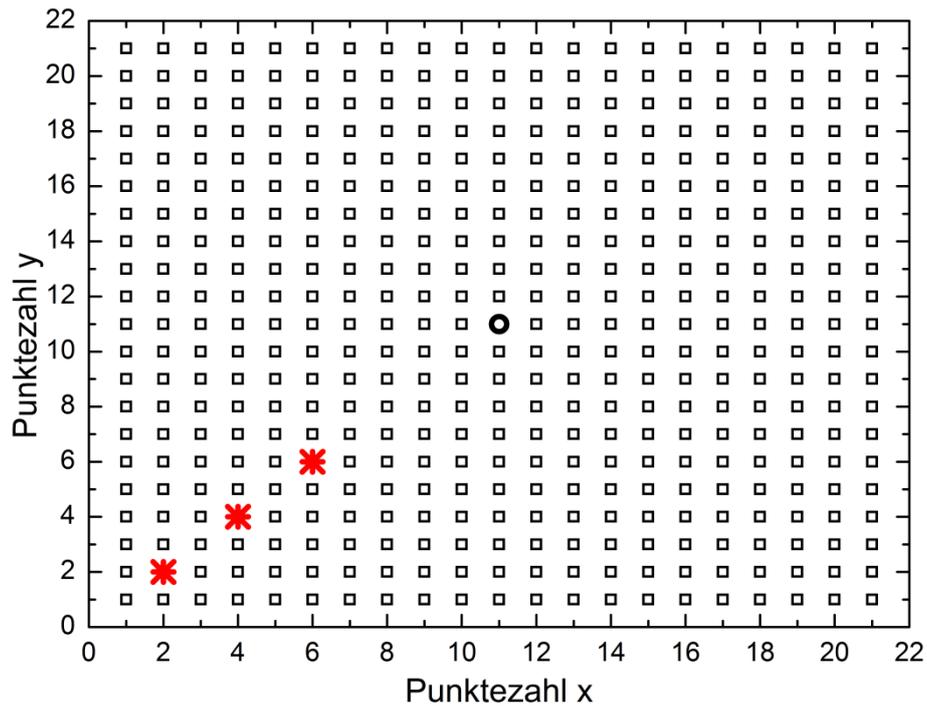


Abbildung 5.15: Ausgewählte Punkte für Vergleichsdarstellung aus dem Auswertungsbereich

Es werden die Daten der Punkte 2:2, 4:4 und 6:6 entsprechend Abbildung 5.14 für nähere Betrachtungen extrahiert. Nach dem Durchlauf der inversen Auswerterroutine werden die berechneten Temperaturen der beaufschlagten Seite mit denen der COMSOL-Simulation verglichen. Die Ergebnisse für die extrahierten Punkte sind in **Abbildung 5.16** dargestellt.

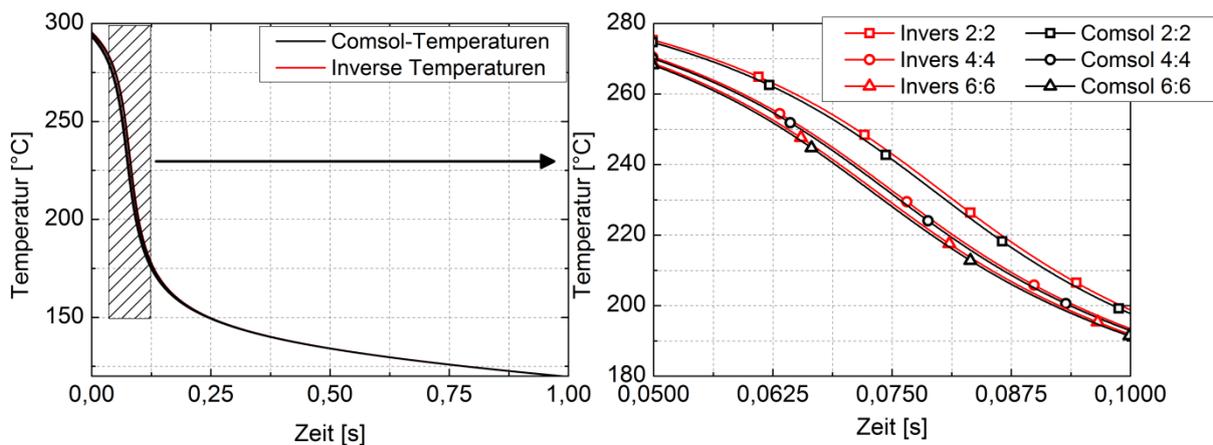


Abbildung 5.16: Vergleich der Temperaturen der beaufschlagten Blechmodellseite zwischen COMSOL-Simulation und der Ergebnisse der inversen Routine

Die Resultate zeigen sehr gute Übereinstimmungen mit denen der COMSOL-Simulation. Zur besseren Darstellung wurde aus dem Gesamtbereich der Berechnung (Abbildung 5.15 links) der wichtige Abschnitt mit den größten Temperaturgradienten vergrößert dargestellt (Abbildung 5.15 rechts).

Für den Vergleich der Wärmestromdichten werden die Ergebnisse der inversen Routine mit der implementierten Wärmestromdichte in COMSOL anhand der ausgewählten Punkte verglichen. Die Resultate sind in **Abbildung 5.17** dargestellt.

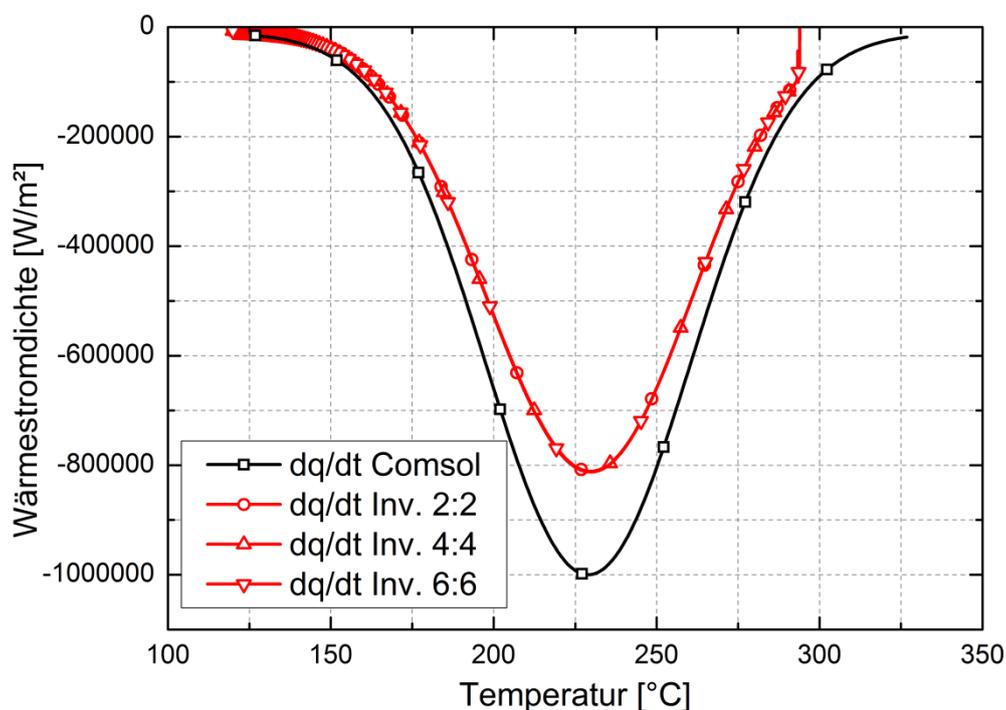


Abbildung 5. 17: Vergleich der Wärmestromdichten an ausgewählten Punkten von COMSOL und der inversen Routine

Die inverse Auswerterroutine bildet den Verlauf der in COMSOL implementierten Wärmestromdichte qualitativ ab, erreicht aber nicht den Maximalbetrag.

Um weitere Aussagen über die Ergebnisse der inversen Routine treffen zu können wurden Rechnungen zur Überprüfung mit der direkten Lösung des Wärmeleitproblems mit Hilfe von expliziten Differenzen in Matlab durchgeführt, welche Ausgangsdaten für die inverse Routine formulieren sollen. Als Anfangsbedingung wird eine Gaußtemperaturverteilung in  $x$ -Richtung mit der Gleichung

$$T = T_0 + \left( \frac{A}{w \sqrt{\frac{\pi}{2}}} \right) \cdot e^{-2 \left( \frac{x-x_c}{w} \right)^2} \quad (5-46)$$

mit

$$T_0 = 340, \quad x_c = 21, \quad w = 15 \quad \text{und} \quad A = 100 \quad (5-47)$$

angenommen. Dieses in der  $x$ - $y$ -Ebene  $41 \times 41$  große Temperaturfeld  $\mathcal{G}_{\text{Feld},i,j}$  soll der realen Temperaturverteilung des Bleches entsprechen, mit abfallender Tendenz im Bezug zur Verbindung mit den Kupferbacken. Die Abstände zwischen den Einzelpunkten betragen abermals  $2/9 \text{ mm}$ . Die Gaußtemperaturverteilung und das entstehende Ausgangstemperaturfeld zum Zeitpunkt  $t_0$  ist in **Abbildung 5.18** dargestellt.

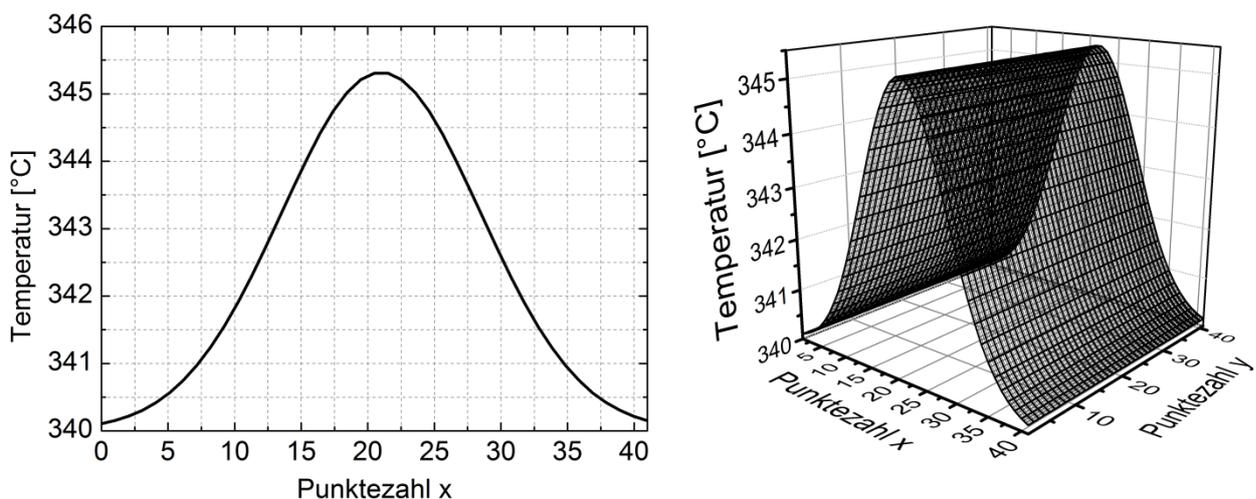


Abbildung 5. 18: Gaußverteilung der Temperatur in der  $x$ -Ebene und entstehendes Temperaturfeld

Als Randbedingungen wird für die beaufschlagte, feuchte Seite des Rechenmodells eine Wärmestromdichte in Abhängigkeit der Temperatur verwendet. Diese wurde mit Hilfe einer weiteren Gaußverteilung erstellt, siehe **Abbildung 5.19**. Einfache Rechteckfunktionen würden nur unstetige und sprunghafte Verläufe der Wärmestromdichte wiedergeben, was zu Fehlern in der Berechnungsroutine führen kann. Für die trockene Seite wird die bereits in Kapitel 4.1.2 in **Abbildung 4.5** ermittelte Verlustwärmestromdichte verwendet. In dieser

Überprüfungsrechnung wird keine Lackschicht implementiert. Als Anfangsbedingungen und Randbedingungen gelten:

$$g_{Blech,i,j,k}^1 = g_{Feld,i,j} \quad \text{für} \quad i = 1 \dots IE \quad j = 1 \dots JE \quad k = 1 \dots N \quad (5-48)$$

$$g_{Lack,i,j,k}^1 = g_{Feld,i,j} \quad \text{für} \quad i = 1 \dots IE \quad j = 1 \dots JE \quad k = 1 \dots N \quad (5-49)$$

$$g_{Trocken,i,j}^1 = g_{Feld,i,j} \quad \text{für} \quad i = 1 \dots IE \quad j = 1 \dots JE \quad (5-50)$$

$$g_{Feucht,i,j}^1 = g_{Feld,i,j} \quad \text{für} \quad i = 1 \dots IE \quad j = 1 \dots JE \quad (5-51)$$

$$\dot{q}_{Feucht,i,j}^l = \left( -20000 + \frac{-30000000}{50 \sqrt{\frac{\pi}{2}}} \right) \cdot \exp\left(-2 \left( \frac{g_{Feucht,i,j}^l - 300}{50} \right)^2\right)$$

für  $i = 1 \dots IE \quad j = 1 \dots JE \quad l = 1 \dots LE$  (5-52)

$$\dot{q}_{Trocken,i,j}^l = 1635,9667 + (-13,60757 \cdot g_{Trocken,i,j}^l) + 0,12113 \cdot g_{Trocken,i,j}^l{}^2$$

für  $i = 1 \dots IE \quad j = 1 \dots JE \quad l = 1 \dots LE$  (5-53)

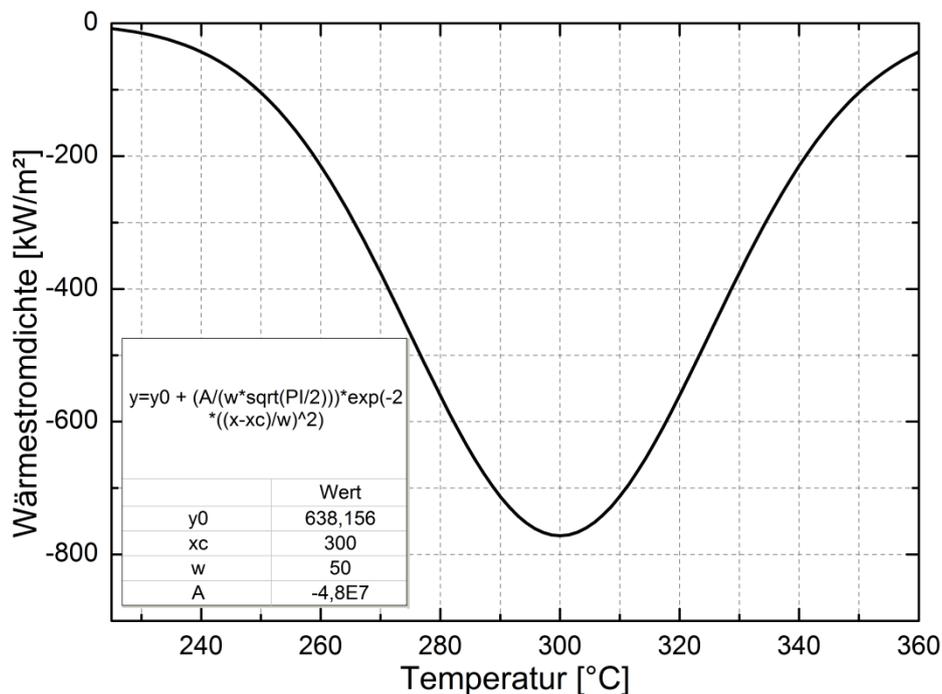


Abbildung 5. 19: Verwendete Wärmestromdichte der beaufschlagten Blechmodellseite

Bei dieser Rechnung gelten entsprechend der inversen Auswerteroutine die gleichen Definitionsbereiche und restlichen Randbedingungen.

Gerechnet wurde in der Routine mit  $9000\text{ Hz}$ , was einer Zeitschrittweite von  $\Delta t = 1/9000\text{ s}$  entspricht, für einem Zeitraum von  $3000$  Zeitschritten. Dadurch entfiel die ansonsten notwendige Interpolation in der inversen Auswertung. Als Vergleichsvariablen fungieren die Ausgangswerte und die errechneten Temperaturen der feuchten Seite sowie die vorgegebene und ermittelte Wärmestromdichte  $\dot{q}_{\text{Feucht},i,j}^l$ . Die Daten der invers berechneten Wärmestromdichten und Temperaturen werden an den Punkten (5:5 ○), (10:10 □) und (20:20 △) des Datenfeldes (Vergleich Abbildung 5.14) entnommen und sind als prozentuale Abweichung im Bezug zur Eingangswärmestromdichte und Temperatur ( $^{\circ}\text{C}$ ) der expliziten Direktrechnung in **Abbildung 5.20** dargestellt. Hierbei handelt es sich im Gegensatz zur COMSOL-Überprüfung um eine  $41 \times 41$  große Matrix.

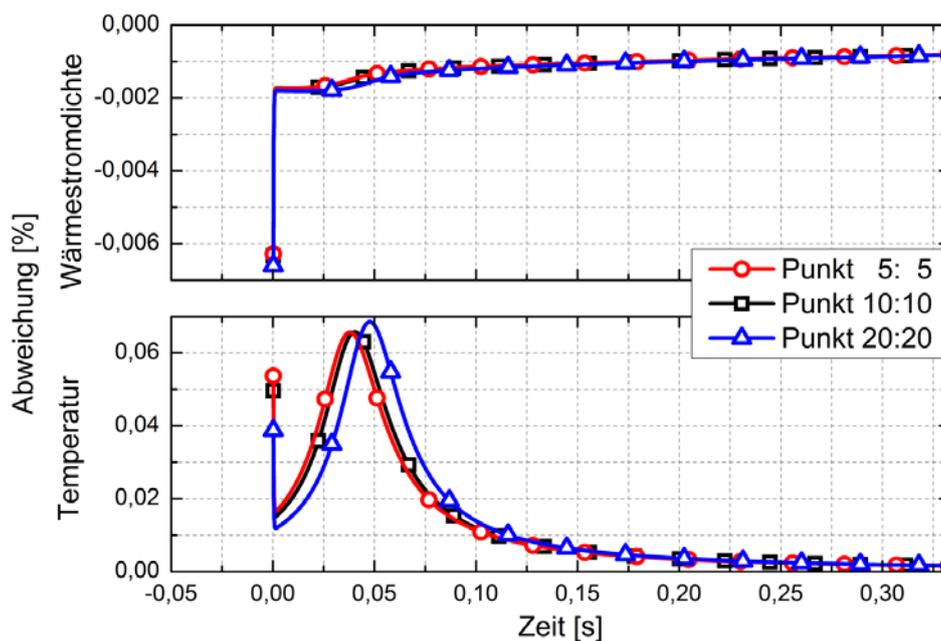


Abbildung 5. 20: Vergleich der Ergebnisse zwischen Direktrechnung und inverser Auswerteroutine

In den Ergebnissen sind nur sehr geringe Abweichungen, vor allem während des Beginns der Berechnung, festzustellen.

Anhand der erstellten Lösung des direkten Wärmeleitproblems lässt sich auch der Einfluss unterschiedlicher Ortsintervallanzahlen der inversen Auswerteroutine auf die Genauigkeit des Ergebnisses untersuchen.

Um Berechnungen mit größerer Ebenenanzahl durchführen zu können, muss die maximale Zeitschrittweite entsprechend der Stabilitätsbedingung (Gl. 5-15) angepasst werden. Für die verschiedenen Anzahlen ergeben sich unterschiedliche Schichtgrößen  $\Delta z$ , wobei aus der größten verwendeten Ebenenanzahl die kleinste Intervalllänge resultiert. Es wird das Stabilitätskriterium der größten Ebenenanzahl verwendet. Es werden für  $N = 3$ ,  $N = 5$  und  $N = 10$  Rechnungen der inversen Routine auf Grundlage der Ergebnisdaten der direkten expliziten Differenzlösung durchgeführt. Für die größte Ebenenanzahl  $N = 10$  ergibt sich das Stabilitätskriterium zu

$$\Delta t \leq 1,75121870568 \cdot 10^{-5} s \quad (5-57)$$

was einer Frequenz von  $f \geq 57103 Hz$  entspricht. Die Daten der expliziten Direktrechnung werden demnach auf  $f_{int} = 60000 Hz$  interpoliert und anschließend als Eingangsgrößen für die inverse Routine bereitgestellt. Die Ergebnisse der Wärmestromdichten der verschiedenen Ebenenanzahlen im Punkt 10:10 (Vgl. Abbildung 5.15) zeigt **Abbildung 5.21**. Diese werden hierbei auf den Ergebnisverlauf von  $N = 5$  bezogen, da dieser als Referenz in allen vorherigen Überprüfungsversuchen verwendet wurde.

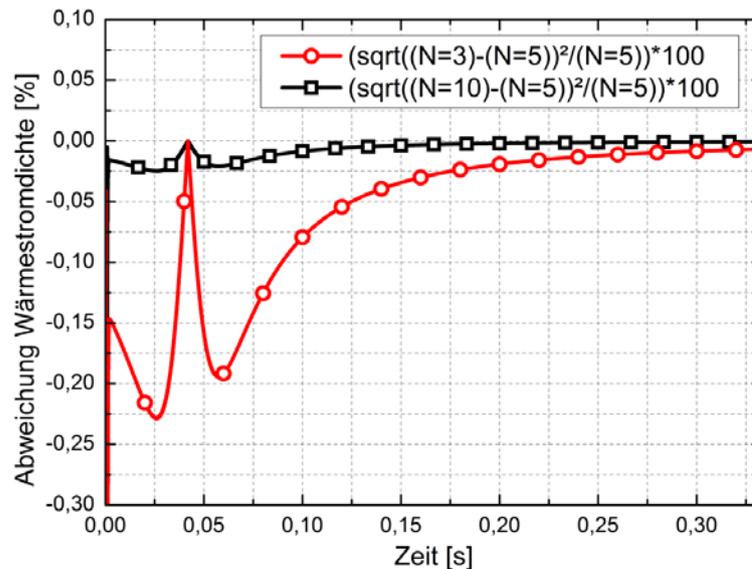


Abbildung 5. 21: Prozentuale Abweichung der Wärmestromdichte bei verschiedenen Ebenenanzahlen bezogen auf  $N = 5$

Die Abweichungen fallen grundsätzlich gering aus. Bei der Ebenenanzahl  $N = 3$  sind sie vor allem zu Beginn und im Bereich der maximalen Wärmestromdichte bis ca.  $0,1\text{ s}$  am größten. Zwischen den Ergebnissen der Ebenenanzahlen von  $N = 5$  und  $N = 10$  ergibt sich eine gute Übereinstimmung. Eine Verwendung von geringeren Intervalllängen  $\Delta z$ , also mehr Ebenen, würde eine starke Interpolation der Eingangsdaten voraussetzen und dadurch gegebenenfalls eine größere Beeinflussung der inversen Rechnung entstehen als die Genauigkeit zunimmt. Deshalb werden die Versuche mit einer Ebenenanzahl von  $N = 5$  durchgeführt.

Da dem inversen Modell vor allem die Verlustwärmestromdichte und die Temperatur an der Blechunterseite als Berechnungsgrundlage dient, muss nun die Routine auf Sensitivität im Bezug auf durch Messfehler bewirkte Schwankungen dieser Größen überprüft werden.

### 5.4.3 Sensitivitätsanalyse

Die Eingangsgrößen der inversen Auswerterroutine sind die Temperaturen der Blechunterseite und die entsprechenden Verlustwärmestromdichten. Die Temperaturen werden dabei infrarothermografisch erfasst. Die Verlustwärmestromdichte wird in Abhängigkeit der aufbereiteten gemessenen Werte für jeden Zeitpunkt durch eine Approximationsfunktion (vergleiche Abbildung 4.5) ermittelt  $\dot{q}_{Trocken,i,j}^l = f(g_{Trocken,i,j}^l)$ . Der Einfluss der Variation dieser Größe soll mit Hilfe einer Vergleichsrechnung bestimmt werden.

Die Vorgehensweise entspricht der im Kapitel 5.4.2 erläuterten COMSOL-Überprüfung, nur dass eine zweite Rechnung der inversen Auswerterroutine mit veränderter Verlustwärmestromdichtefunktion durchgeführt wird. Dabei wird der Absolutwert um  $\dot{q}_{Trocken,i,j}^l = +2000 \frac{W}{m^2}$  für die Rechnung verändert und anschließend werden die Ergebnisse für die invers berechnete Wärmestromdichte der "feuchten Seite" des Blechmodells verglichen. Die verwendete Funktion der Verlustwärmestromdichte der Blechunterseite und die Differenz der Ergebnisse der beiden invers ermittelten Wärmestromdichten sind in **Abbildung 5.22** beispielhaft für den Auswertepunkt 4:4 (Vergleich Abbildung 5.15) dargestellt.

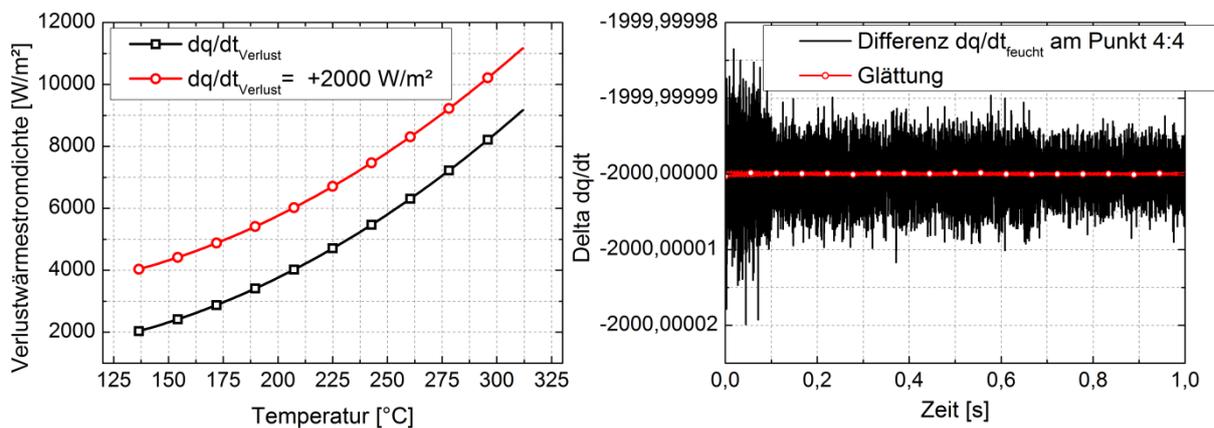


Abbildung 5. 22: Verwendete Funktionen der Verlustwärmestromdichten (links) und Differenz der Ergebnisse der resultierenden Wärmestromdichten (rechts)

Die inverse Routine berechnet die Wärmestromdichte der "feuchten Blechseite" entsprechend der Differenz der Verlustwärmestromdichte. Die dabei auftretenden Fluktuationen um den genauen Betrag sind gering und können vernachlässigt werden. Da die Wärmestromdichte der wasserbeaufschlagten Seite ein Vielfaches der Wärmestromdichte der trockenen Seite beträgt, ist der Einfluss vernachlässigbar.

Die Haupteingangsgröße der Routine ist die mit der Infrarotkamera gemessene Temperatur der Blechunterseite. Der nach Hersteller angegebene Messfehler beläuft sich auf  $\pm 1 \%$ . Um den Einfluss der fehlerhaften Temperatursignale zu überprüfen, werden zwei Rechnungen der inversen Routine mit den Eingangstemperaturen  $+3 K$  und  $-3 K$  auf Grundlage der COMSOL-Daten durchgeführt. Dies entspricht einem Fehler von  $1 \%$  bei  $300^{\circ}C$  Lacktemperatur. Die Resultate der Wärmestromdichte werden beispielhaft für den

Punkt 4:4 (Vergleich Abbildung 5.15) als prozentuale Abweichung bezogen auf die Ergebnisse der inversen Routine mit unveränderten Eingangsdaten aus COMSOL in **Abbildung 5.23** dargestellt.

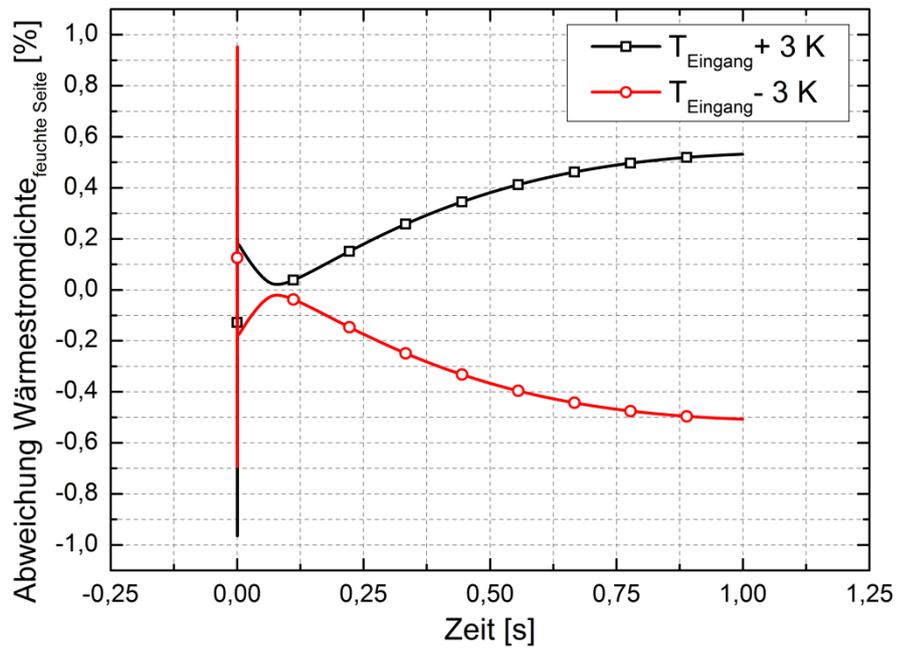


Abbildung 5. 23: Prozentuale Abweichung der Wärmestromdichte bei veränderten Eingangstemperaturen

Die Resultate zeigen einen geringen Fehler von unter 1% bezogen auf die Wärmestromdichte der feuchten Blechseite. Diese Ergebnisse können sich bei der Erhöhung der Schichtanzahl der Routine verändern. Bei den hier verwendeten 3 Schichten ist der Einfluss der variierten Verlustwärmestromdichte und der Temperaturen der Blechunterseite gering.

# 6. Versuchsplanung, Durchführung und Ergebnisse der Spraycharakterisierung

## 6.1 Spraycharakterisierung mittels Phasen-Doppler-Anemometrie

Die Phasen-Doppler-Anemometrie Messungen erfassen die Tropfendurchmesser und -geschwindigkeiten des Sprays des verwendeten Injektors. Hiermit lassen sich die Reproduzierbarkeit und mögliche, für die Kühlung sinnvolle, Parameterbereiche festlegen um sicherzustellen die Untersuchungen mit einem vollständig ausgebildetem Sprühstrahl durchzuführen. Die Spraycharakteristik beeinflusst den Wärmeübergang. Höhere Tropfenausprallgeschwindigkeiten bei konstanten Tropfendurchmessern können zu einem größeren Wärmeübergang führen. Im Vorfeld der PDA-Untersuchungen wurden Hochgeschwindigkeitsaufnahmen für die Ausrichtung bzw. Vorbereitung der Spraycharakterisierungsmessungen sowie zur optischen Spraybewertung durchgeführt. Nach der Beurteilung eines ausgerichteten und reproduzierbaren Sprays schlossen sich die im Folgenden beschriebenen Untersuchungen an.

Eine Messung mit dem PDA-System umfasst die Aufnahme mehrerer Injektionsvorgänge. Je nach eingestelltem Abbruchkriterium kann demnach die Messdauer für die Untersuchung eines Messpunktes variieren. Ein Messvorgang endet mit der Erfassung einer festgelegten Partikelanzahl. Die hier durchgeführten Aufnahmen detektieren in der Regel 20000 Tropfen je Kanal und Messpunkt und werden mehrmals durchgeführt. Für jede einzelne Injektion wird dabei eine bestimmte Aufnahmedauer festgelegt. Diese ist abhängig vom Messabstand zur Düsen Spitze und dem eingestelltem Injektionsdruck. Typischerweise beträgt die Aufnahmedauer je nach Betriebspunkt zwischen 10 und 20 ms. Außerdem wird an jedem Messtag ein Validationspunkt angefahren, erfasst und die Ergebnisse mit denen von vorhergehenden Tagen verglichen, um mögliche Fehltaufnahmen oder Änderungen am PDA-System auszuschließen. Die verwendete Zeitklassenbreite zur Berechnung von mittleren Größen ist in Kapitel 5.1 angegeben.

Die PDA-Aufnahmen werden entlang der ausgerichteten vertikalen Sprühstrahlachse in  $z = 100 \text{ mm}$ ,  $z = 150 \text{ mm}$ ,  $z = 200 \text{ mm}$  und  $z = 225 \text{ mm}$  Abstand vom Düsenmund durchgeführt, siehe **Abbildung 6.1**. Zusätzlich werden in  $y$ -Richtung die Messpunkte bis zu  $30 \text{ mm}$  verschoben. Der Abstand zwischen den Messpunkten in horizontaler Richtung beträgt dabei  $10 \text{ mm}$ . Die horizontalen Messpunkte sind aufgrund der Symmetrie des Sprühstrahls nur einseitig untersucht. Auf den mit den Buchstaben A, B, C, D, E und F gekennzeichneten Messpunkten liegt das Hauptaugenmerk, daher sind sie von speziellem Interesse. Die vertikalen Abstände sind relativ breit gefächert gewählt, da aufgrund des hohen Injektionsdruckes durchaus längere Distanzen zwischen Injektor und Kühlkörper überwindbar sind und damit die beaufschlagte Fläche vergrößert werden kann. Außerdem sollen die PDA-Untersuchungen auch Aufschluss über mögliche Parameter-Einsatz-Grenzen bringen. So kann es sein, dass sich gegebenenfalls nach bestimmten Distanzen kein richtiges Strahlbild mehr erkennen lässt bzw. in manchen horizontalen Messpunkten keine Detektion von Tropfen mehr stattfindet, da dort das Spray nicht mehr vorhanden oder zu dicht vorliegt. Grundsätzlich wurden die zu untersuchenden Messpunkte so gewählt, dass sie die möglichen Koordinaten des zu kühlenden Bleches in den Wärmeübergangsuntersuchungen darstellen. Die Definitionen der gemessenen Geschwindigkeitsvektoren sowie deren Resultierende sind in **Abbildung 6.1** rechts dargestellt.

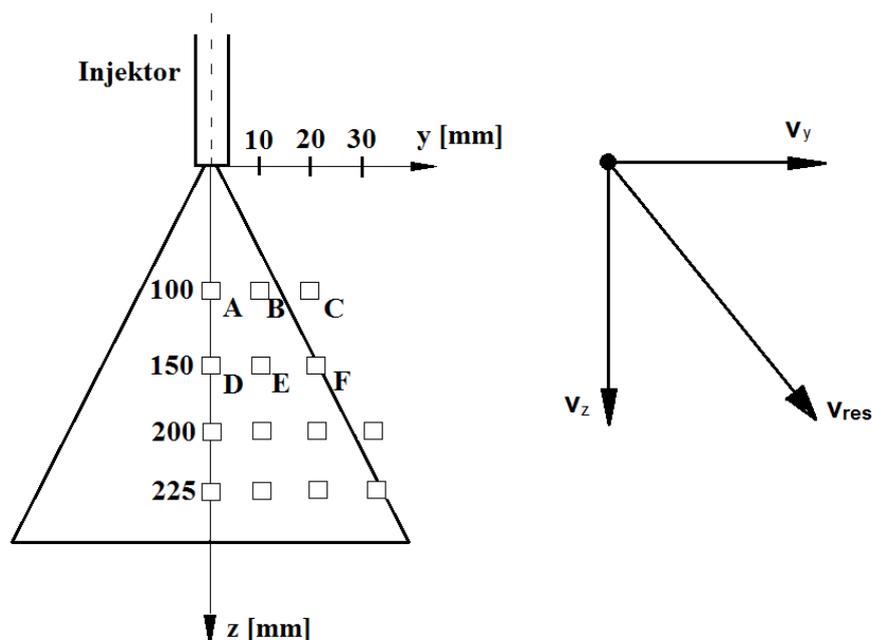


Abbildung 6. 1: Messpunktmatrix für PDA-Untersuchungen (links) und Definierung der Geschwindigkeitsvektoren (rechts)

Aus den festgelegten Messpunkten entsteht eine Messpunktmatrix, welche in **Tabelle 6.1** dargestellt ist. Neben der Distanz zwischen Düsenmund und Messvolumen  $A$  sowie der horizontalen Verschiebung  $\Delta y$  werden noch der Injektionsdruck  $p$  ( $50 \text{ bar}$ ;  $100 \text{ bar}$ ;  $200 \text{ bar}$ ), die Injektionsdauer  $t_{inj}$  ( $0,625 \text{ ms}$ ;  $1,25 \text{ ms}$ ;  $2,5 \text{ ms}$ ;  $5 \text{ ms}$ ) und die Injektionsfrequenz  $f$  variiert. Manche Punkte der sich ergebenden Messpunktmatrix wurden dabei nicht berücksichtigt, da an diesen Positionen im Verlaufe von Voruntersuchungen kaum Tropfen detektiert werden konnten und dort demzufolge kein vollständig ausgebildetes Spray vorlag.

Tabelle 6.1: Parametereinstellungen für die Untersuchungen mit dem PDA-System

$\Delta y$ [mm]		0				10				20				30			
$t_{inj}$ [ms]		5	2,5	1,25	0,625	5	2,5	1,25	0,625	5	2,5	1,25	0,625	5	2,5	1,25	0,625
$p$ [bar]	$A$ [mm]																
50	100	○	○	○		○	○	○		○	○						
	150	○	○			○	○			○	○						
100	100	○	○	○	○	○	○	○		○	○	○					
	150	○	○	○		○	○	○		○	○	○					
	200	○	○			○	○			○	○			○			
	225	○	○			○	○			○				○			
200	100	○	○		○	○			○	○			○				
	150	○	○		○					○			○				
	200	○	○		○					○			○	○			○
	225	○			○					○			○	○			○

### 6.1.1 Experimentelle Bestimmung der Betriebsparametergrenzen

Im Verlauf der Durchführung der Messungen kristallisierten sich Grenzen der möglichen Spraydetektion heraus. Um sicherzustellen, dass mit einem voll ausgebildeten Sprühstrahl gearbeitet wird, werden Messungen zur Feststellung der Parametergrenzen Abstand  $A$ , Druck  $p$  und Injektionsdauer  $t_{inj}$  durchgeführt. Die verschiedenen Injektionsdauern werden bei einem Einspritzdruck von  $p = 100 \text{ bar}$  im Messpunkt A miteinander verglichen. **Abbildung 6.2** zeigt die Verläufe der gemittelten Durchmesser  $d_{10}$  und resultierenden Geschwindigkeiten  $v_{res}$ .

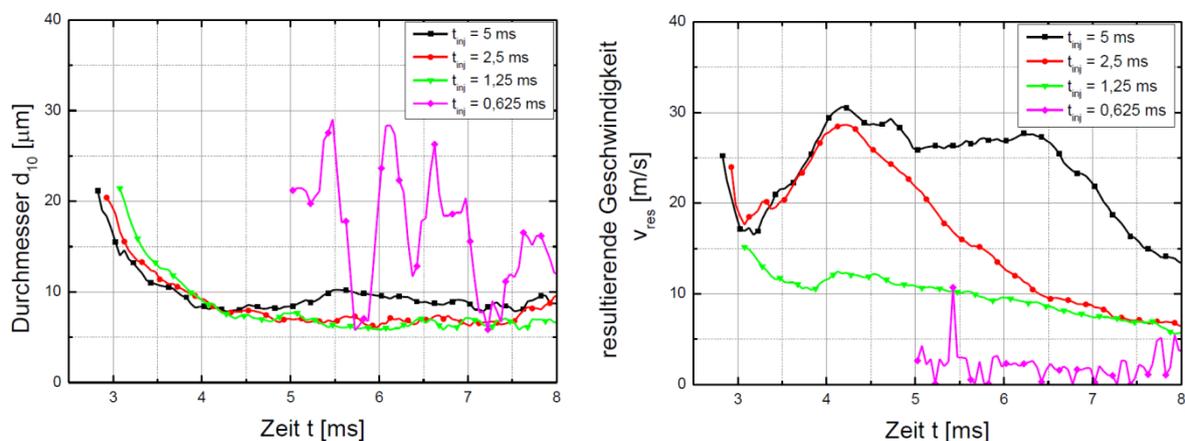


Abbildung 6. 2: Vergleich der Injektionsdauern  $t_{inj} = 5/2,5/1,25/0,625 \text{ ms}$  bei  $p = 100 \text{ bar}$  im Messpunkt A

Anhand der erhaltenen Daten ist ersichtlich, dass die geringe Injektionsdauer  $t_{inj} = 0,625 \text{ ms}$  kein voll ausgebildetes Spraybild in  $100 \text{ mm}$  Entfernung zur Düse mehr ausbildet. Die Ergebnisse für die mittleren Durchmesser der weiteren Injektionsdauern zeigen einen ähnlichen Durchmesser-Zeit-Verlauf und weisen kaum Unterschiede auf. Es liegt ein Spray vor, das im Vergleich zu Fest-Santini [72] deutlich kleinere, feinere Tropfen aufweist. Die resultierenden Geschwindigkeiten steigen mit zunehmender Injektionsdauer. Die untere Grenze der Ansteuerungsdauer des Injektors wird somit auf mindestens  $1,25 \text{ ms}$  für die Distanz von  $100 \text{ mm}$  begrenzt. Mit der Vergrößerung des Abstandes zwischen Messvolumen und Düse von  $100 \text{ mm}$  auf  $150 \text{ mm}$  ist ein ähnlicher Effekt bei der Injektionsdauer von  $t_{inj} = 1,25 \text{ ms}$  möglich und zu überprüfen. In **Abbildung 6.3** werden die Verläufe der gemittelten Durchmesser der unterschiedlichen Injektionsdauern im Messpunkt D bei einem Druck von  $100 \text{ bar}$  verglichen. Deutlich wird der stark schwankende Verlauf bei  $1,25 \text{ ms}$

Injektionsdauer, was auf ein nicht mehr vollständig ausgebildetes Spray am Messvolumen zurückzuführen ist. Demnach bestätigt sich die Begrenzung der Injektionsdauer für  $t_{inj} = 2,5 \text{ ms}$  ab der Distanz  $A = 150 \text{ mm}$ .

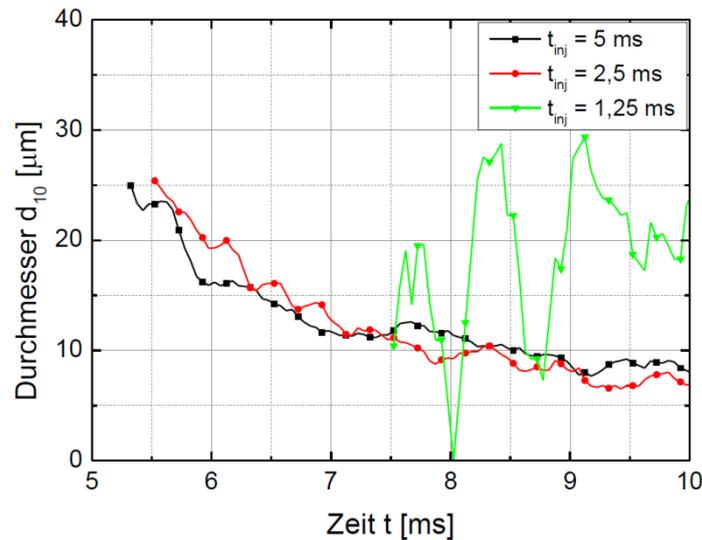


Abbildung 6. 3: Vergleich der Injektionsdauern  $t_{inj} = 5/2,5/1,25 \text{ ms}$  bei  $p = 100 \text{ bar}$  im Messpunkt D

Aufgrund der eingeschränkten Spraydetektion bei bestimmten Parametereinstellungen, wie etwa eine große Distanz und eine geringe Injektionsdauer, werden vor allem die Injektionsdauern  $2,5/5 \text{ ms}$  und die Abstände  $100/150/200 \text{ mm}$  untersucht.

### 6.1.2 Tropfendurchmesser und Tropfengeschwindigkeit

Während der Untersuchung werden Versuche mit unterschiedlichen Injektionsdauern und Frequenzen, aber gleichen Tastgraden durchgeführt. Im Rahmen der Spraycharakterisierung soll nun die Frequenzunabhängigkeit der Sprayeigenschaften überprüft werden. Bei den Phasen-Doppler-Aufnahmen werden aufeinanderfolgende Einzeleinspritzungen detektiert, so dass die Aufnahmezeit zusammen mit der Injektionsfrequenz variiert wird. In **Abbildung 6.4** ist die Unabhängigkeit der Sprayparameter am Beispiel der gemittelten Tropfendurchmesser  $d_{10}$  für die Distanz  $A = 100 \text{ mm}$ , den Einspritzdruck  $p = 50 \text{ bar}$  und die Injektionsdauer  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$  dargestellt. Die Messdauer der

jeweiligen Injektionen beträgt entsprechend der Skalierung des Diagramms  $15\text{ ms}$ . Der Versuch wurde mehrmals mit dem gleichen qualitativen Ergebnis durchgeführt. Dargestellt ist das Ergebnis eines Einzelversuches.

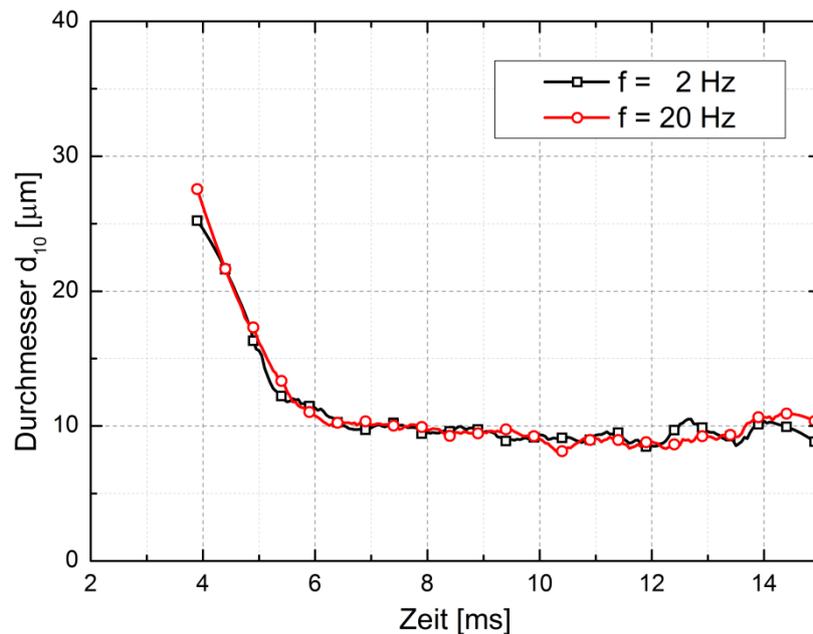


Abbildung 6. 4: Mittlerer Durchmesservergleich mit  $A = 100\text{ mm}$ ,  $p = 50\text{ bar}$ ,  $t_{inj} = 5\text{ ms}$  bei unterschiedlichen Frequenzen

Deutlich ersichtlich ist die Frequenzunabhängigkeit der Tropfenparameter. Insgesamt bestätigen die Messungen die Ergebnisse von Fest [72] und es ist möglich, in den Versuchen die Frequenz der Injektionen zu verändern ohne Einfluss auf die Spraycharakteristik zu nehmen. Andere Steuerparameter dieser Untersuchungen können jedoch das Spraybild verändern und werden daher genauer untersucht.

Für die wesentliche Charakterisierung der Tropfenparameter sind vor allem der Einspritzdruck und der Abstand des Messpunktes zur Düse verantwortlich. Mit steigendem Druck werden kleinere Tropfendurchmesser mit größeren Geschwindigkeiten erwartet. Durch die Erhöhung der Detektionsdistanz können Kollisionsprozesse der Tropfen im Spray und die Abbremsung durch den Luftwiderstand länger wirken und somit die Tropfeneigenschaften verändern. Eine weitere Einflussgröße ist die Injektionsdauer, die im Verlaufe der Untersuchungen variiert wurde. In **Abbildung 6.5** sind die Durchmesserverteilungen unterschiedlicher Abstände und Injektionsdauern bei einem Einspritzdruck von  $p = 100\text{ bar}$

dargestellt. Die Messungen wurden im Sprühstrahlzentrum durchgeführt. Eine Klassenbreite beträgt  $1 \mu\text{m}$ . Für die dargestellte Dichteverteilung sind die pro Klasse ermittelten Dichten normiert über den Klassenmittelpunkt aufgetragen. Die kurze Injektionsdauer führt zu einer größeren Anzahl kleinerer Tropfendurchmessern. Bei einer Vergrößerung der Distanz zwischen Düse und Messvolumen werden tendenziell weniger kleine Durchmesser detektiert.

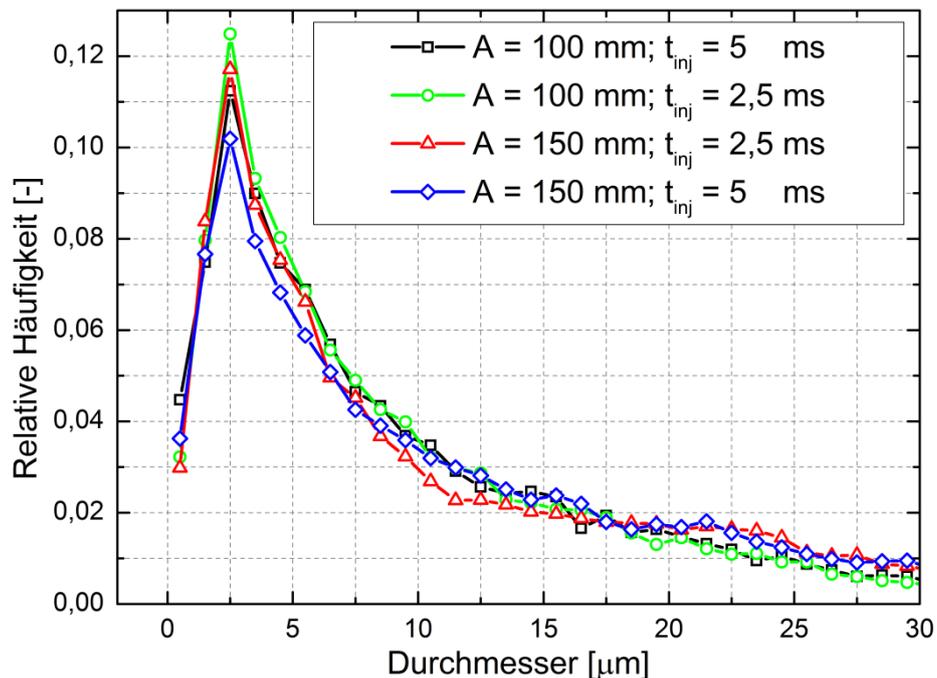


Abbildung 6. 5: Vergleich der Durchmesserverteilungen unterschiedlicher Injektionsdauern und Abstände

Entsprechend der Durchmesserverteilungen wurden simultan die Geschwindigkeiten der einzelnen Versuche bestimmt. Es handelt sich hierbei um die axiale Geschwindigkeitskomponente gemessen im Sprühstrahlzentrum. Die Anzahldichteverteilungen sind in **Abbildung 6.6** dargestellt.

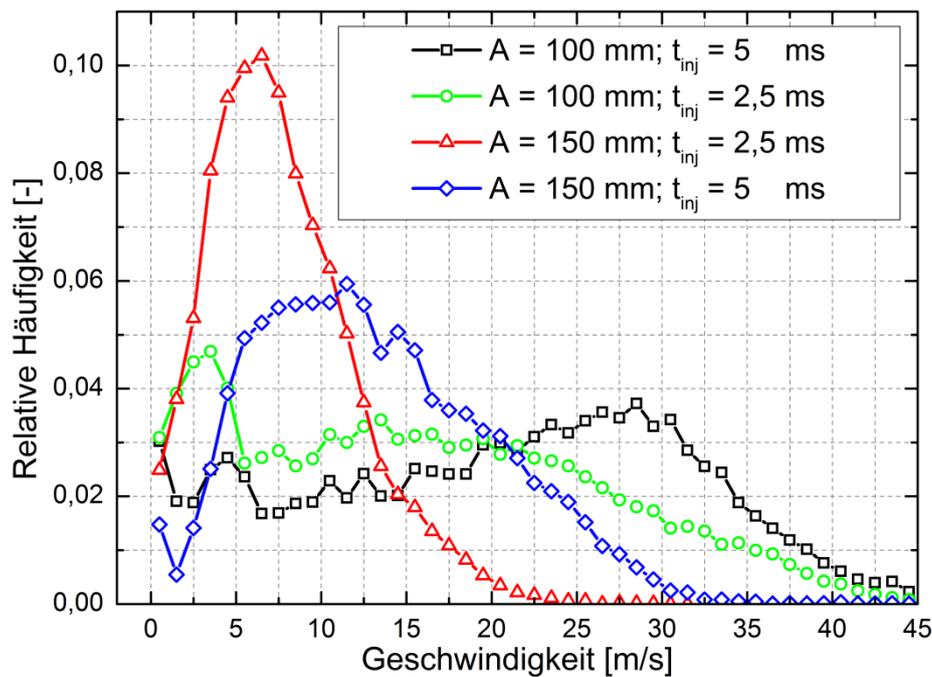


Abbildung 6. 6: Vergleich der Geschwindigkeitsverteilungen unterschiedlicher Injektionsdauern und Abstände

Die Klassenbreite beträgt  $1 \text{ m/s}$  und ist jeweils in der Mitte dieser abgebildet. Bei größeren Distanzen zur Düse nehmen die Geschwindigkeiten stark ab. Ebenfalls werden durch die Injektionsdauer die Tropfengeschwindigkeiten beeinflusst. So nehmen die detektierten Axialgeschwindigkeiten mit kürzerer Injektionsdauer ab. Dies wird bei beiden hier untersuchten Abständen registriert. Demnach erhält man die größten Geschwindigkeiten bei geringem Abstand und langer Injektionsdauer. Der Einfluss des Injektionsdruckes blieb in den bisher untersuchten Messungen unbetrachtet und wird separat untersucht. Hierfür wird in einem Messpunkt der Düsenvordruck im Verhältnis  $1:2$  variiert. **Abbildung 6.7** zeigt die Durchmesser- und Geschwindigkeitsverteilung mit einem Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$  und einer Injektionsdauer von  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$ . Wie erwartet treten mehr geringere Durchmesser bei einem größeren Injektionsdruck auf. Noch deutlichere Unterschiede sind bei den detektierten Axialgeschwindigkeiten zu erkennen. Bei einer Halbierung des Druckes werden kaum noch Geschwindigkeiten über  $20 \text{ m/s}$  erfasst und der Großteil der Partikel liegen zwischen  $5$  und  $15 \text{ m/s}$ . Bei einem Einspritzdruck von  $100 \text{ bar}$  ist die Bandbreite an auftretenden Geschwindigkeiten breiter und der Großteil ist schneller als  $15 \text{ m/s}$ .

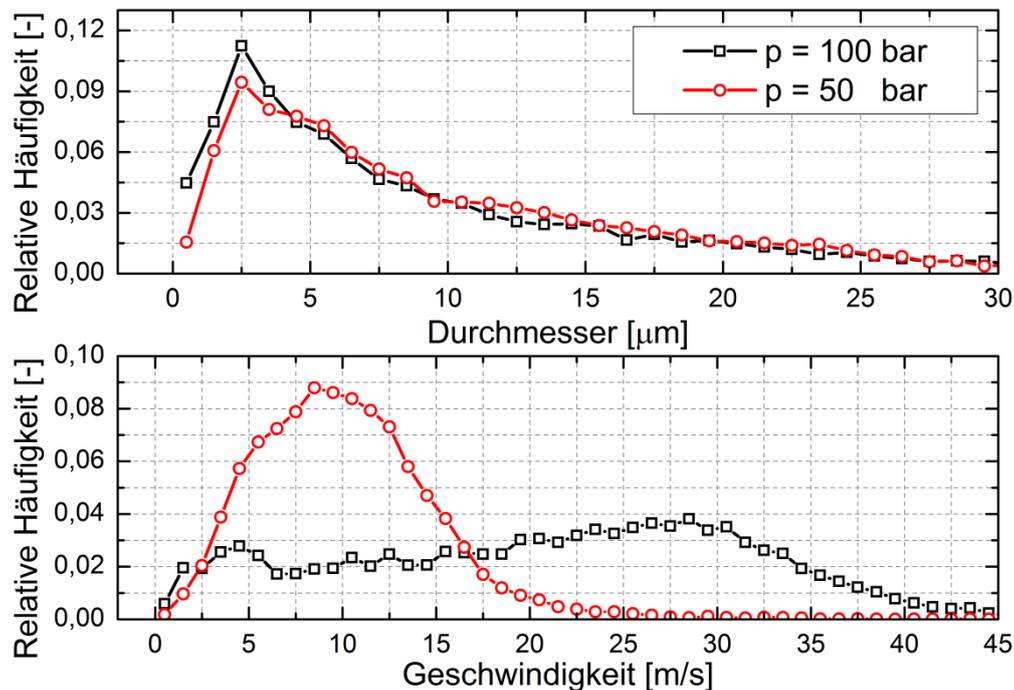


Abbildung 6. 7: Vergleich der Durchmesser- und Geschwindigkeitsverteilung für unterschiedliche Injektionsdrücke

Zur Beurteilung der Reproduzierbarkeit des Injektorsprays werden die über der gesamten Messdauer eines Messpunktes gemittelten Tropfendurchmesser und -geschwindigkeiten miteinander verglichen. In **Abbildung 6.8** sind die Durchmesser  $D_{10}$  und  $D_{32}$  über die verschiedenen Messpunkte dargestellt. Alle abgebildeten Versuche wurden mit einer Injektionsdauer von  $5\text{ ms}$  durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen bei der Variation des Abstandes und des Injektionsdrucks eine gute Reproduzierbarkeit der Durchmesser. Lediglich der Messpunkt in  $150\text{ mm}$  Distanz und  $50\text{ bar}$  Einspritzdruck weicht mit höheren Werten von den restlichen Punkten ab. Die gestrichelten Linien stellen jeweils die mittleren Werte aus den untersuchten Messpunkten (ohne Berücksichtigung des Punktes  $A = 150\text{ mm}; p = 50\text{ bar}$ ) dar. In **Abbildung 6.9** werden die Tropfengeschwindigkeiten in Abhängigkeit der verschiedenen Abstände und Injektionsdrücke dargestellt. Zu erkennen ist, dass der Einfluss des Injektionsdruckes mit zunehmender Distanz zwischen Düse und Messvolumen abnimmt. In einem relativ nahen Abstand von  $100\text{ mm}$  nimmt die Tropfengeschwindigkeit mit ansteigendem Druck deutlich zu. Dieser Effekt ist bei  $150\text{ mm}$  Abstand geringer und bei  $200\text{ mm}$  fast nicht mehr erkennbar.

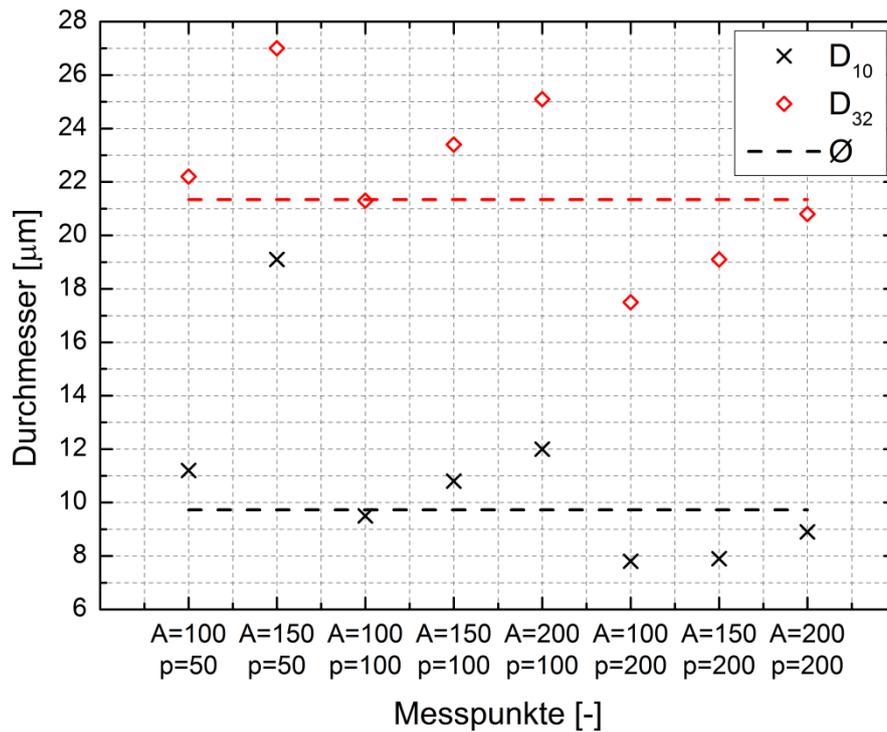


Abbildung 6. 8: Mittlere Durchmesser verschiedener Parametervariationen

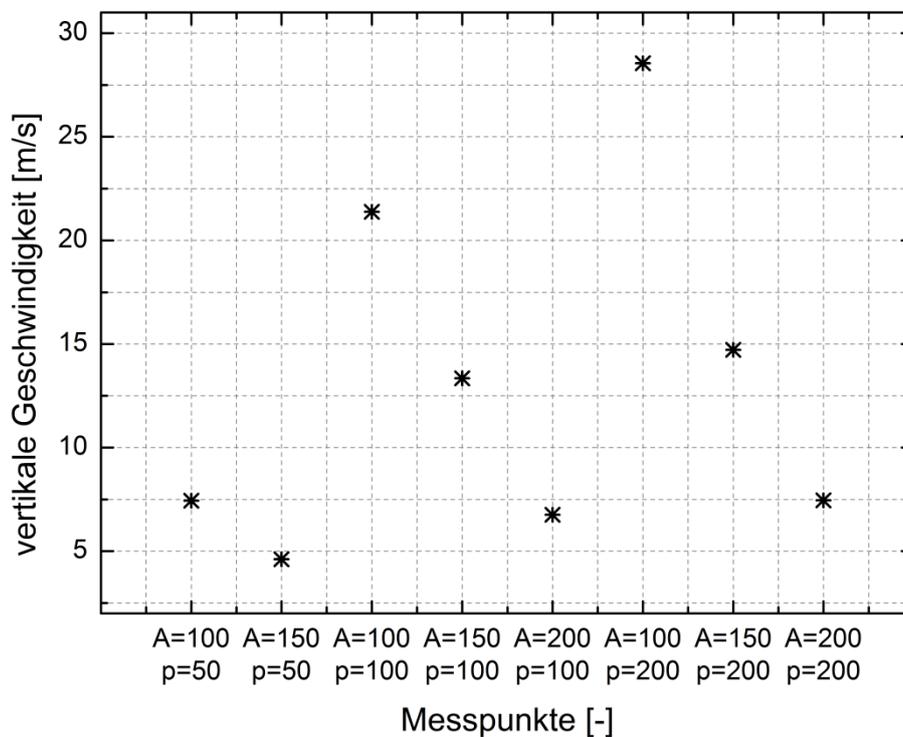


Abbildung 6. 9: Mittlere vertikale Geschwindigkeit verschiedener Parametervariationen

Insgesamt besitzt der verwendete Injektor ein reproduzierbares Spray. Durch die große einstellbare Druckbandbreite sind verschiedene Tropfengeschwindigkeiten einstellbar, ohne

eine merkliche Veränderung der Tropfendurchmesser. Neben dem Einfluss der Steuerparameter ist damit weiter zu untersuchen, ob mit größeren Tropfen- bzw. Tropfenaufprallgeschwindigkeiten höhere Wärmeströme abführbar sind. Nach der Abklärung der Tropfengrößen- und Geschwindigkeitsverteilungen des verwendeten Sprays wird nun die Massenbeaufschlagungsdichte erfasst. Diese Größe wird mit Hilfe von Patternormessungen bestimmt.

## 6.2 Spraycharakterisierung mittels Patternator

Der verwendete Elementpatternator besteht aus 80 Einzelsegmenten und wird in den entsprechenden Abständen unterhalb des ausgerichteten Injektors platziert. Eine Messung besteht dabei aus einer Reihe von Arbeitsabläufen. Zunächst muss sichergestellt werden, dass sich keine Rückstände innerhalb der einzelnen Segmente befinden. Aus diesem Grund wird jedes Element mit Druckluft ausgeblasen und mit Wattestäbchen gereinigt. Anschließend werden die Sammelbehälter einzeln leer gewogen. Nach der Leerwiegung werden die einzelnen Segmente zusammengesetzt, verschraubt und in einer Aufnahmevorrichtung platziert, welche ebenfalls den Patternator befestigt. Die Vorrichtung ist an einer 3D-Traversiereinheit befestigt und damit sind alle gewünschten Messbereiche ansteuerbar. Die Variation der Einstellparameter ist in **Tabelle 6.2** zusammengefasst.

Tabelle 6.2: Parameter der Patternormessungen

Abstand A [mm]	Druck p [bar]	Injektionsdauer $t_{inj}$ [ms]	Einspritzfrequenz f [Hz]	Tastgrad DC [%]
100	50	1,25	5	2,5
150	100	2,5	10	5
200		5	20	

Nach einem Messdurchgang, der entsprechend den jeweils eingestellten Werten des Drucks und Tastgrades unterschiedlich lange andauert, werden die Elemente demontiert und anschließend gewogen. Aus der Differenz des Leer- und Vollgewichtes der Segmente ergibt sich die jeweilige aufgefangene Wassermasse. Hiernach werden die Aufnahmebehälter wieder mit Druckluft ausgeblasen und gereinigt, wonach der nächste Messzyklus beginnen kann. Aus der detektierten Wassermasse, den geometrischen Abmessungen der Elemente und der

Messdauer kann die lokale Massenbeaufschlagungsdichte entsprechend der Gleichung (2-10) ermittelt werden.

Da diese Form des Patternators eine Neukonstruktion darstellt und noch keine weiteren Erfahrungen gemacht werden konnten, stellte sich die Frage der Reproduzierbarkeit der detektierten Ergebnisse. Um sicherzustellen, reproduzierbare Aufnahmen zu realisieren, wurden alle Messungen mehrmals durchgeführt. In **Abbildung 6.10** sind 3 unterschiedliche Messungen mit den gleichen Parametereinstellungen dargestellt. Hierbei handelt es sich um einen Versuch im Abstand von  $100\text{ mm}$  mit einem Einspritzdruck von  $50\text{ bar}$ , einer Injektionsdauer von  $1,25\text{ ms}$  und einer Injektionsfrequenz von  $20\text{ Hz}$ . Die Verteilung der Massenbeaufschlagungsdichte ist bei allen drei Einzelversuchen untereinander fast identisch. Anhand des Vergleiches der detektierten Gesamtwassermasse lassen sich nur geringfügige Unterschiede erkennen. Die Standardabweichung beträgt  $\sigma \approx 0,143$  und beträgt somit bei einem Absolutwert von ca.  $6\text{ g}$  weniger als  $2,5\%$ . Laut Herstellerangaben beläuft sich die dynamische Strömungstoleranz der Düse bei einer Einspritzdauer von  $t_{inj} = 1,5\text{ ms}$  auf  $\pm 6\%$ . Somit können mit dem hier verwendeten Patternatorsystem sehr gut reproduzierbare Ergebnisse erzielt werden.

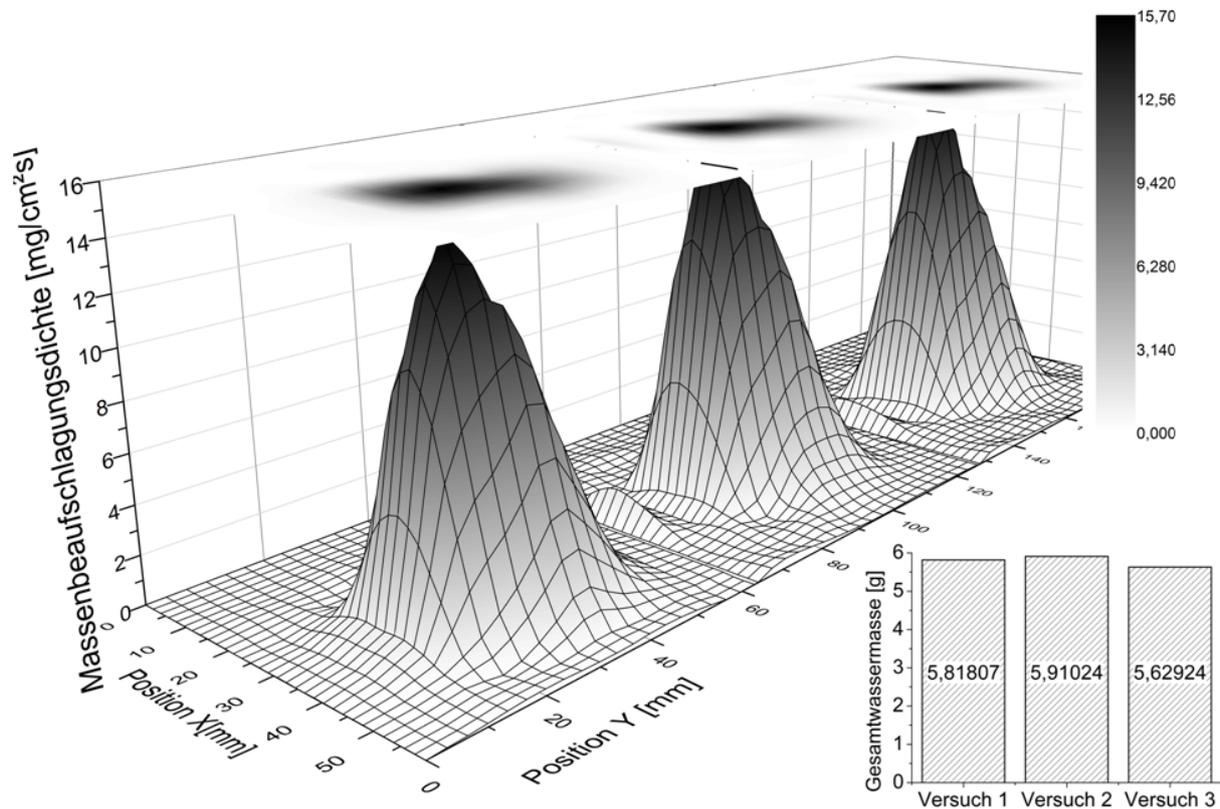


Abbildung 6. 10: Reproduzierbarkeit der Einzelmessungen am Patternator

Weitere Untersuchungen bezüglich der Massenbeaufschlagungsdichte werden bei konstantem Tastgrad durchgeführt. Wird die Injektionsfrequenz verdoppelt, bei gleichzeitiger Halbierung der Injektionszeit, bleibt der Tastgrad konstant. Die Massenbeaufschlagungsdichte wird maßgeblich vom Tastgrad beeinflusst und sollte somit nur geringe Änderungen aufweisen. In **Abbildung 6.11** ist der Vergleich von Massenbeaufschlagungsdichten und der detektierten Gesamtwassermasse im Abstand  $A = 100 \text{ mm}$  mit dem Einspritzdruck  $p = 100 \text{ bar}$  und dem Tastgrad  $DC = 2,5 \%$  dargestellt. Bei der Betrachtung der lokalen Verteilung der Beaufschlagungsdichte und der Wassermasse weisen die Injektionsdauern von  $5 \text{ ms}$  und  $2,5 \text{ ms}$  kaum Unterschiede auf. Die kurze Injektionsdauer  $t_{inj} = 1,25 \text{ ms}$  zeigt geringere Maximalwerte, aber eine breitere Verteilung der Beaufschlagung. Die Gesamtwassermasse weicht infolgedessen nur geringfügig von den beiden anderen Versuchen ab. Demnach kann es durch Änderung der Einspritzparameter bei konstantem Tastgrad in großen Abständen zu Änderungen in der lokal detektierten Wassermenge kommen.

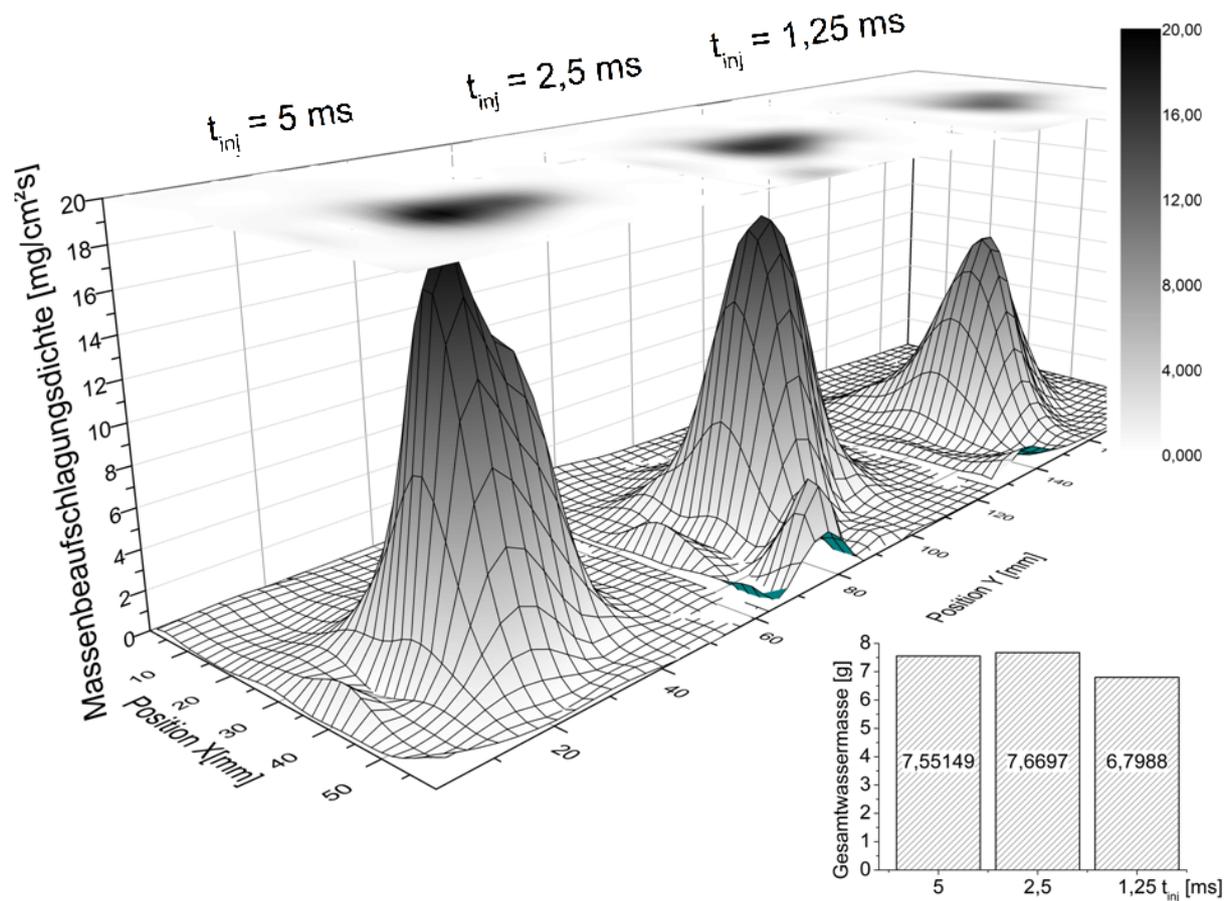


Abbildung 6. 11: Vergleich der Massenbeaufschlagungsdichte und detektierter Gesamtwassermasse bei konstantem Tastgrad  $DC = 2,5 \%$

Eine weitere mögliche Beeinflussung der detektierten Verteilung der Massenbeaufschlagung stellt die Variation des Einspritzdruckes des Injektors dar. Eine Erhöhung führt zu einer größeren Durchflussrate. Um zu überprüfen, ob eine Druckänderung das Strahlbild ändert, wurde der Düsenvordruck variiert. In **Abbildung 6.12** sind die Massenbeaufschlagungsdichten im Abstand von  $100 \text{ mm}$ , der Injektionsdauer von  $5 \text{ ms}$  und der Injektionsfrequenz von  $5 \text{ Hz}$  bei einem Druck von  $50$  und  $100 \text{ bar}$  dargestellt.

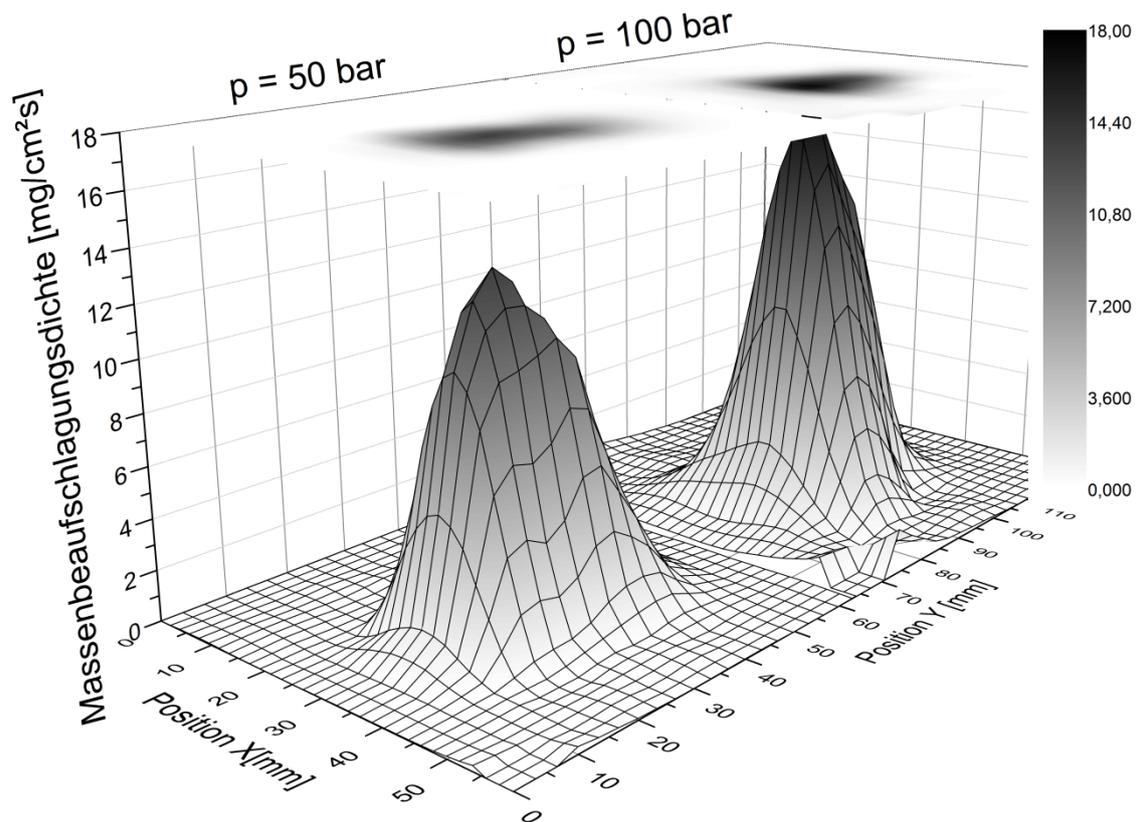


Abbildung 6. 12: Vergleich der Beaufschlagungsdichte bei unterschiedlichen Drücken für einen Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$ , einer Injektionsdauer von  $5 \text{ ms}$  und der Injektionsfrequenz von  $5 \text{ Hz}$

Die Massenbeaufschlagungsdichte ist erwartungsgemäß größer bei einem höheren Injektionsdruck. Das auftreffende Strahlbild ändert sich nur geringfügig. Die Verteilung der beaufschlagten Masse weist bei dem höheren Injektionsdruck eine leicht lokal fokussiertere Auftrefffläche bei größerer detektierter Wassermasse auf. Es konnte ein lokal und transient reproduzierbarer Einzelstrahl des Injektors nachgewiesen werden. Dies ist für die folgenden infrarotthermografischen Messungen von großer Bedeutung, da eine örtlich begrenzte Fläche des Bleches ausgewertet wird.

Die Patternatoruntersuchungen dienen als Grundlage für die Analyse des Wärmeübergangs, der wesentlich durch die Verteilung der Massenbeaufschlagungsdichte bestimmt wird. Um die für jede Parametervariation gesammelten Daten auf deren Einflüsse zu untersuchen, werden in **Abbildung 6.13** exemplarisch die maximalen detektierten Massenbeaufschlagungsdichten miteinander verglichen. Diese lassen auch qualitative Aussagen über die relative Spraymassenverteilung zu.

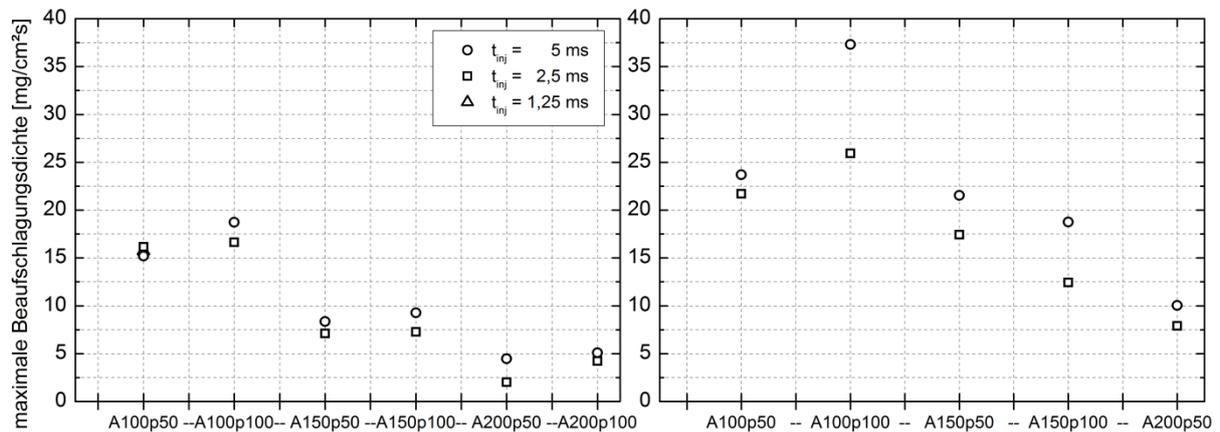


Abbildung 6. 13: Maximale gemessene Massenbeaufschlagungsdichte verschiedener Parametervariationen für die Tastgrade  $DC = 2,5 \%$  links und  $DC = 5 \%$  rechts

Mit zunehmendem Abstand zwischen Düse und Patternator nehmen die lokalen maximalen Massenbeaufschlagungsdichten ab. Der Einfluss der Injektionsdauer bei  $DC = const.$  ist gering. Eine kürzerer Impuls weist aber tendenziell niedrigere Maxima der Beaufschlagungsdichte auf. Der Einfluss des Injektionsdruckes hängt zusätzlich vom verwendeten Tastgrad und Abstand ab. Die sinkende Beaufschlagungsdichte bei steigendem Druck in einem Abstand von  $A = 150 \text{ mm}$  mit einem Tastgrad von  $DC = 5 \%$  ist mit einer möglichen geringen Zunahme des Strahlwinkels und einer daraus resultierenden größeren Benetzungsfläche zu begründen.

Die ermittelten lokalen Massenbeaufschlagungsdichten dienen als Grundlage für die Auswertung der Wärmeübergangsuntersuchungen und werden mit den Ergebnissen der infrarotthermografischen Messungen korreliert. Die genaue Darstellung und Erläuterung zu diesem Vorgehen wird in Kapitel 7.5.1 gegeben.

## 7. Durchführung und Ergebnisse der Messungen zum Wärmeübergang

Eine Messung mit dem verwendeten Infrarot-Versuchsstand, siehe Kapitel 4.1.1, umfasst den gesamten Abkühlverlauf ausgehend von einer Starttemperatur im Filmsiedebereich bis zum Erreichen des konvektiven Wärmeübergangs. Die Infrarotkamera wird dabei gleichzeitig mit der Injektoransteuerung getriggert und beendet die Aufnahme nach einer festgelegten Bildanzahl. Die Aufnahmefrequenz beträgt  $800\text{ Hz}$  und wird im Quarteframemodus durchgeführt. Da nur eine senkrecht ausgerichtete Spraykeule auf das Testblech auftrifft und untersucht wird, umfasst dieser Bildausschnitt den gesamten Sprayaufprall. Eine Aufnahme kann je nach eingestelltem Injektionsdruck, Tastgrad und Abstand zwischen Düse und Kühlgut zeitlich variieren. Typischerweise beläuft sich ein Abkühlverlauf auf zwei bis drei Sekunden. Die entstehenden  $160 \times 128$  Pixel großen Infrarotbilder werden als .txt-Files exportiert und anschließend weiter verarbeitet (siehe Kapitel 5.2). Die Infrarotuntersuchungen werden mit der bereits vorgestellten Parametervariation des Injektionsdruckes ( $50\text{ bar}$ ;  $100\text{ bar}$ ), der Injektionsdauer ( $1,25\text{ ms}$ ;  $2,5\text{ ms}$ ;  $5\text{ ms}$ ) und der Injektionsfrequenz ( $5\text{ Hz}$ ;  $10\text{ Hz}$ ;  $20\text{ Hz}$ ) entlang der ausgerichteten vertikalen Sprühstrahlachse in  $z = 100\text{ mm}$ ,  $z = 150\text{ mm}$  und  $z = 200\text{ mm}$  Abstand zwischen Düsenmund und Testblech durchgeführt.

Von Interesse ist auf der einen Seite die Kühlwirkung des gesamten Sprays bei gleicher eingesetzter Kühlmittelmenge im Sinne der Bewertung der Kühlmittleffizienz. Als Maß für die vom Versuchsblech abgeführte Wärme können die Verläufe der über das Messfeld gemittelten Blechtemperaturen genutzt werden, die in Abhängigkeit der Betriebs- und Steuerparameter zu untersuchen sind. Zweckmäßig sind Versuchsreihen mit konstantem Tastgrad  $DC$  (Gleichung (2-4), siehe Seite 8) und damit einer konstanten Wasserbeaufschlagung ( $\dot{M} = \text{const.}$ ) bei Variation der Injektionszeiten bzw. der Frequenz. Eine präzisere Bestimmung der während des Abkühlverlaufes vom Blech abgeführten Wärme ist durch zeitliche Integration der mittels inverser Auswerteroutine auf der feuchten Blechseite bestimmter Wärmestromdichten erzielbar.

Auf der anderen Seite sind lokale Analysen notwendig, um die Abhängigkeit der Wärmestromdichte  $\dot{q}$ , bzw. des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  von den Einflussparametern zu untersuchen. Bei kontinuierlichen Sprays hängt  $\dot{q}$  und  $\alpha$  von der Wasserbeaufschlagungsdichte  $\dot{m}$ , den Tropfenparametern, insbesondere der Geschwindigkeit  $v_{Tr}$  sowie von der Oberflächentemperatur in Verbindung mit den Siederegimen ab. Bei intermittierenden Sprays kommen der vielfach genutzte Tastgrad und die Injektionszeit oder die Frequenz hinzu. Während bei den Versuchen mit konstantem Tastgrad und konstantem Injektionsdruck die gesamte zerstäubte Wassermenge  $\dot{M}$  konstant bleibt, ändert sich die lokale Massenbeaufschlagungsdichte  $\dot{m}$ , als dominierende Größe für den Wärmeübergang, in Abhängigkeit der Betriebsparameter, vor allem in Abhängigkeit des Abstandes vom Düsenmund. Sie ist dementsprechend experimentell zu bestimmen und in Abhängigkeit von den Betriebs- und Steuerparametern mit den Wärmeübergangsuntersuchungen zu korrelieren. Des Weiteren wird der Einfluss der Parametervariationen in den jeweilig vorliegenden Siederegimen über eine Einzelpulsauswertung mit der Einführung eines dimensionslosen Temperaturverhältnisses  $\frac{\mathcal{G}(t)}{\mathcal{G}_0(t_0)}$  analysiert.

## 7.1 Analyse der Gesamttemperaturverläufe

Bei der Betrachtung der Gesamttemperaturverläufe zur Untersuchung der Kühlwirkung wird der vollständige Abkühlungsvorgang von der Ausgangstemperatur im Filmsiedebereich bei ca. 335 °C bis zum Erreichen des konvektiven Wärmeübergangs analysiert. Es werden hierbei die invers berechneten Temperaturen der feuchten Blechseite aufgetragen. In **Abbildung 7.1** sind die Abkühlverläufe bei einem Tastgrad von  $DC = 5\%$  und einem Injektionsdruck von  $p = 50 \text{ bar}$  bei unterschiedlichen Abständen und Injektionsdauern bzw. Injektionsfrequenzen dargestellt. Hierbei werden zum einen die Temperaturverläufe des Spraymittelpunktes und die über der  $41 \times 41$  Pixel großen Sprayfläche (siehe Kapitel 5.2) gemittelten betrachtet. Die zeitlichen Temperaturdifferenzen sind proportional zur Änderung der inneren Energie und geben Auskunft über die abgeführte Wärme.

$$\Delta \bar{\mathcal{G}} \sim \Delta U = Q_{ab} \quad (7-1)$$

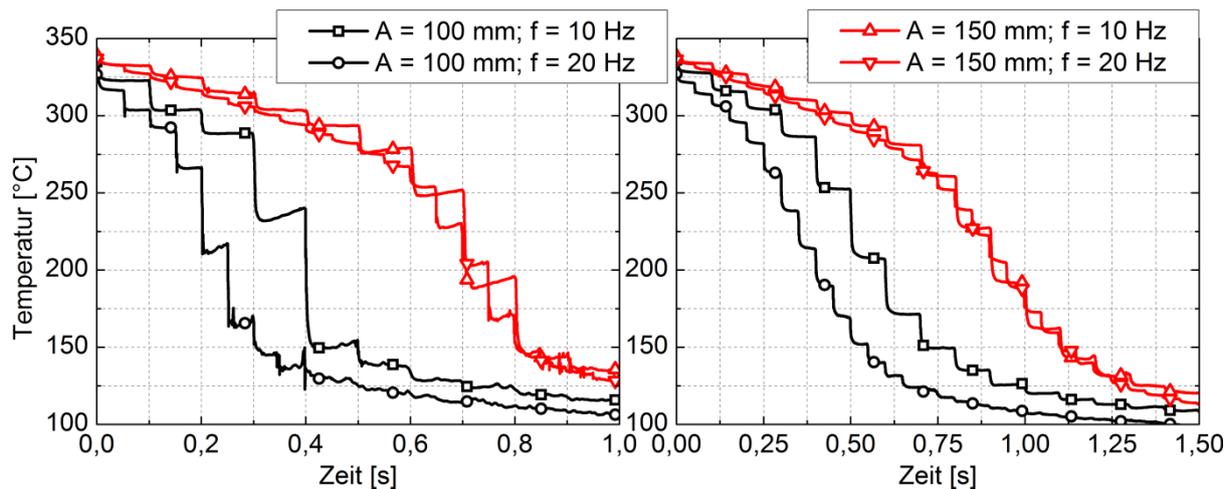


Abbildung 7. 1: Abkühlverläufe bei einem Tastgrad von 5 % und einem Injektionsdruck von 50 bar für die Temperaturen im Strahlmittelpunkt (links) und für die gemittelten Temperaturen über der Sprayfläche (rechts)

Die Verläufe der gemittelten Temperaturen über der Sprayfläche geben grundsätzlich die gleichen qualitativen Aussagen wie die des Spraymittelpunktes, welcher nur ein Pixel repräsentiert. Aufgrund des nochmals glättenden Effektes werden im Folgenden für die Betrachtungen nur noch die gemittelten Werte der Sprayfläche dargestellt. Nach der Aussage von Fest-Santini [48] erreichen zumindest im stabilen Filmsiedebereich kurze Injektionsdauern und hohe Injektionsfrequenzen bei konstantem Tastgrad stärkere Abkühlungen bei gleicher Ausgangstemperatur als lange Injektionsdauern und niedrige Frequenzen. Die Verläufe in Abbildung 7.1 zeigen gleiche Tendenzen auf. Da im Filmsiedebereich der Wärmeübergang vorrangig während des Tropfenaufpralls stattfindet und sich anschließend ein isolierend wirkender Dampffilm zwischen Kühlgut und Kühlmittel bildet, kann durch eine höhere Injektionsfrequenz bei konstantem Tastgrad eine größere Wärme entzogen werden. Allerdings scheint der Abstand zwischen Düse und Kühlgut einen Einfluss auf diesen Effekt zu haben. Diese Abhängigkeit wird im Folgenden untersucht. Es ist außerdem nicht klar, ob die schnellere Abkühlung nur im stabilen Filmsieden auftritt oder ob die Aussage auch auf den Blasensiedebereich erweitert werden kann. Hierfür werden Einzelpulse in Kapitel 7.3 gesondert untersucht und die Lage des Leidenfrostpunktes in Kapitel 7.2 ausgewertet. Bei der Erhöhung des Abstandes zwischen Düse und Testblech um 50 % verlängert sich die Abkühlungsdauer auf z.B. 150 °C um mehr als das Doppelte. Dieser hat einen sehr großen Einfluss auf den Wärmeübergang. Eine Abstandsvergrößerung ist verbunden mit einer Reduzierung der Wasserbeaufschlagungsdichte. Mit der Erhöhung des Injektionsdruckes kann versucht werden größere Distanzen effektiver zu überwinden und den

Abkühlverlauf zu beeinflussen. In **Abbildung 7.2** sind die Temperaturverläufe bei einem konstantem Tastgrad von  $DC = 5\%$  und Injektionsdruck von  $p = 100\text{ bar}$  bei verschiedenen Abständen und Injektionsdauern dargestellt.

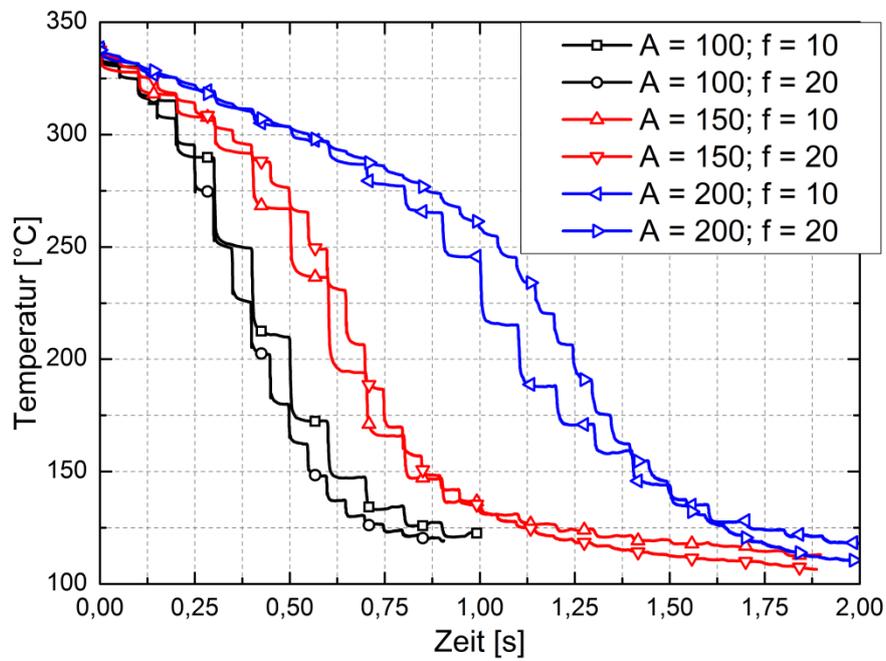


Abbildung 7. 2: Abkühlverläufe bei einem Tastgrad von 5 % und einem Injektionsdruck von 100 bar (flächengemittelt)

Mit der Erhöhung der Distanz zwischen Düse und Testblech wird der Effekt der schnelleren Abkühlung für geringere Injektionsdauern vermindert, wie er zuvor in **Abbildung 7.1** erkannt wurde. Bei der hier verwendeten Starttemperatur verursacht der hohe Injektionsdruck eine schnelle Überwindung des Filmsiedebereiches (hier bis ca.  $320\text{ °C}$ , siehe **Kapitel 7.2**). Dadurch vermindert sich der Einfluss der Injektionsdauer und der Effekt konnte für diese Parametervariation nicht erkannt werden. Für die Abstände von  $150\text{ mm}$  und  $200\text{ mm}$  zwischen Düse und Testblech ergeben sich zu Beginn und am Ende kaum Differenzen im Abkühlverlauf. Lediglich im Bereich der maximalen Temperaturgradienten (Blasensiedebereich) sind Divergenzen zu erkennen. Durch die für das Sprays größere zu überwindende Distanz besitzen die Spraypartikel der kürzeren Impulse eine geringere kinetische Energie beim Tropfenaufprall (vergleiche **Abbildung 6.6**). Die Tropfengeschwindigkeit hat quadratischen Einfluss auf die Tropfen-Wand-Interaktion und wirkt sich auf den Wärmeübergang aus. Grundsätzlich ist eine Abschwächung des zuvor beschriebenen Effektes der Verdopplung der Abkühldauer auf eine bestimmte Temperatur bei

einer 50 %-igen Abstandszunahme zu erkennen. Durch eine Druckerhöhung kann demnach dem Einfluss der Distanz zwischen Düse und Kühlgut entgegengewirkt werden. In **Abbildung 7.3** wird der Injektionsdruck variiert und bei einem Abstand  $A = 100 \text{ mm}$  mit einem Tastgrad  $DC = 2,5 \%$  für verschiedene Injektionsparameter untersucht.

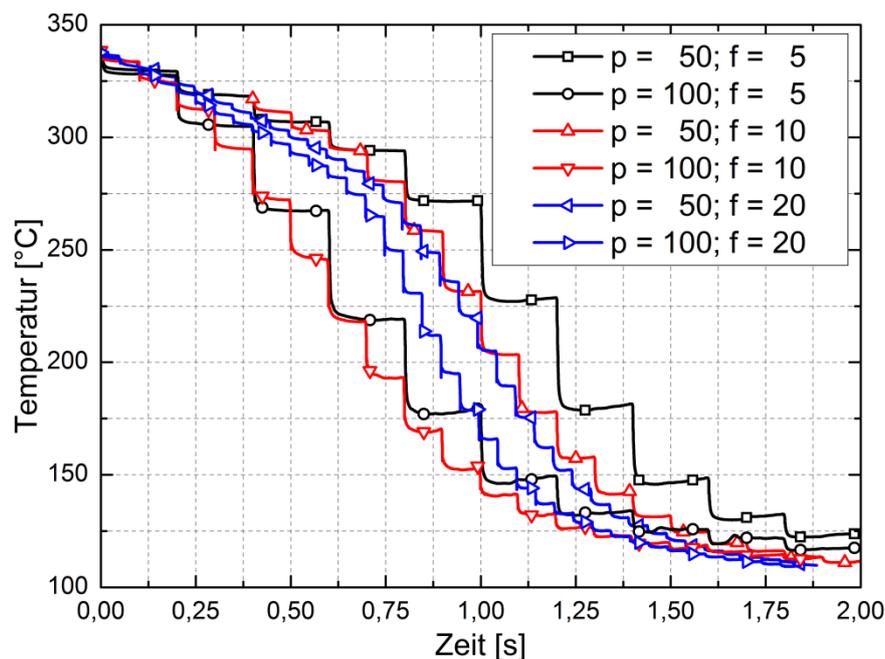


Abbildung 7. 3: Abkühlverläufe bei einem Tastgrad von 2,5 % und einem Abstand von 100 mm

Eine Verdopplung des Injektionsdruckes führt nur zu einer geringen Verkürzung der Abkühlungsdauer bis zum Erreichen des konvektiven Wärmeübergangs. Die zuvor festgestellte schnellere Überwindung des Filmsiedebereiches ist erkennbar und maßgeblich für die unterschiedliche Abkühlungsdauer der Abkühlverläufe mit gleichen Parametern  $p$  und  $f$  verantwortlich, da sich nach Unterschreitung der Leidenfrosttemperatur ähnliche Anstiege der Kühlverläufe einstellen. Die Leidenfrosttemperatur ist vom Injektionsdruck abhängig und verschiebt sich zu höheren Werten bei größerem Injektionsdruck, siehe **Abbildung 7.5**. Des Weiteren kann auch im Blasensiedebereich eine größere Abkühlung bei kürzeren Injektionsdauern registriert werden. Vergleicht man die Graphen der Abkühlungen von  $p = 100 \text{ bar}$  und  $f = 5 \text{ Hz}$  mit  $p = 100 \text{ bar}$  und  $f = 10 \text{ Hz}$  miteinander, ist eine unterschiedlich resultierendes Temperaturniveau nach den Injektionen bei einer Ausgangstemperatur von ca.  $220 \text{ °C}$  und gleicher verwendeter Wassermasse (eine Injektion bei  $p = 100 \text{ bar}$  und  $f = 5 \text{ Hz}$ ; zwei Injektionen bei  $p = 100 \text{ bar}$  und  $f = 10 \text{ Hz}$ ) festzustellen. Lediglich die noch kürzere

Injektionsdauer bei diesem Druck mit einer Frequenz von  $f = 20 \text{ Hz}$  weist eine andere Tendenz auf. Hierfür können die etwas niedrigere Beaufschlagungsdichte und Gesamtwassermasse (vergleich Abbildung 6.9) verantwortlich sein.

Vor allem bei einer langen Injektionsdauer und niedriger Frequenz wirken sich unterschiedliche Drücke am deutlichsten aus. Ein weiterer Einflussfaktor auf die Abkühlprozesse ist die Massenbeaufschlagung und daran gekoppelt der Tastgrad. Erwartungsgemäß sollten die untersuchten Abkühlungsverläufe einen schnelleren Kühlvorgang bei höheren Tastgraden erreichen. Lokal unterschiedliche Massenbeaufschlagungsdichten werden gesondert im Kapitel 7.5.1 betrachtet. Der Einfluss des Tastgrades bei unterschiedlichen Injektionsdrücken und Düsenabständen ist in **Abbildung 7.4** dargestellt.

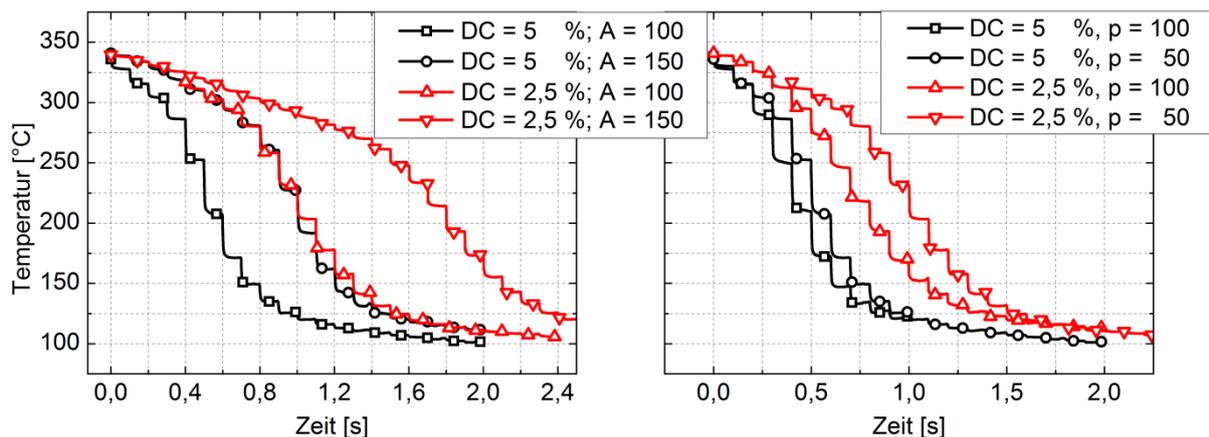


Abbildung 7. 4: Abkühlverläufe mit unterschiedlichen Tastgraden bei verschiedenen Abständen mit gleichem Injektionsdruck von  $50 \text{ bar}$  (links) und verschiedenen Drücken mit gleichem Abstand von  $100 \text{ mm}$  (rechts)

Geringere Tastgrade führen zu einer langsameren Abkühlung und werden durch eine etwaige Vergrößerung des Abstandes zwischen Düse und Testblech und Injektionsdruckverminderung noch stärker beeinflusst. Von den verschiedenen untersuchten Parameter, welche sich direkt auf die Massenbeaufschlagungsdichte auswirken,

$$\dot{m} = f(DC, p, A) \quad (7-2)$$

bestimmt insbesondere die Distanz zwischen Kühlgut und Injektor maßgeblich die Dauer eines Abkühlverlaufes. Die sich einstellenden Temperaturdifferenzen werden vor allem

im Blasensiedebereich deutlich. Um die einzelnen Siederegime trennen zu können muss die Leidenfrosttemperatur experimentell bestimmt werden.

## 7.2 Lage des Leidenfrostpunktes

Die Leidenfrosttemperatur dient als Kenngröße zur Abgrenzung des Film- vom Übergangs- und Blasensiedebereiches. Das Vorgehen zur Bestimmung der Lage der Temperatur ist im Kapitel 5.3 beschrieben.

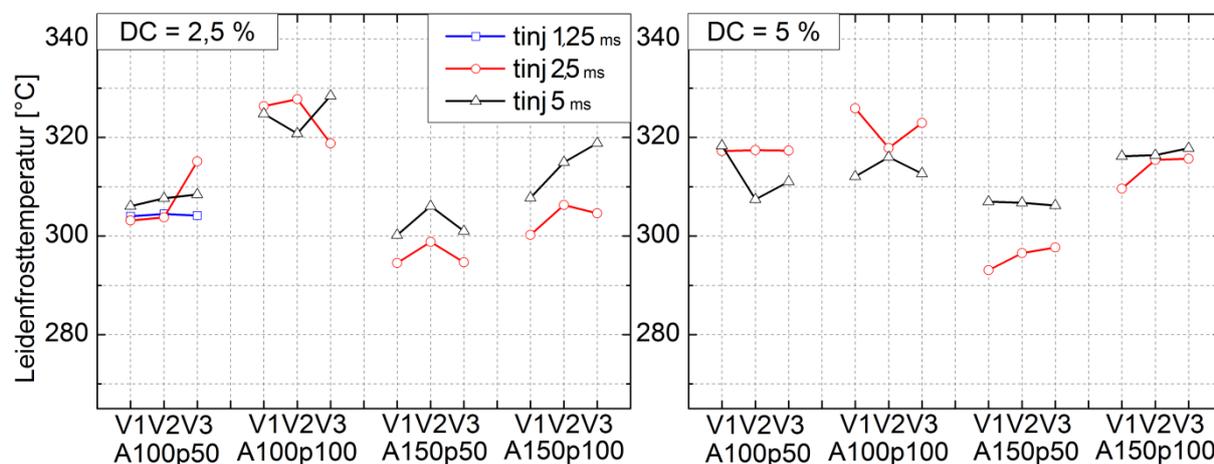


Abbildung 7. 5: Leidenfrosttemperatur in Abhängigkeit des Injektionsdrucks, der Injektionsdauer, des Tastgrads und des Abstandes zwischen Düse und Testblech

In **Abbildung 7.5** sind die ermittelten Leidenfrosttemperaturen von jeweils drei Versuchen in Abhängigkeit des Abstandes und des Einspritzdrucks bei verschiedenen Injektionsdauern und Tastgraden dargestellt. Eine Untersuchung der Injektionsdauer von  $1,25\text{ ms}$  konnte nur in einem Bereich erfolgen, da bei anderen Parametereinstellungen keine eindeutige Abgrenzung der einzelnen Siederegime vollzogen werden konnte. Der Temperatur-Zeit-Verlauf vollzieht sich annäherungsweise linear. Bei anderen Betriebspunkten mit z.B. größerem Abstand wurde eine Unterschreitung des Filmsiedebereiches nicht vollzogen. Daher beschränkt sich die Betrachtung auf die Injektionsdauern von  $2,5$  und  $5\text{ ms}$ . Eine Abhängigkeit vom Einspritzdruck und der Distanz zwischen Düse und Testblech kann festgestellt werden. So verschiebt sich die Leidenfrosttemperatur zu höheren Werten bei größerem Injektionsdruck. Bei den Versuchen

in  $150\text{ mm}$  Abstand stellt man im allgemeinen niedrigere Werte fest. Zusätzlich scheint hier eine Erhöhung der Impulsdauer zu größeren Leidenfrosttemperaturen zu führen.

### 7.3 Analyse von Einzelpulsen in verschiedenen Siederegimen

Nach Ermittlung der Leidenfrosttemperaturen können die Siederegime eindeutig voneinander abgegrenzt werden. Es ist nun möglich einzelne Injektionspulse in den entsprechenden Bereichen zu untersuchen und miteinander zu vergleichen. In **Abbildung 7.6** sind Einzelpulse im Filmsiedebereich für die Drücke  $p = 100\text{ bar}$  und  $50\text{ bar}$  dargestellt. Hierbei werden die invers berechneten Temperaturen des Sprühstrahlmittelpunktes (rechts) und die gemittelten Werte des Auswertefeldes (links) abgebildet. Der ermittelte Wärmeübergangskoeffizient wird jeweils unterhalb der Temperaturverläufe dargestellt. Die Versuche wurden in einem Abstand  $A = 150\text{ mm}$  und mit einer Injektionsdauer von  $t_{inj} = 2,5\text{ ms}$  durchgeführt. Die Leidenfrosttemperatur liegt bei diesen Versuchsparametern bei ca.  $300\text{ °C}$  und ist daher sicher überschritten.

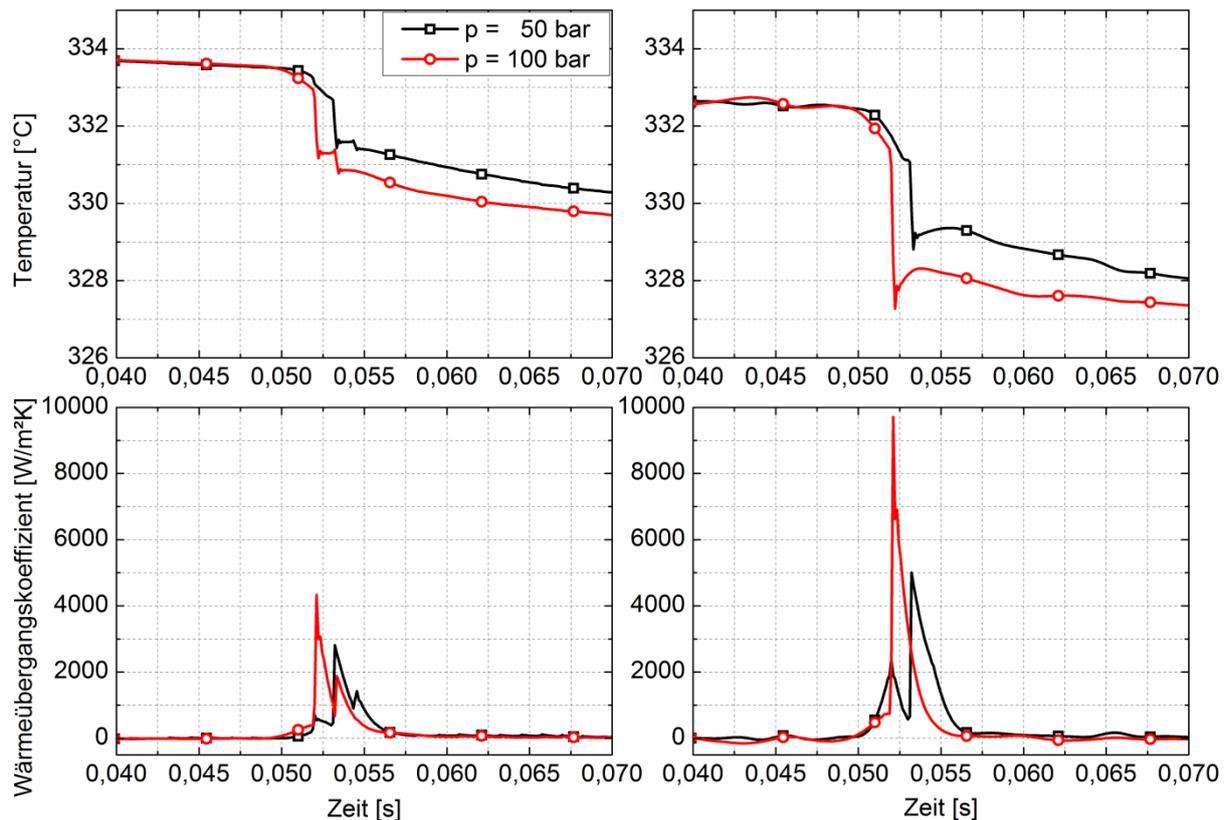


Abbildung 7. 6: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient von Einzelpulsen im Filmsiedebereich in Abhängigkeit des Injektionsdruckes für das gemittelte Sprayfeld (links) und den Sprühstrahlmittelpunkt (rechts)

Die Temperaturverläufe der Einzelpulse weisen einen großen Temperaturabfall in sehr kurzer Zeit auf mit anschließendem degressivem Verhalten. Die zeitlich hohe Temperaturabsenkung korreliert mit dem Sprayaufprall. Die darauffolgende Temperaturabnahme ist auf den sich ausbildenden Flüssigkeitsfilm im Filmsiedebereich zurückzuführen und relativ unabhängig vom eingestellten Druck. Die Wärmeübergangskoeffizienten verlaufen sprunghaft und weisen einen kurz auftretenden großen Wert auf. Im Sprühstrahlmittelpunkt beläuft sich dieser auf über  $9000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ . Es wird deutlich, dass der Großteil der Wärme in den ersten Millisekunden des Sprayaufpralls abgeführt wird. Der Injektionsdruck beeinflusst vor allem den Sprayaufprall und damit maßgeblich die entzogene Wärme. Mit der Steigerung des Injektionsdruckes erhöht sich auch die Massenbeaufschlagungsdichte, diese wird in **Abbildung 7.7** untersucht.

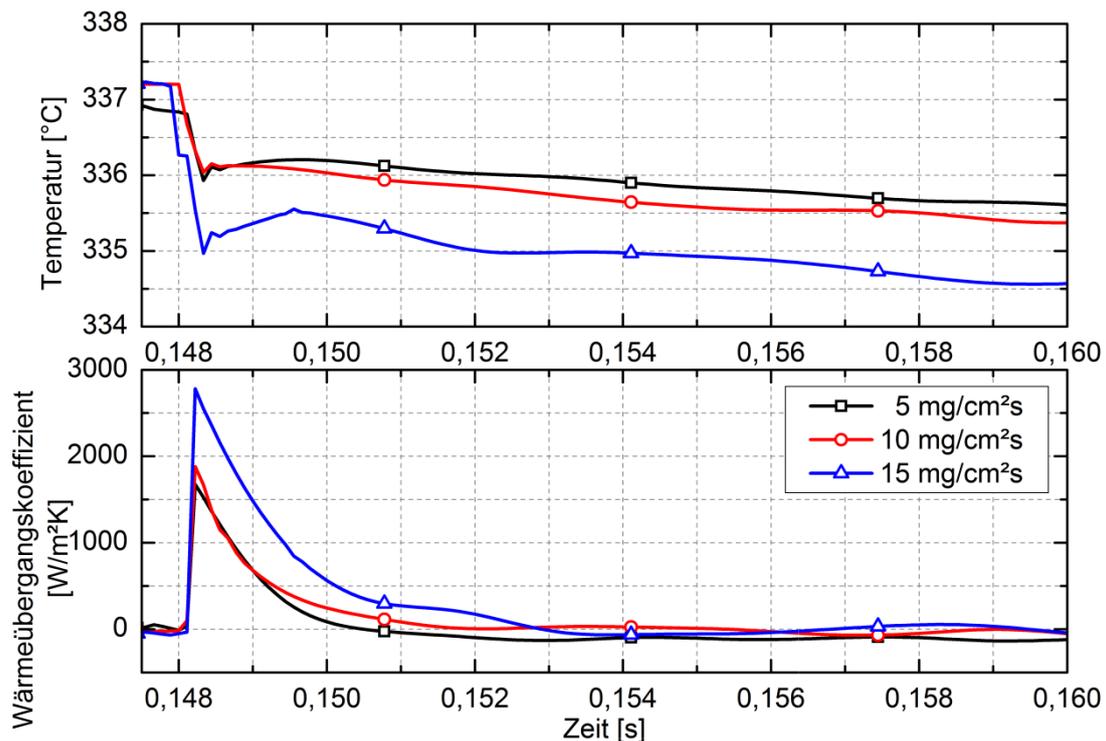


Abbildung 7. 7: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient von Einzelpulsen in Abhängigkeit der Massenbeaufschlagungsdichte während einer Abkühlung mit einer Impulsdauer von 1,25 ms (Sprühstrahlmittelpunkt)

Mit den verwendeten Massenbeaufschlagungsdichten lassen sich nur qualitative Aussagen bezogen auf eine Einzelimpulsauswertung vornehmen, da sich die gemessenen lokalen Massenbeaufschlagungsdichten auf den verwendeten Tastgrad beziehen, welcher sich nicht auf einen Einzelpuls anwenden lässt. Mit zunehmender Beaufschlagungsdichte steigt die Temperaturabsenkung, was zu höheren Wärmeübergangskoeffizienten führt. Eine zeitliche Verlängerung der Abkühlphase verursacht durch eine größere Massenbeaufschlagung kann nicht festgestellt werden.

Eine weitere Beeinflussung des Wärmeübergangs wurde durch den variierten Abstand zwischen Düse und Versuchsblech festgestellt. Zur Überprüfung der Einzelimpulse in verschiedenen Distanzen sind die Temperaturverläufe und Wärmeübergangskoeffizienten im Filmsiedebereich für den Strahlmittelpunkt mit einer Impulsdauer von  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$  und einem Injektionsdruck von  $p = 100 \text{ bar}$  in **Abbildung 7.8** dargestellt.

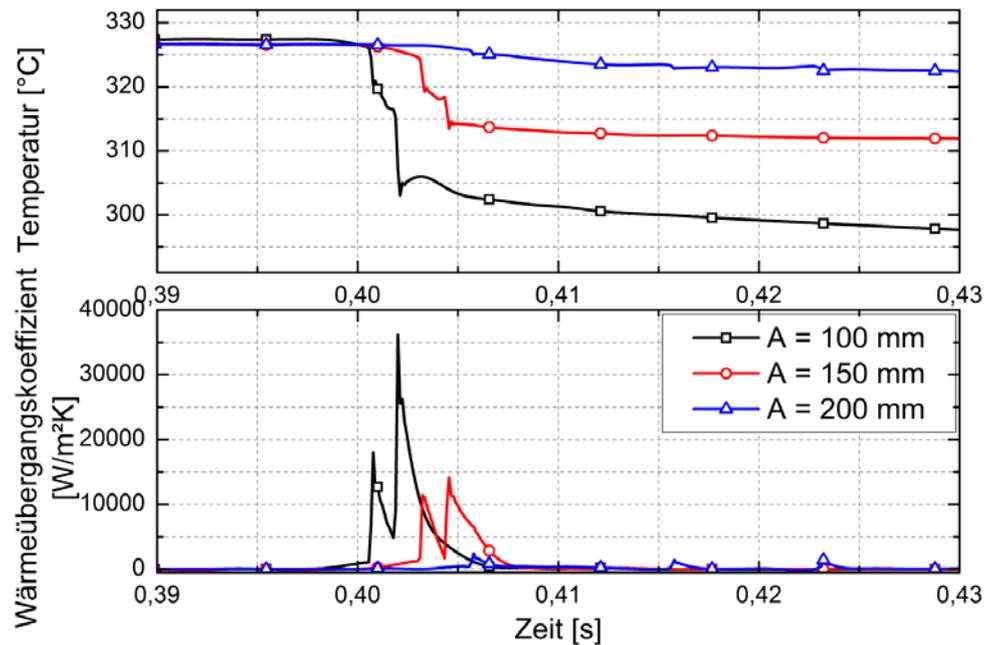


Abbildung 7. 8: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit des Abstandes zwischen Düse und Testblech mit einer Impulsdauer von 5 ms und einem Injektionsdruck von 100 bar

Eine Verdopplung der Distanz zwischen Kühlgut und Injektor senkt den Wärmeübergang im Filmsiedebereich signifikant. Eine zeitliche Verkürzung bzw. Verlängerung des Wärmeübergangs ist auch mit zunehmenden Abstand nicht festzustellen.

Desweiteren gilt es zu überprüfen, ob sich die gewonnenen Erkenntnisse und Abhängigkeiten auch auf den Übergangs- und Blasensiedebereich erweitern lassen. Hierfür werden zunächst Einzelpulse aus einem gesamten Abkühlverlauf in den verschiedenen Siederegimen miteinander verglichen. Für die vergleichende Darstellung der einzelnen Injektionen in den unterschiedlichen Siederegimen in einem Diagramm wird gemäß Gleichung (7-3) eine dimensionslose Temperatur eingeführt und als "Abkühlung" bezeichnet. Diese dient nicht als quantitativer Vergleich zwischen den Siedebereichen. Als Bezugsgröße gilt die Temperatur vor Sprayaufprall.

$$Abkühlung = \frac{\vartheta(t)}{\vartheta_0(t_0)} = \frac{\vartheta(t)}{\vartheta_{100\%}(t_0)} \quad (7-3)$$

In **Abbildung 7.9** sind die Temperaturverläufe und die entsprechenden Wärmeübergangskoeffizienten der Einzelpulse für den Filmsiedebereich und des Übergangs- und Blasensiedebereich dargestellt. Die Versuche wurden in einem Abstand  $A = 150 \text{ mm}$  und

mit einer Injektionsdauer von  $t_{inj} = 2,5 \text{ ms}$  durchgeführt. Der Injektionsdruck beträgt  $p = 50 \text{ bar}$  (links) und  $p = 100 \text{ bar}$  (rechts).

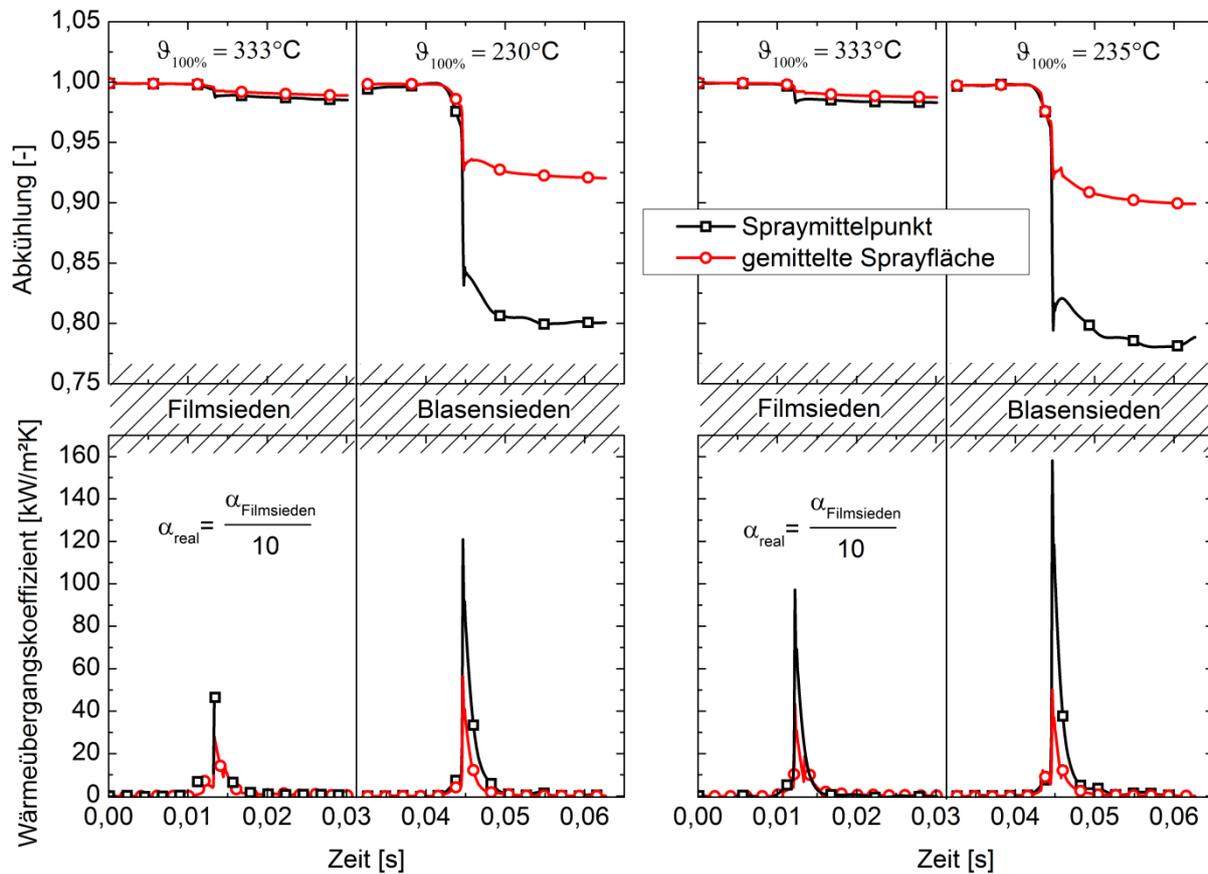


Abbildung 7. 9: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient für Einzelpulse in Abhängigkeit des Siederegimes für einen Injektionsdruck von  $50 \text{ bar}$  (links) und  $100 \text{ bar}$  (rechts) mit einer Impulsdauer von  $2,5 \text{ ms}$

Für eine bessere Darstellung wurden die Wärmeübergangskoeffizienten des Filmsiedebereichs um den Faktor  $10$  erhöht. Die Wärmeübergänge im Übergangs- und Blasensiedebereich sind um ein vielfaches größer. Es treten deutlich lokale Unterschiede auf, da die Differenz zwischen den gemittelten Werten und dem Spraymittelpunkt ansteigt. Im Filmsiedebereich liegen diese eher nahe beieinander. Der verwendete Injektionsdruck hat im Übergangs- und Blasensiedebereich hauptsächlich Einfluss im Spraymittelpunkt. Die Temperaturen und Wärmeübergangskoeffizienten der Sprayfläche bleiben in Bezug auf die Druckänderung weitestgehend unverändert.

Eine große Wirkung auf den Wärmeübergang im Filmsiedebereich wies die Variation der Distanz zwischen Düsenmund und Testblech auf. In **Abbildung 7.10** wird die

Untersuchung auf den Übergangs- und Blasensiedebereich erweitert. Die Einzelpulse eines Abstandes wurden jeweils einem Gesamtabkühlverlaufes entnommen. Die Injektionsdauer beträgt dabei  $5\text{ ms}$  und der Injektionsdruck  $100\text{ bar}$ .

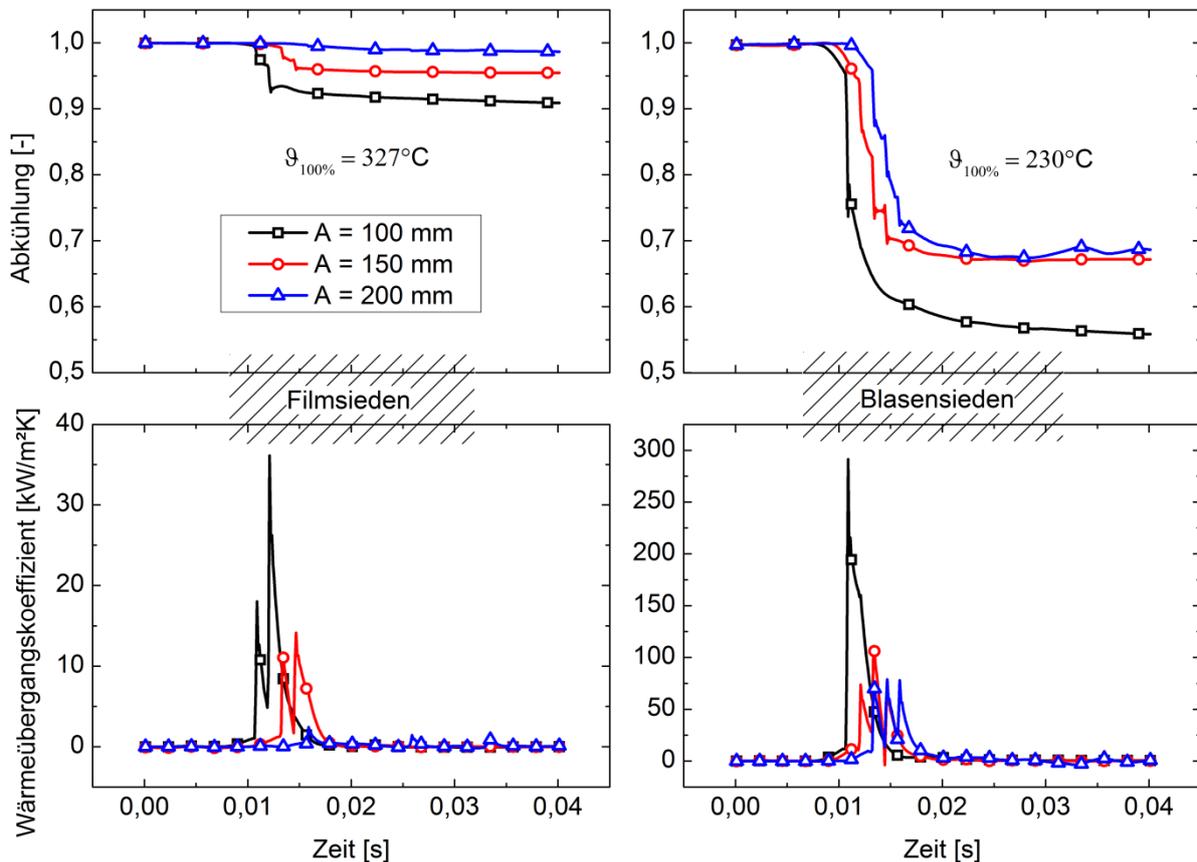


Abbildung 7.10: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient von Einzelpulsen in Film- und Blasensiedebereich in Abhängigkeit des Abstandes

Der Einfluss der Abstandszunahme auf die Reduzierung des Wärmeübergangs ist im Übergangs- und Blasensiedebereich deutlich geringer als im Filmsiedebereich. Allerdings wird bei größeren Distanzen durch den verringerten Wärmetransport im Filmsiedebereich und der Verschiebung der Leidenfrosttemperatur zu geringeren Werten diese erst später unterschritten, was zu einer Zunahme der Gesamtabkühldauer führt. Ein größerer Abstand zwischen Düse und Kühlgut führt zu einer Verminderung der Aufprallgeschwindigkeit der Tropfen auf das Blech. Im Filmsiedebereich wirkt sich dieser Effekt besonders stark aus. Im Blasensiedebereich entfällt die isolierend wirkende Schicht und der Sprühstrahl-Wandkontakt findet unmittelbar statt. Zur weiteren Analyse des Wärmeübergangs der

verschiedenen Steuerparametervariationen werden die abgeführten Wärmen der gesamten Sprayfläche untersucht.

## 7.4 Analyse des Wärmeübergangs für die gesamte Sprayfläche

Für die vergleichende Auswertung der gesamten, durch den Sprühstrahl abgeführten Wärme, muss in den Betriebspunkten die untersuchte Blechfläche jeweils das gesamte Spray erfassen. Des Weiteren wird der Wärmeverlust auf den lokal nichtbenetzten Flächen vernachlässigt. Beide Bedingungen sind durch die Methodik des erstellten Messfensters, nach der Detektierung des Sprühstrahlmittelpunkts (siehe Abbildung 5.1), erfüllt.

Durch die verwendete inverse Auswertung ist eine genaue Untersuchung der abgeführten Wärme möglich, da die zu jedem Zeitpunkt vorliegenden lokalen Wärmestromdichten der feuchten Seite  $\dot{q}_{i,j,l}(t_l)$  bekannt sind. Für den Vergleich der jeweiligen abgeführten Wärmen wird zunächst der Druck  $p$ , der Abstand  $A$  und der Tastgrad  $DC$  als konstant gewählt, so dass der Einfluss der Injektionsdauer untersucht werden kann.

Berechnet wird die bei jeder Injektion im Messfeld abgeführte Wärme  $Q_{inj}$ . Hierfür werden alle lokalen Wärmestromdichten der feuchten Seite eines Zeitschrittes über die gesamte Messfeldfläche und anschließend über alle Zeitpunkte  $l_{inj}$  für die jeweilige Injektion gemittelt, mit der Dauer zwischen zwei Injektionen  $\Delta t_{ges,inj} = 1/f$  und der Fläche des Gesamtmessfeldes multipliziert.

$$Q_{inj} = \frac{\sum_{l=1}^{l_{inj}} \sum_i \sum_j \dot{q}_{feucht,i,j,l}}{N_{l_{inj}} \cdot N_i \cdot N_j} \cdot \Delta t_{ges,inj} \cdot A_{Messfeld} \quad (7-4)$$

In **Abbildung 7.11** sind die für jeden Injektionsbereich zeitlich und örtlich gemittelten Wärmestromdichten  $\bar{q}_{inj}$  für verschiedene Injektionsdauern und Drücke bei einem Tastgrad  $DC = 2,5 \%$  und einem Abstand  $A = 100 \text{ mm}$  dargestellt.

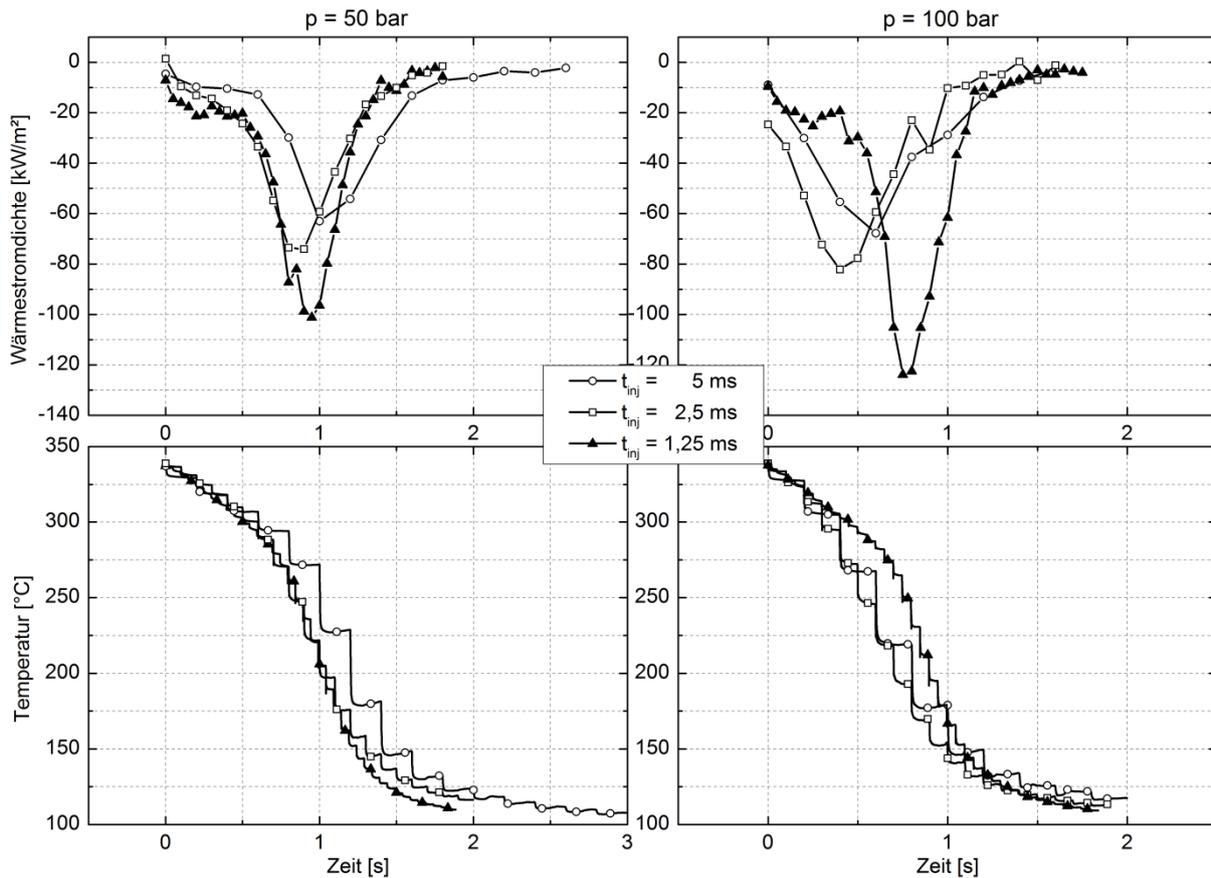


Abbildung 7. 11: Zeit- und flächengemittelte Wärmestromdichte  $\bar{q}_{inj}$  der feuchten Blechseite und dazugehörige Temperaturverläufe bei einem Tastgrad  $DC = 2,5 \%$  und einem Abstand  $A = 100 \text{ mm}$  für verschiedenen Injektionsdauern bei einem Injektionsdruck von  $p = 50 \text{ bar}$  links und  $p = 100 \text{ bar}$  rechts

Kurze Injektionsdauern weisen demnach die größten zeitlich gemittelten Wärmestromdichten, bezogen auf die Gesamtsprayfläche, auf. Die zu mittelnden Zeitbereiche sind bei den jeweils entsprechend verwendeten höheren Frequenzen allerdings geringer. Um Aussagen über die tatsächlich abgeführte Wärme über der Sprayfläche jeder Injektion treffen zu können, muss entsprechend der Gleichung (7-4) mit der Zeitdifferenz zwischen zwei Düsenansteuerungen  $\Delta t_{ges.inj} = \frac{1}{f}$  sowie mit der Fläche des ausgewerteten Messfeldes  $A_{Messfeld}$  multipliziert werden.

In **Abbildung 7.12** sind die abgeführten Wärmen pro Injektion sowie die zugehörigen Temperaturverläufe der Abkühlungen für einen konstanten Tastgrad  $DC = 2,5 \%$  und einen konstanten Abstand  $A = 100 \text{ mm}$  bei verschiedenen Injektionsdauern und Drücken dargestellt.

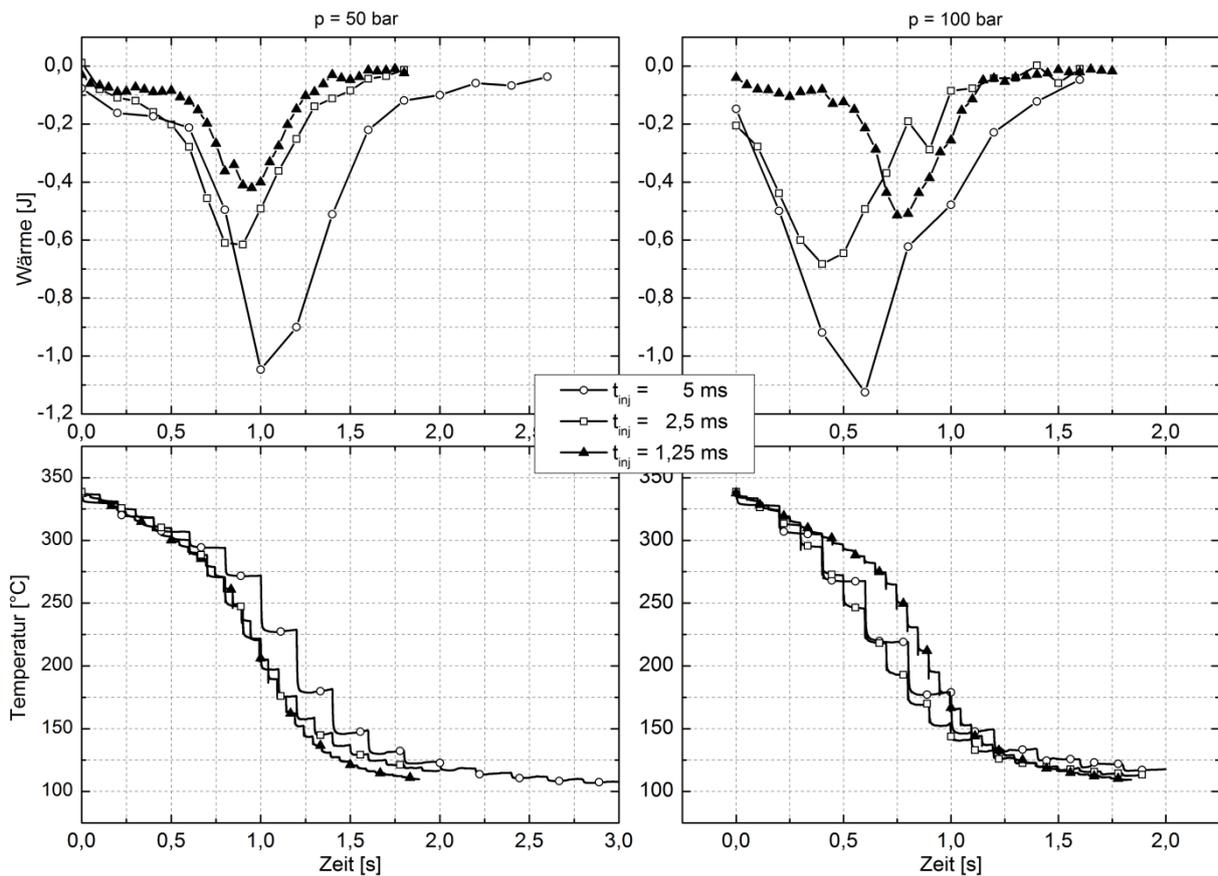


Abbildung 7.12: Abgeführte Wärme pro Injektion und zugehörige Temperaturverläufe mit  $DC = 2,5\%$  und  $A = 100\text{ mm}$  für  $p = 50\text{ bar}$  links und  $p = 100\text{ bar}$  rechts

Grundsätzlich ist die abgeführte Wärme pro Injektion bei einer Düsensteuerung mit langer Impulsdauer und größerer eingespritzter Wassermasse höher als bei einer kurzen. Da bei konstantem Tastgrad je nach Injektionsfrequenz in der gleichen Zeit unterschiedlich viele Düsensteuerungen vorhanden sind, werden die abgeführten Wärmen über der Zeit aufsummiert, um eine Vergleichbarkeit der einzelnen Injektionsstrategien zu gewährleisten. Die Ergebnisse der über den Injektionen aufsummierten abgeführten Wärme sind in **Abbildung 7.13** dargestellt.

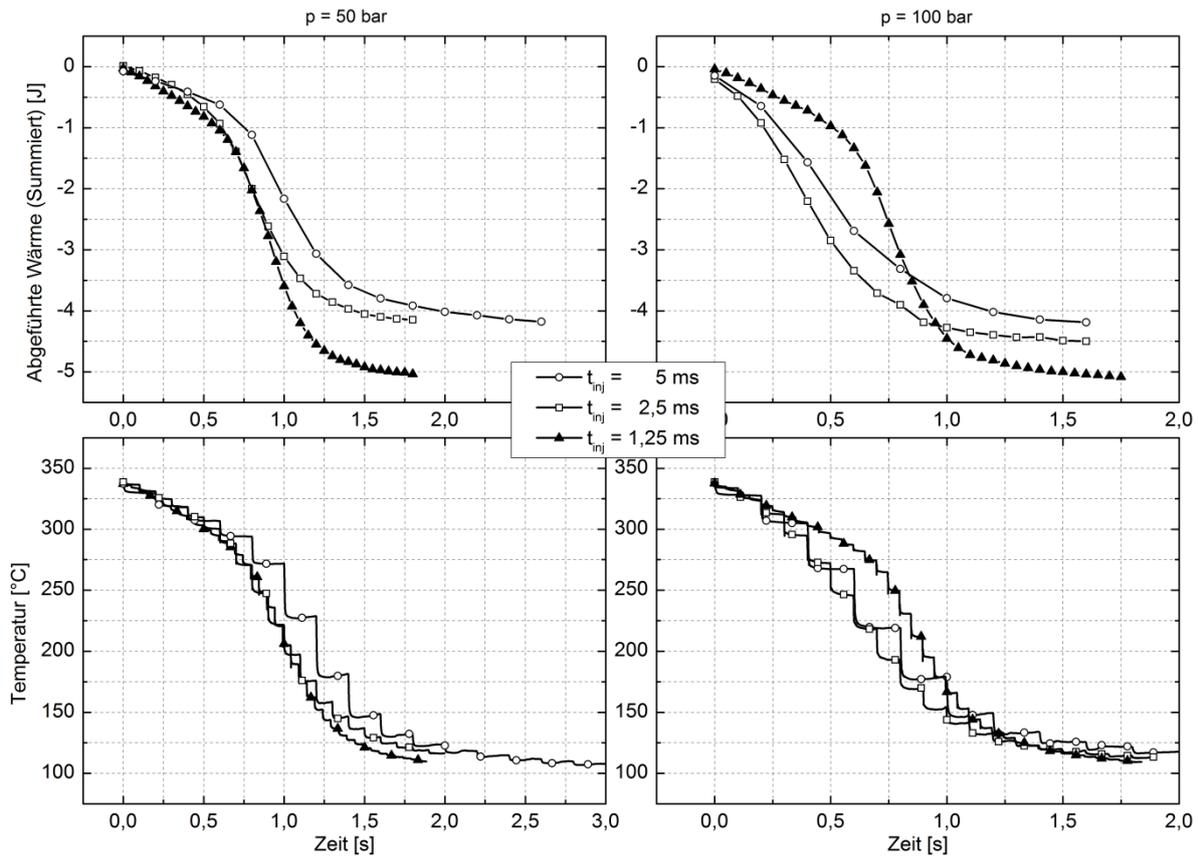


Abbildung 7.13: Über die Injektionen summierte abgeführte Wärmen und zugehörige Temperaturverläufe mit  $DC = 2,5 \%$  und  $A = 100 \text{ mm}$  für  $p = 50 \text{ bar}$  links und  $p = 100 \text{ bar}$  rechts

Obwohl die einzelnen abgeführten Wärmen pro Injektion von längeren Impulsdauern größer sind, wird bei Betrachtung des gleichen Zeitraums bei kürzeren Impulsdauern und höherer Frequenz insgesamt eine größere Kühlwirkung erzielt. Der Verlauf der Wärme der kurzen Injektionsdauer von  $t_{inj} = 1,25 \text{ ms}$  bei  $p = 100 \text{ bar}$  ist mit der nicht ganz konstanten Massenbeaufschlagungsdichte bzw. Gesamtwassermasse (siehe Abbildung 6.11) zu erklären. Trotz der geringeren Kühlmittelmenge wird die insgesamt größte Wärme nach  $1 \text{ s}$  Kühldauer abgeführt. Eine Besonderheit im Verlauf dieser Kurve ist vor allem bei den unterschiedlichen Siederegimen zu erkennen. Zu Beginn des Abkühlverlaufes weist die leicht niedrigere Massenbeaufschlagungsdichte einen großen Einfluss auf den Wärmeübergang auf. Im weiteren Verlauf, im Bereich des Blasensiedens und höheren abgeführten Wärmen pro Injektion, vermindert sich dieser Effekt. Eine Untersuchung des Einflusses der Massenbeaufschlagungsdichte in den verschiedenen Siedebereichen ist daher sinnvoll und wird in Kapitel 7.5.1 beschrieben. In **Abbildung 7.14** sind die aufsummierten abgeführten Wärmen je Injektion bei einem Tastgrad von  $DC = 5 \%$  und einem Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$  dargestellt.

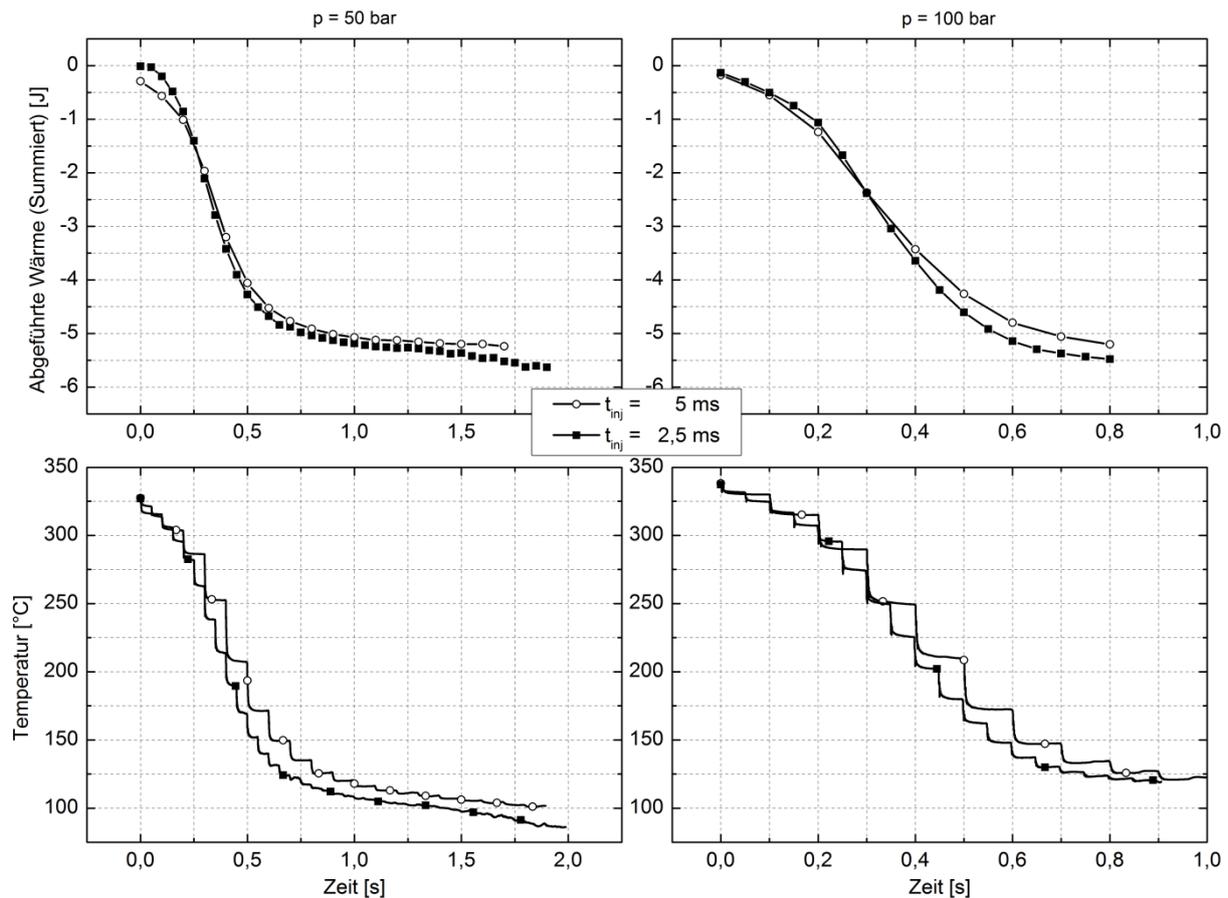


Abbildung 7.14: Über die Injektionen summierte abgeführte Wärme und zugehörige Temperaturverläufe mit  $DC = 5\%$  und  $A = 100\text{ mm}$  für  $p = 50\text{ bar}$  links und  $p = 100\text{ bar}$  rechts

Bei der Verdopplung des Tastgrades ist das gleiche qualitative Ergebnis der aufsummierten abgeführten Wärme in Abhängigkeit der Injektionsdauer festzustellen. Auch ist ein ähnlicher Effekt bezüglich der Erhöhung des Injektionsdruckes zu erkennen. Die abgeführte Wärme der Abkühlung mit kurzer Injektionsdauer übersteigt die der längeren Injektionsdauer erst im Bereich der größten Temperaturgradienten (Blasensiedebereich).

Um Aussagen über den Einfluss unterschiedlicher Abstände zwischen Düse und Testblech treffen zu können, werden die aufsummierten abgeführten Wärmen bei konstantem Tastgrad, Druck für verschiedene Distanzen untersucht. In **Abbildung 7.15** sind diese Verläufe für einen Tastgrad von  $DC = 5\%$  und einem Einspritzdruck von  $p = 100\text{ bar}$  für die Injektionsdauern  $t_{inj} = 5\text{ ms}$  und  $t_{inj} = 2,5\text{ ms}$  dargestellt.

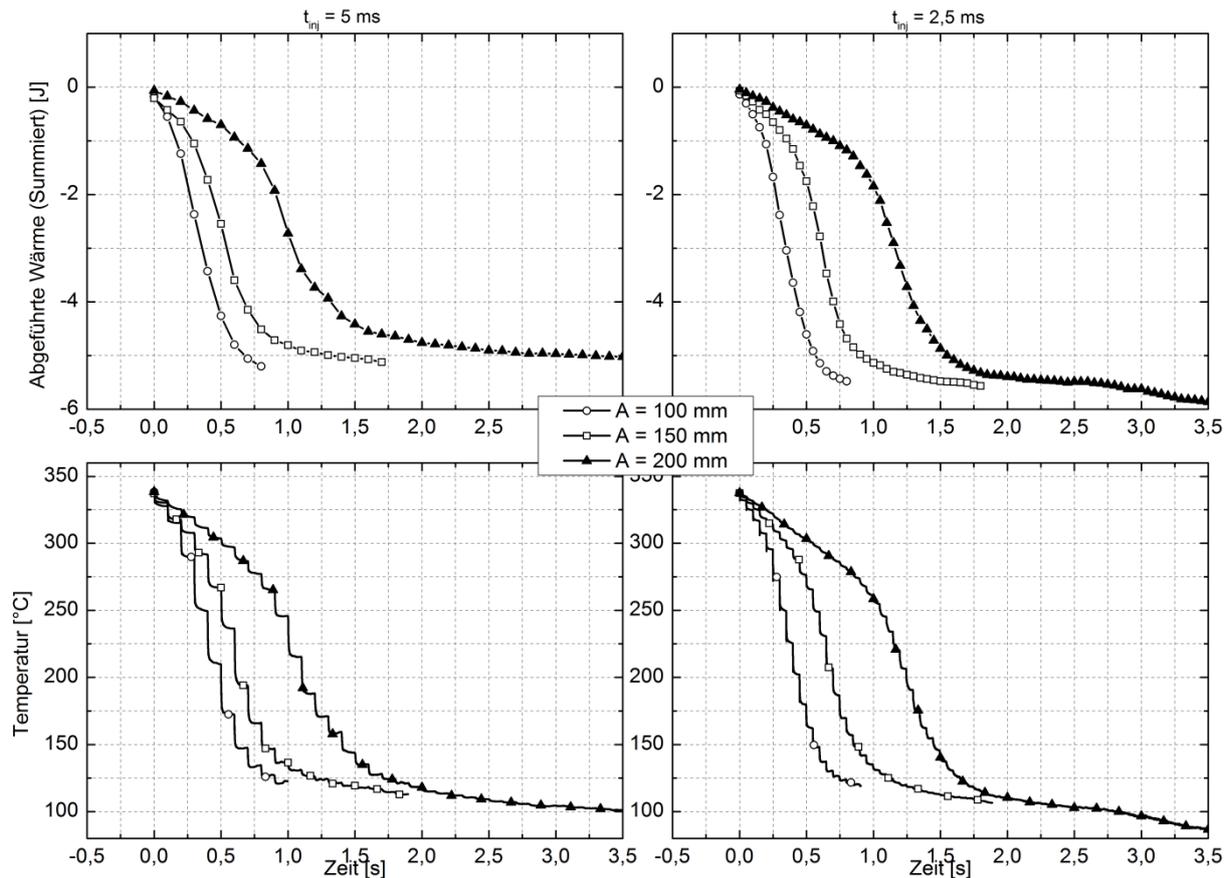


Abbildung 7. 15: Über die Injektionen summierte abgeführte Wärme und zugehörige Temperaturverläufe mit  $DC = 5 \%$  und  $p = 100 \text{ bar}$  für  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$  links und  $t_{inj} = 2,5 \text{ ms}$  rechts

Grundsätzlich verlängert eine Vergrößerung des Abstandes zwischen Düse und Kühlgut, trotz gleicher Wasserbeaufschlagung den Abkühlungsprozess erheblich, da sich durch die Erhöhung des zurückzulegenden Weges des Sprays bis zum Auftreffen die Tropfengeschwindigkeit deutlich verringert (siehe Kapitel 6). Bei konstantem Tastgrad von  $DC = 5 \%$  und einem Abstand von  $A = 200 \text{ mm}$  erreicht die kürzere Impulsdauer von  $t_{inj} = 2,5 \text{ ms}$  bereits nach ca.  $1,5 \text{ s}$  eine mittlere abgeführte Wärme von  $5 \text{ J}$ , während die vergleichbare Impulsdauer von  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$  diese Wärme erst nach ca.  $2,5 \text{ s}$  erreicht. Demnach ist eine Erweiterung des zuvor beobachteten Einflusses der Impulsdauer bei konstantem Tastgrad auch auf andere Distanzen zwischen Düse und Kühlgut möglich.

## 7.5 Analyse des lokalen Wärmeübergangs

Neben der Betrachtung des transienten Wärmeübergangs für Einzelpulse ist die lokale Auswertung von zeitlich über die Injektionen gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten und Wärmestromdichten für verschiedene Massenbeaufschlagungsdichten in den unterschiedlichen Siederegimen von Bedeutung. Hierbei können die auftretende Sprayverteilung beim Tropfenaufprall und der sich einstellende Wärmeübergang der unterschiedlichen Siederegime miteinander korreliert werden.

### 7.5.1 Einfluss der Massenbeaufschlagungsdichte

Für die Analyse der lokalen Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Massenbeaufschlagung werden diese mit den Ergebnissen der Patternormessungen verknüpft. Hierfür wird das Patternormessfeld auf die entsprechende Pixelanzahl der Infrarotaufnahmen erweitert und interpoliert und anschließend auf das  $41 \times 41$  Pixel große Auswertungsfeld reduziert. Im Verlauf einer Kühlsequenz kann nun jedem Ort eine lokale Beaufschlagungsdichte in Abhängigkeit der Betriebsparameter zugeordnet werden. Da sich die örtlichen Temperaturen und die jeweiligen Wärmestromdichten zeitlich ändern, kann ein zweidimensionales Konturdiagramm erstellt werden. Hierfür werden während einer Kühlsequenz die Temperatur zu Beginn eines Impulses und die dazugehörige auftretende maximale Wärmestromdichte miteinander verknüpft. Des Weiteren wird die für jedes Pixel gemessene Massenbeaufschlagungsdichte mit diesen Ergebnissen korreliert. In **Abbildung 7.16** ist das dadurch entstehende Wärmestromdichtenkennfeld für den Abkühlverlauf von  $A = 100 \text{ mm}$ ,  $p = 50 \text{ bar}$ ,  $DC = 2,5 \%$  und  $t_{inj} = 2,5 \text{ ms}$  dargestellt.

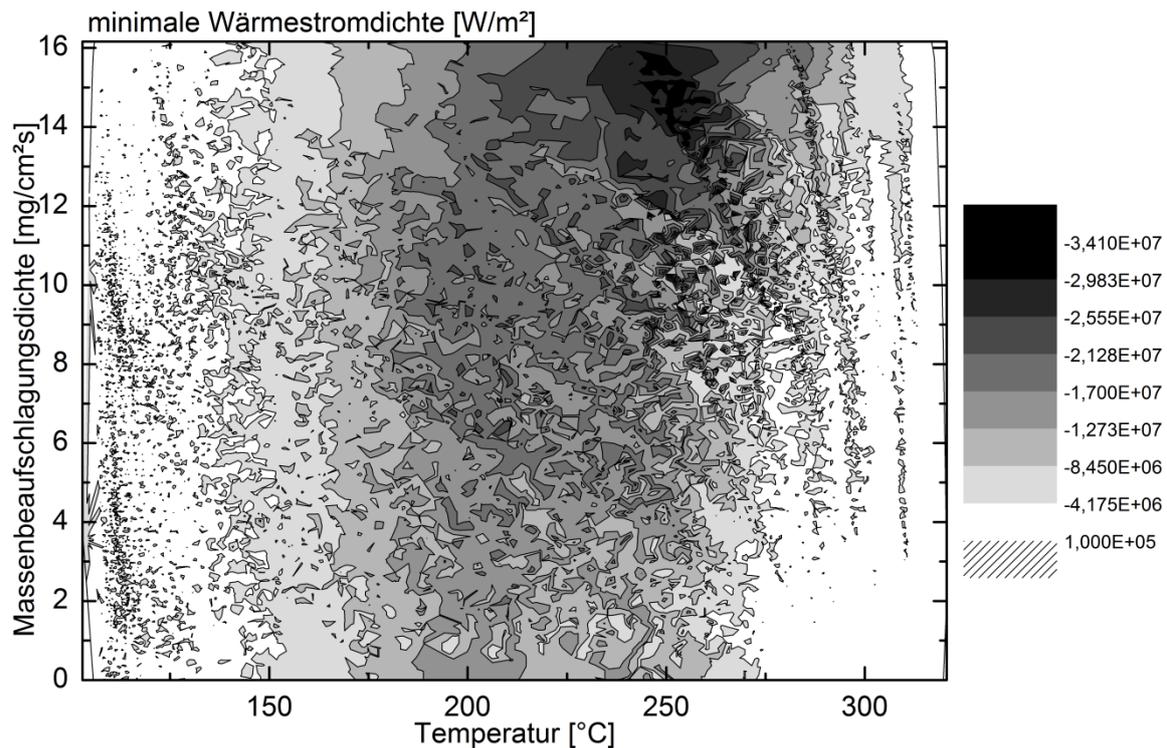


Abbildung 7. 16: Betragsmäßig maximale Wärmestromdichte in Abhängigkeit der Temperatur und der Massenbeaufschlagungsdichte für den Abkühlverlauf von  $A = 100 \text{ mm}$ ,  $p = 50 \text{ bar}$ ,  $DC = 2,5 \%$  und  $t_{inj} = 2,5 \text{ ms}$

Die größten Wärmestromdichten befinden sich im Temperaturbereich von ca.  $250 \text{ °C}$  (Übergangs - und Blasensieden) und einer maximalen Massenbeaufschlagungsdichte. Ab einer Temperatur von ca.  $180 \text{ °C}$  steigen die auftretenden Wärmestromdichten mit zunehmender Beaufschlagungsdichte an, während unterhalb dieses Temperaturbereiches kein Einfluss zu erkennen ist. Für genauere Untersuchungen werden die verschiedenen Siedebereiche separiert betrachtet und analysiert.

Zunächst werden Zeitpunkte definiert, für die das entsprechende Wärmeübergangskoeffizientenfeld ausgelesen wird. Ein Zeitpunkt eines Abkühlverlaufes wird jeweils im Filmsiedebereich und im Blasensiedebereich ausgewählt. Die entstehenden Felder des Wärmeübergangskoeffizienten des Film- und Blasensiedens und der Massenbeaufschlagungsdichte sind in **Abbildung 7.17** für den Abkühlverlauf im Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$  mit einer Injektionsdauer von  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$ , einem Tastgrad von  $DC = 2,5 \%$  und einem Injektionsdruck von  $p = 50 \text{ bar}$  dargestellt. Hierbei beträgt der Zeitpunkt der Darstellung jeweils  $2 \text{ ms}$  nach Ansteuerung der Düse. Zur Einschätzung des Siederegimes werden die mittleren Temperaturen des Auswertefeldes mit angegeben.

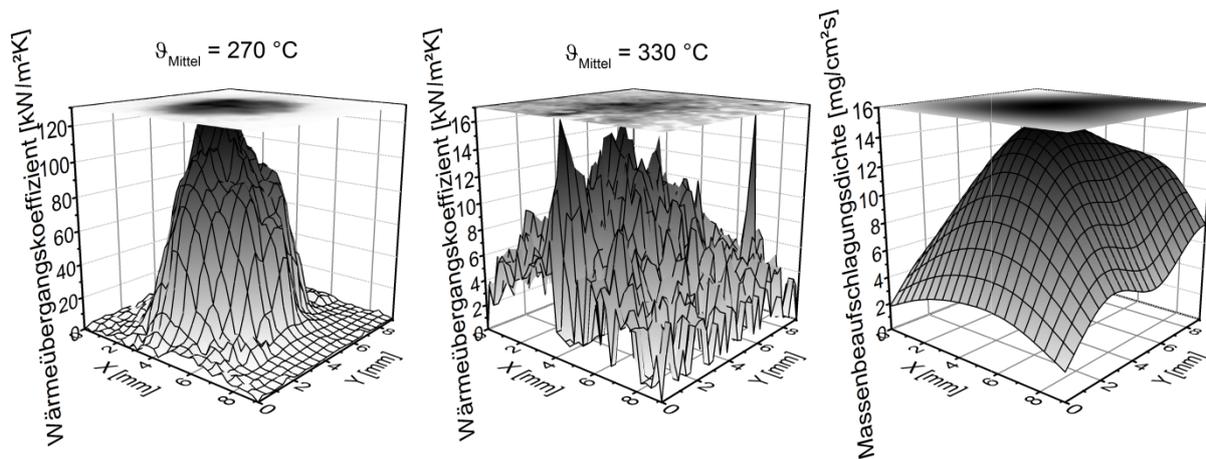


Abbildung 7. 17: Massenbeaufschlagungsdichte und Wärmeübergangskoeffizienten für den Übergangs- und Blasensiedebereich (links) und den Filmsiedebereich (Mitte) für den Abkühlverlauf im Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$  mit einer Injektionsdauer von  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$ , einem Tastgrad von  $DC = 2,5 \%$  und einem Injektionsdruck von  $p = 50 \text{ bar}$

Bei dem Vergleich der Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten der verschiedenen Siederegime wird deutlich, dass die Erzielung des hohen örtlichen Wärmeübergangs im Blasensiedebereich eine lokal größere Ausbreitung des aufprallenden Sprays im Filmsiedebereich gegenübersteht. Durch die Verdampfung der Tropfen beim Sprayaufprall können lokal sehr hohe Wärmeübergangskoeffizienten erzielt werden. Im Filmsiedebereich verdampfen die Tropfen durch den sich ausbildenden Dampffilm nicht vollständig und es kann gegenüber den Übergangs- und Blasensiedebereich zu einer verstärkten horizontalen Ausbreitung des Wassers auf dem Testblech kommen.

Für die Auswertung des Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Massenbeaufschlagungsdichte bedarf es nicht eines bestimmten Zeitpunktes des Sprayaufpralls, sondern eines zeitlich gemittelten Wertes. Um die Wärmeübergangskoeffizienten mit der Massenbeaufschlagungsdichte zu korrelieren, werden für die Bereiche des Film- und Blasensiedens zwei unterschiedliche Herangehensweisen gewählt.

#### Filmsiedebereich:

Für die Auswertung im Filmsiedebereich werden die Wärmeübergangskoeffizienten zeitlich gemittelt. Um einen geeigneten Zeitraum zu definieren wird die geringste verwendete Injektionsfrequenz von  $f = 5 \text{ Hz}$  herangezogen. Demzufolge betragen die Impulsabstände  $1/f$ , also  $0,2 \text{ s}$ . Alle auftretenden Wärmeübergangskoeffizienten für jedes Pixel des  $41 \times 41$  großen Feldes werden über der Zeitdauer von  $0,2 \text{ s}$  nach Beginn der Injektion gemittelt. In

**Abbildung 7.18** ist der definierte Zeitraum anhand des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha(t)$  bei der Abkühlungssequenz, ausgehend von ca.  $340\text{ °C}$  bis zum konvektivem Wärmeübergang bei ca.  $120\text{ °C}$ ,  $t_{inj} = 5\text{ ms}$ ,  $f = 5\text{ Hz}$  ( $DC = 2,5\%$ ),  $p = 50\text{ bar}$  und  $A = 100\text{ mm}$ , dargestellt. Die Peaks des Wärmeübergangskoeffizienten sind die einzelnen Injektionen auf das Testblech.

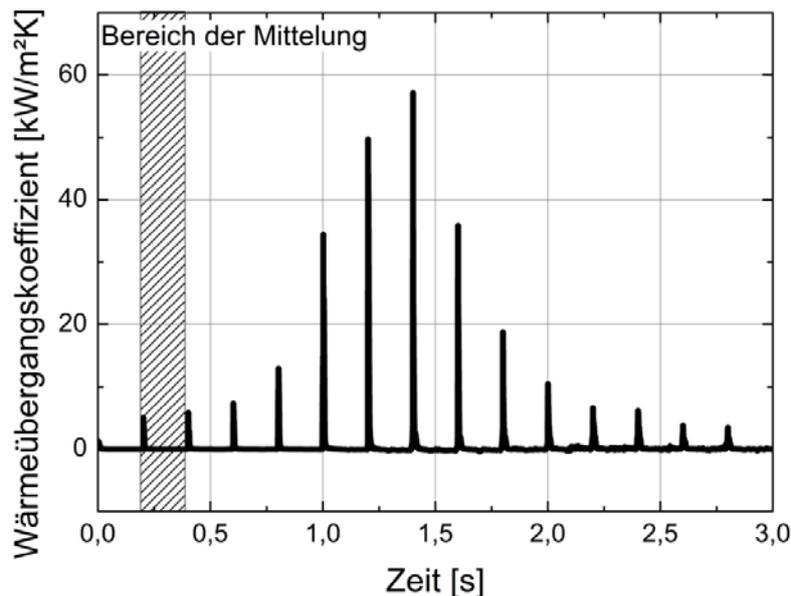


Abbildung 7. 18: Bereich der zeitlichen Wärmeübergangskoeffizientenmittelung im Filmsiedebereich mit  $t_{inj} = 5\text{ ms}$ ,  $f = 5\text{ Hz}$  ( $DC = 2,5\%$ ),  $p = 50\text{ bar}$  und einem Abstand von  $A = 100\text{ mm}$

Bei der Verwendung von höheren Frequenzen ( $10\text{ Hz}$  und  $20\text{ Hz}$ ) bleibt der Zeitraum konstant bei  $0,2\text{ s}$ , um die Vergleichbarkeit für diese Auswertung zu gewährleisten, was im Filmsiedebereich möglich ist.

Durch die pixelgenaue zeitliche Mittelung des Wärmeübergangskoeffizienten lassen sich, nach der im Vorhinein beschriebenen Interpolation der Massenbeaufschlagungsdichte, die Informationen dieser und die des Wärmeübergangskoeffizienten für jede Injektion eines Abkühlverlaufes korrelieren. Zur Abgrenzung des Filmsiedebereiches gegenüber dem Übergangs- und Blasensiedebereiches werden die ermittelten Leidenfrosttemperaturen verwendet. In **Abbildung 7.19** soll anhand des vorher verwendeten Abkühlverlaufes (Abbildung 7.18) die Erstellung der Korrelationen erläutert werden. Verwendet werden

hierfür die zeitlich gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten der ersten Injektion, welche sich im Bereich des Filmsiedens befindet.

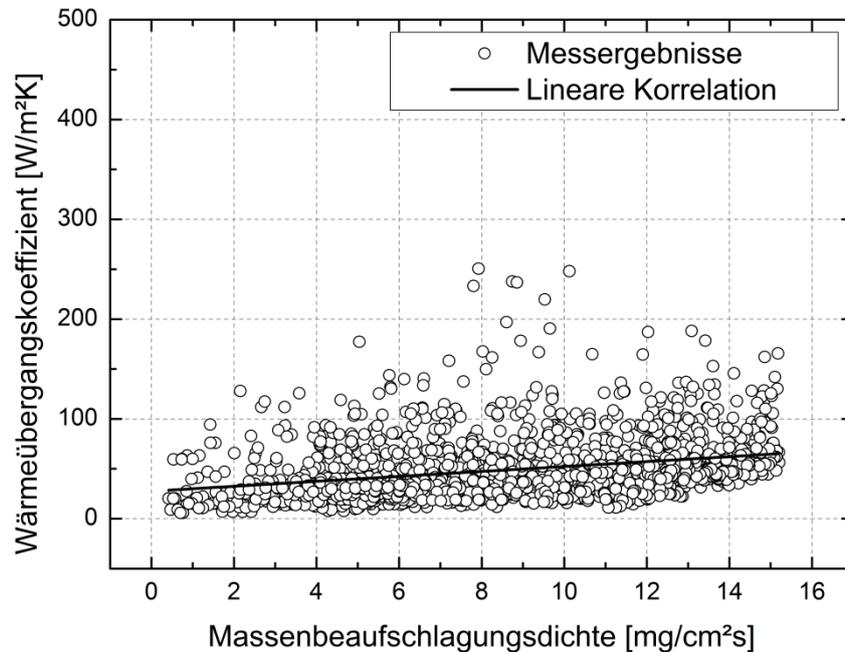


Abbildung 7. 19: Zeitlich gemittelte Wärmeübergangskoeffizienten für die erste Injektion des Abkühlverlaufes mit  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$ ,  $f = 5 \text{ Hz}$  ( $DC = 2,5 \%$ ),  $p = 50 \text{ bar}$  und einem Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$

Diese Korrelationen lassen sich für jede Injektion und jede Parametervariation erstellen. Für die weiteren Untersuchungen sollen nur die linearen Approximationen des Wärmeübergangskoeffizienten miteinander verglichen werden. In **Abbildung 7.20** sind diese für das Filmsieden (ca.  $\vartheta_0 = 330 \text{ °C}$ ) für die Tastgrade  $DC = 2,5$  (links) und  $DC = 5 \%$  (rechts) mit der Distanz von  $A = 100 \text{ mm}$  dargestellt.

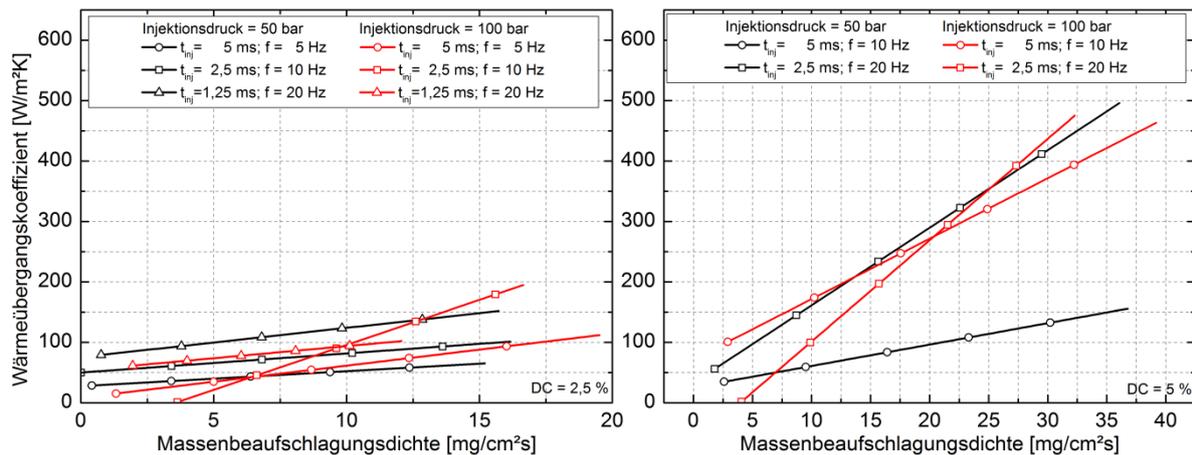


Abbildung 7. 20: Lineare Approximationen des zeitlich gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten in einem Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$  für die Tastgrade von  $DC = 2,5 \%$  (links) und  $DC = 5 \%$  (rechts)

Grundsätzlich ist eine Erhöhung des Wärmeübergangskoeffizienten bei steigenden Massenbeaufschlagungsdichten zu erkennen. Der Injektionsdruck zeigt eine diesen Effekt verstärkende Wirkung. So erhöht sich der Anstieg der einzelnen linearen Funktionen bei dem größeren Druck von  $p = 100 \text{ bar}$  im Bezug zu  $p = 50 \text{ bar}$ . Mit einem größeren Tastgrad steigen einerseits die absoluten Wärmeübergangskoeffizienten, bezogen auf die jeweilige Massenbeaufschlagungsdichte, als auch die Anstiege der linearen Approximationen, die den qualitativen Einfluss der Beaufschlagungsdichte darstellen. Diese Einflüsse der Betriebsparameter auf den Wärmeübergangskoeffizienten wurden bereits für kontinuierliche Sprays im Filmsiedebereich beobachtet [83].

#### Blasensiedebereich:

Um eine ähnliche Korrelation auch für den Blasensiedebereich zu erhalten, wird ein anderes Vorgehen gewählt. Da bei bestimmten Injektionen Temperaturen lokaler Pixel des gemessenen Blechausschnittes, durch den hohen Wärmeübergang im Blasensiedebereich, diesen teilweise bereits durchschritten haben, während sich andere Bereiche des Messfeldes noch darin befinden, kann für einen Zeitpunkt keine Auswertung dieser Korrelation erfolgen. Durch die inhomogene Temperaturverteilung des Blechausschnittes liegen bei bestimmten Zeitpunkten unterschiedliche Siederegime in Abhängigkeit des Ortes vor. Aufgrund dessen ist eine Zusammenfügung mit der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte auf diesem Wege nicht möglich.

Um dennoch eine Aussage zur Abhängigkeit des Wärmeübergangs zur Massenbeaufschlagungsdichte treffen zu können, findet ein anderes Verfahren Anwendung. Hierfür werden für jedes Pixel die maximalen Wärmestromdichten, die im Zeitverlauf der Abkühlung auftreten, extrahiert. Ein Vergleich der mittleren Wärmeübergangskoeffizienten ist hierfür nicht zweckmäßig, da diese eine Abhängigkeit von der zum entsprechenden Zeitpunkt vorliegenden Temperatur aufweisen. Im Gegensatz zum vorher betrachteten Filmsiedebereich können relativ große Differenzen der einzelnen Temperaturen auftreten. Dieser Einfluss wird im Folgenden noch genauer untersucht. Anschließend wird eine  $41 \times 41$  große Matrix mit den lokalen maximalen Wärmestromdichten erstellt und diese der interpolierten Massenbeaufschlagungsdichte zugeordnet. Diese Korrelation ist demnach zeitlich entkoppelt und in der resultierenden Daten-Matrix liegen Werte verschiedener Zeitpunkte vor. Per Definition befindet sich die maximale Wärmestromdichte zwischen Kühlgut und Kühlmittel im Bereich des Blasensiedens. Eine Betrachtung des Wärmeübergangskoeffizienten wäre auf diese Art nicht möglich, da dieser abhängig von der Temperatur ist und im Blasensiedebereich, im Gegensatz zum hier betrachteten Filmsiedebereich, eine große Differenz der einzelnen Temperaturen in der Auswertematrix auftreten kann. **Abbildung 7.21** zeigt das Vorgehen für den Blasensiedebereich Anhand des Beispiels für einen Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$ , einen Injektionsdruck von  $p = 50 \text{ bar}$ , einen Tastgrad von  $DC = 2,5 \%$  und eine Injektionsdauer von  $t_{inj} = 2,5 \text{ ms}$ .

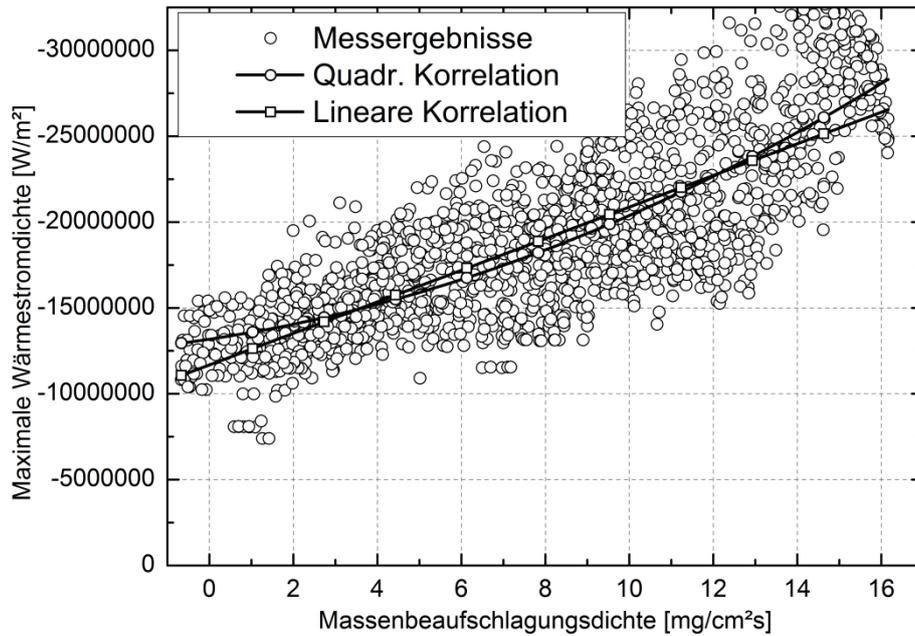


Abbildung 7. 21: Betragmäßig maximale Wärmestromdichte in Abhängigkeit der Massenbeaufschlagungsdichte für den Abkühlverlauf von  $A = 100 \text{ mm}$ ,  $p = 50 \text{ bar}$ ,  $DC = 2,5 \%$  und  $t_{inj} = 2,5 \text{ ms}$

In dieser Abbildung ist eine quadratische sowie eine lineare Approximation aufgeführt. Hierbei geben auch im untersuchten Blasensiedebereich lineare Approximationen den qualitativen Zusammenhang zwischen Wärmestromdichte und Beaufschlagungsdichte wieder. In **Abbildung 7.22** sind die linearen Approximationen für den Blasensiedebereich von Kühlverläufen im Abstand  $A = 100 \text{ mm}$  dargestellt.

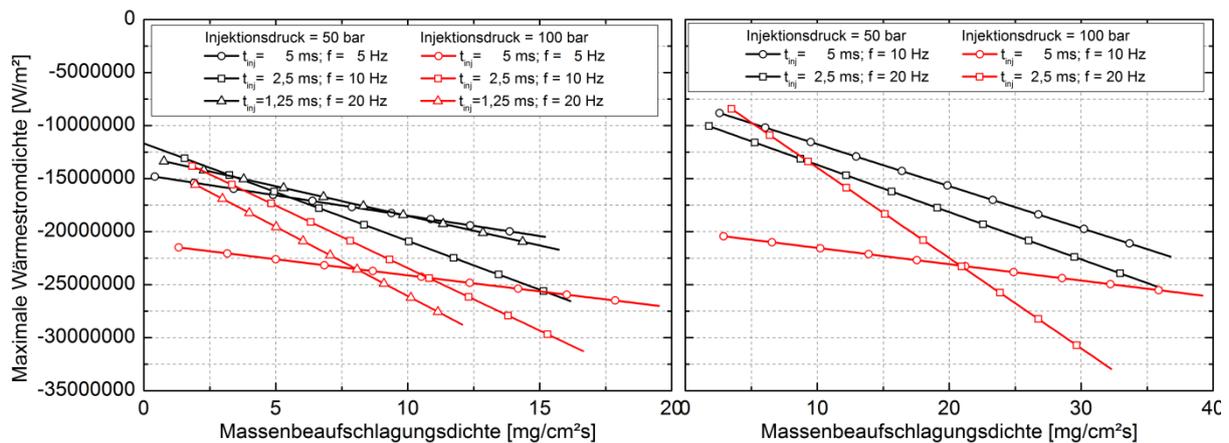


Abbildung 7. 22: Betragmäßig maximale Wärmestromdichte in Abhängigkeit der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte in einem Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$  für die Tastgrade von  $DC = 2,5 \%$  (links) und  $DC = 5 \%$  (rechts)

Die betragsmäßig maximale Wärmestromdichte steigt mit zunehmender lokaler Beaufschlagungsdichte an. Dieser Effekt wurde von Puschmann [43] in ähnlicher Art und Weise festgestellt. Er trug über der Oberflächentemperatur konstante Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Massenbeaufschlagungsdichte auf. Der betrachtete Temperaturbereich reichte dabei unter und über die Leidenfrosttemperatur. Der Wärmeübergangskoeffizient ist direkt proportional zur Wärmestromdichte und ist durch die Entkopplung der Oberflächentemperatur mit ihr vergleichbar. Die Abhängigkeit der Wärmestromdichte scheint bei konstantem Tastgrad, unabhängig vom Einspritzdruck, bei kleineren Frequenzen bzw. höheren verwendeten Impulsdauern geringer als bei kürzeren. Dies ist ein Grund für die größeren abgeführten Wärmen bei kurzen Impulsdauern (vgl. Kapitel 7.4). Grundsätzlich treten höhere Wärmestromdichten bei größerem Injektionsdruck auf. Die Tropfengeschwindigkeit während des Aufpralls nimmt mit dem Druck zu und führt zu einer verstärkten Tropfen-Wand-Interaktion, welche Auswirkungen auf den Wärmeübergang hat. Bei gleicher lokaler Massenbeaufschlagungsdichte sind die maximalen Wärmestromdichten bei höherer Tropfengeschwindigkeit größer. Der Einfluss des verwendeten Tastgrades auf die maximalen Wärmestromdichten fällt für den Blasensiedebereich im Gegensatz zu den Wärmeübergangskoeffizienten im Filmsiedebereich (Abbildung 7.20) relativ gering aus.

Die betragsmäßig maximalen Wärmestromdichten treten lokal jeweils zu unterschiedlichen Zeitpunkten auf. **Abbildung 7.23** stellt diese Zeitpunkte für den Abkühlverlauf in einem Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$ , einen Injektionsdruck von  $p = 50 \text{ bar}$ , einen Tastgrad von  $DC = 2,5 \%$  und einer Injektionsdauer von  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$  dar.

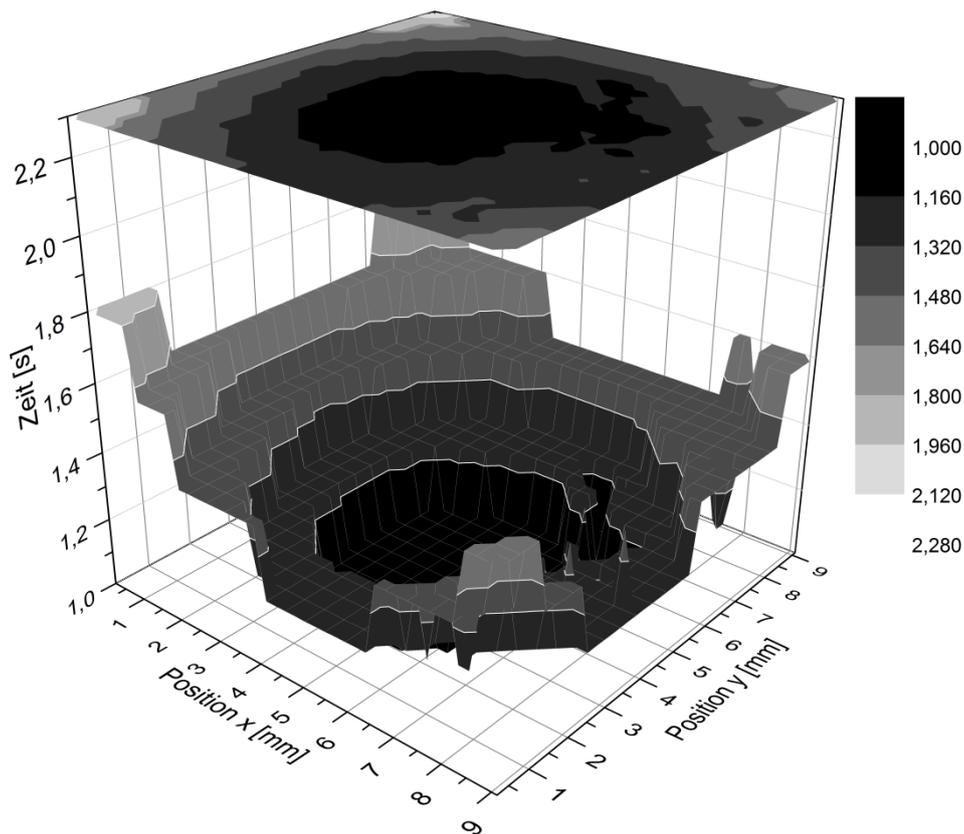


Abbildung 7. 23: Zeitpunkte des Auftretens der betragsmäßig maximalen Wärmestromdichte für den Abkühlverlauf von  $A = 100 \text{ mm}$ ,  $p = 50 \text{ bar}$ ,  $DC = 2,5 \%$  und  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$

Die verschiedenen Zeitpunktebenen spiegeln die Verteilung der Beaufschlagungsdichte in der Auftrefffläche des Sprays gut wieder. Es existieren lokale Bereiche, in denen die betragsmäßig maximale Wärmestromdichte zur gleichen Zeit erreicht wird. Im Sprühstrahlzentrum (ca.  $4,66 \text{ mm}$  x- und y-Position) erfolgt dies erwartungsgemäß früher als in den Randbereichen.

Zu jedem Zeitpunkt lässt sich eine lokale Temperatur der feuchten Blechseite zuordnen und mit der Massenstromdichte korrelieren. In **Abbildung 7.24** sind die linearen Approximationen der Temperaturen zum Zeitpunkt der betragsmäßig maximalen Wärmestromdichte in Abhängigkeit der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte für den Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$  dargestellt.

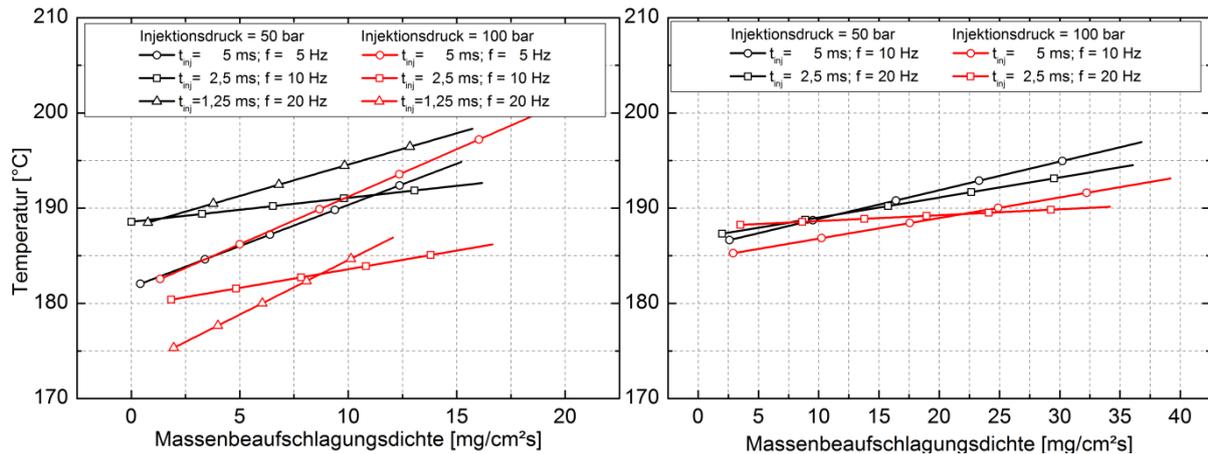


Abbildung 7.24: Temperatur zum Zeitpunkt der betragsmäßig maximalen Wärmestromdichte für die Abkühlverläufe im Abstand von  $A = 100$  mm für die Tastgrade von  $DC = 2,5$  % (links) und  $DC = 5$  % (rechts)

Die Temperaturen verschieben sich zu höheren Werten mit steigender Massenbeaufschlagungsdichte. Dieser grundsätzliche Zusammenhang ist bei allen Verläufen qualitativ zu erkennen.

## 7.5.2 Vergleich der Auswerteverfahren

Im Rahmen der Auswertung der infrarotthermografisch ermittelten Temperaturinformationen wurde eine inverse Routine erstellt. Ausgehend von der trockenen Blechseite werden die Temperaturen, die Wärmestromdichten sowie die Wärmeübergangskoeffizienten der feuchten Blechseite berechnet. Dieser Umstand bedeutete einen hohen Mehraufwand im Gegensatz zur Annahme der vertikal homogenen Temperaturverteilung im Blech ohne Berücksichtigung der Lackschicht ( $Bi < 0,1$ ). Eine solche Hypothese wäre für die alleinige Betrachtung des stabilen Filmsiedens berechtigt, da in diesem Siederegime wesentlich geringere Wärmeströme auftreten als im Übergangs- und Blasensiedebereich. Zur Veranschaulichung werden Vergleichsrechnungen für beide Siederegime durchgeführt. Dabei wird der Wärmeübergangskoeffizient mittels einer vereinfachten eindimensionalen Berechnung über die Gleichung

$$\alpha_{VGL} = \frac{(\dot{q}_V \cdot s_{Blech}) - (\rho_{Blech} c_{Blech} s_{Blech} \cdot \frac{\vartheta_{i,j,l} - \vartheta_{i,j,l-1}}{t_l - t_{l-1}})}{\vartheta_{i,j,l} - \vartheta_{Fluid}} \quad (7-5)$$

ermittelt. Hierbei gilt:

$$i = 1 \dots IE \quad j = 1 \dots JE \quad l = 1 \dots LE, \quad (7-6)$$

wobei  $i$  und  $j$  die Pixel des reduzierten Auswertefeldes nach der Spraymittelpunkterfassung und  $l$  die Zeitschritte darstellen. Vernachlässigt wird die Querwärmeleitung und die Verlustwärme an der Blechunterseite. Somit bestimmt die Vergleichsrechnung ein sehr vereinfachtes, aber äußerst zeiteffektives Ergebnis zum Vergleich der inversen Auswerterroutine. In **Abbildung 7.14** sind die transienten Wärmeübergangskoeffizienten beider Berechnungen als Einzelpulsbetrachtung jeweils für den Filmsiedebereich (oben) und den Blasensiedebereich (unten) dargestellt. Die Ausgangsdaten sind der Abkühlverlaufsmessung in einem Abstand von  $A = 100 \text{ mm}$ , mit einem Injektionsdruck von  $p = 50 \text{ bar}$ , einer Injektionsdauer von  $t_{inj} = 5 \text{ ms}$  und einem Tastgrad von  $DC = 2,5 \%$  entnommen.

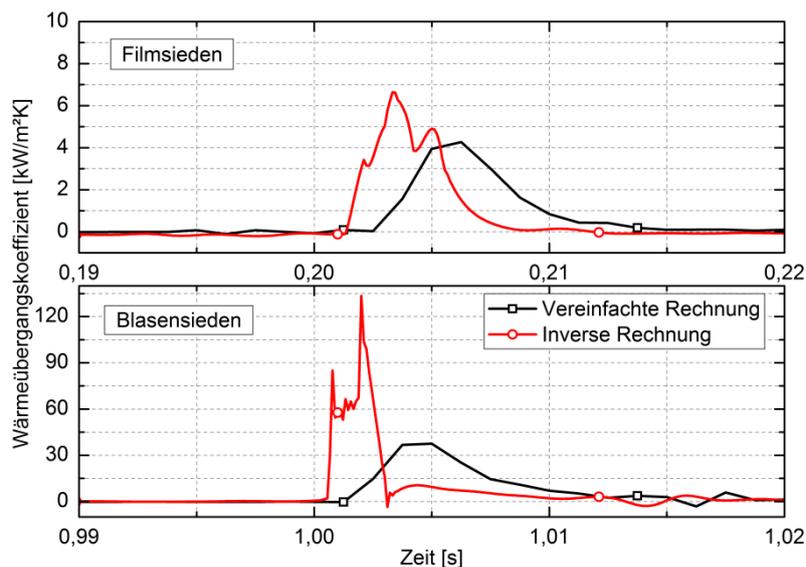


Abbildung 7. 25: Wärmeübergangskoeffizient bestimmt durch verschiedene Berechnungsverfahren für den Messpunkt im Abstand von  $100 \text{ mm}$ , einem Injektionsdruck von  $50 \text{ bar}$ , einer Injektionsdauer von  $5 \text{ ms}$  und einem Tastgrad von  $2,5 \%$

Dieses angeführte Beispiel soll eine Tendenz der unterschiedlichen Auswertestrategien geben. Es wird hierbei auf umfangreichere Vergleichsmethoden zwischen den beiden Verfahren verzichtet. Im stabilen Filmsieden wäre demnach eine vereinfachte Auswertestrategie möglich, da die Unterschiede in diesem Siederegime hinsichtlich des

Betrages gering sind. Auffällig ist der zeitliche Versatz des Anstieges des Wärmeübergangskoeffizienten der unterschiedlichen Auswertemethoden. Dies ist auf den Bezug der inversen Routine auf die Temperaturen der feuchten Blechseite mit Berücksichtigung der thermisch trägen Lackschicht zurückzuführen. Bei der Betrachtung des Blasensiedebereiches werden die Grenzen für den Einsatz einer vereinfachten Auswertung deutlich. Die Ergebnisse unterscheiden sich merklich hinsichtlich des Betrages. Der Maximalpeak des Wärmeübergangskoeffizienten wird nicht von der Vergleichsrechnung erfasst, so dass sich die Beträge um den Faktor drei im Maximum unterscheiden. Mit einer vereinfachten Rechnung kann kein repräsentatives Ergebnis im Blasensiedebereich getroffen werden, daher sind komplexere Auswertungsstrategien, entsprechend der hier vorgenommenen inversen Auswertung, notwendig. Für den Einsatz zur Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten bei Abkühlungsverläufen im stabilen Filmsieden stellt die vereinfachte Methode noch eine ungenauere, aber mögliche Alternative dar.

## 8. Zusammenfassung

Die intermittierende Sprühkühlung hat in den letzten Jahren an Bedeutung gewonnen, da durch die zusätzlichen Steuerparameter, Impulsdauer und -frequenz, weitere Eingriffsmöglichkeiten für die Steuerung des Wärmeübergangs zur Verfügung stehen und somit die Möglichkeit besteht, Abkühlprozesse unter vordefinierten Bedingungen ablaufen zu lassen. Die Kenntnis der Einflüsse der Steuerparameter auf den Wärmeübergangsprozess in allen Siedebereichen ist dabei unerlässlich.

In dieser Arbeit wurde die intermittierende Sprühkühlung bezüglich der Abkühlung einer heißen Oberfläche vom Filmsiedebereich bis zum konvektiven Wärmeübergang untersucht. Hierbei konnten die Auswirkungen der Steuerparameter auf den Wärmeübergang bei Einzelimpulsen und für den gesamten Abkühlverlauf dargestellt werden. Die Ergebnisse erfordern die Ermittlung der Leidenfrosttemperatur und die inverse Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten und der Wärmestromdichte.

Die durchgeführten Untersuchungen beschreiben die Kühlung einer horizontalen Platte mit einem intermittierenden Spray. Verwendet wurde hierfür ein moderner Injektor (Bosch HDEV 5, Benzindirekteinspritzung) mit Wasser als Betriebs- bzw. Kühlmittel. Auf Grund seines hohen und konstanten spezifischen elektrischen Widerstands wurde ein  $0,1\text{ mm}$  dickes Inconel 625-Blech als Testkörper gewählt. Die Abkühlverläufe wurden berührungslos mit der Infrarotkamera Image IR 8300 als Sequenz von Einzelbildern mit einer Aufnahmefrequenz von  $800\text{ Hz}$  erfasst. Zur Erhöhung des Emissionsgrades des Bleches wurde es einseitig auf der strahlabgewandten Seite mit dem Ofenlack SENOTHERM-UHT-600 beschichtet. Um Rückschlüsse auf den Wärmeübergangskoeffizienten der beaufschlagten Blechseite führen zu können, musste eine inverse Auswerteroutine erstellt werden. Diese ermittelt, ausgehend von der trockenen Blechseite, die Temperaturen und den Wärmeübergang der feuchten Seite. Zu Beginn eines Abkühlverlaufes wurde eine Starttemperatur im Filmsiedebereich (ca.  $340\text{ °C}$ ) gewählt und der Kühlprozess gestartet. Variiert wurden die Distanz zwischen Düse und Testblech von  $100\text{ mm}$  bis  $200\text{ mm}$ , der Injektionsdruck von  $50\text{ bar}$  bis  $200\text{ bar}$ , die Impulsdauer von  $1,25\text{ ms}$  bis  $5\text{ ms}$  und die Injektionsfrequenz von  $5\text{ Hz}$  bis  $20\text{ Hz}$ , was zu einem Tastgrad von  $2,5\%$  und  $5\%$  zusammengefasst werden konnte.

Die Spraycharakteristik wurde mit einem 2D-Phasen-Doppler-Anemometer und einem eigens konstruierten Segmentpatternator bestimmt. Bei der Ermittlung der Tropfendurchmesser und -geschwindigkeiten konnten außerdem Grenzen für das Bestehen eines ausgebildeten Sprühstrahls unter Verwendung der Variation der Steuerparameter aufgezeigt werden. Eine weitgehende Unabhängigkeit der Tropfendurchmesser konnte für die verwendeten Parameter, Frequenz, Impulsdauer und Abstand zwischen Düse und Messvolumen, nachgewiesen werden. Die notwendigen Patternatormessungen zur Ermittlung der Massenbeaufschlagungsdichte konnten die Reproduzierbarkeit und die Konstanz des Sprays bei Variation der Impulsdauer und Frequenz mit gleichem Tastgrad aufzeigen. Somit konnte der Einfluss dieser Steuerparameter auf den Wärmeübergang untersucht werden.

Für die Auswertung der infrarotthermografisch ermittelten Messdaten wurde eine umfangreiche Datenaufbereitung sowie eine inverse Auswerterroutine erstellt. Hierfür wurde das Blech in eine Gitternetzstruktur unterteilt und mit Hilfe von expliziten Differenzen und der Fourierschen Differentialgleichung die instationäre Wärmeleitung invers analysiert. Umfangreiche Überprüfungen mittels der FEM-Software COMSOL-Multiphysics und einer programmierten direkten Vergleichsrechnung zeigten hinreichende Übereinstimmungen. Der experimentell ermittelte Verlustwärmestrom der unbeaufschlagten Blechseite wurde im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse auf Auswirkungen auf das Endergebnis der Routine untersucht. Durch eine ebenfalls programmierte vereinfachte Auswertung, für den Fall der Vernachlässigung der Wärmeleitung im Blech gegenüber dem Wärmeübergang, konnten die Auswertestrategien für die verschiedenen Siederegime verglichen werden. Eine solche Annahme wäre bei reiner Betrachtung des Filmsiedebereiches möglich, für den Blasensiedebereich ließen sich jedoch ausgeprägte Differenzen in den Ergebnissen feststellen.

Die Leidenfrosttemperaturen wurden aus den Gesamttemperaturverläufen der Abkühlungen ermittelt, wobei eine Zunahme bei höheren Drücken und kürzeren Distanzen zwischen Düse und Testblech nachgewiesen werden konnte. Eine Verlängerung der Impulsdauern führte partiell zu einer Verschiebung der Leidenfrosttemperatur zu höheren Werten. Eine Abhängigkeit bezüglich der hier verwendeten, sehr niedrigen Tastgrade wurde nicht festgestellt.

Bei der Untersuchung der Gesamttemperaturverläufe konnte bei konstantem Tastgrad eine schnellere Abkühlung bei niedrigen Impulsdauern und höheren Injektionsfrequenzen festgestellt werden, was die in [48] für den Filmsiedebereich vorgenommenen Untersuchungen bestätigt. Die Vergrößerung der Distanz zwischen Düse und Testblech hat

eine Verlangsamung des Kühlprozesses zur Folge, die jedoch mit Erhöhung des Injektionsdruckes verringert werden konnte. Grundsätzlich hat die Änderung des Abstandes der Düse zum Kühlgut einen hohen Einfluss auf die Kühlwirkung und auf den zeitlichen Verlauf der Abkühlung. Bei der Betrachtung der abgeführten Wärmen des untersuchten Sprayfeldes auf Basis der inversen Auswertung konnten die Erkenntnisse der Gesamttemperaturverlaufsanalyse bestätigt und präzisiert werden.

Die Analyse der Einzelpulse in den verschiedenen Siederegimen konnte große Unterschiede zwischen den flächengemittelten Temperaturverläufen und denen des Sprayzentrums aufzeigen. Der lokale Temperaturgradient steigt demnach bezogen auf den Filmsiedebereich im Blasensiedebereich auf ein Vielfaches an. Des Weiteren konnte ein sich ändernder Einfluss der Steuerparameter nachgewiesen werden. Die eingeführte dimensionslose Größe der Abkühlung, als Temperaturverhältnis von  $\frac{\vartheta(t)}{\vartheta_0(t_0)}$ , weist im

Filmsiedebereich eine Halbierung bei der jeweiligen Vergrößerung des Abstandes um  $50\text{ mm}$  ausgehend von  $100\text{ mm}$  auf. Bei der Betrachtung der gleichen Parametereinstellungen im Blasensiedebereich ist die Abkühlung bei  $150\text{ mm}$  und  $200\text{ mm}$  nahezu gleich, lediglich im Abstand von  $100\text{ mm}$  ist eine höhere Abkühlung erkennbar.

Für die Auswertung des Wärmeübergangs in Abhängigkeit der Massenbeaufschlagungsdichte wurden die Ergebnisse der Patternatoruntersuchungen mit dem infrarotthermografisch erfassten Temperaturmessfeld und den berechneten Wärmeübergangskoeffizienten bzw. Wärmestromdichten verknüpft. Für den Filmsiedebereich wurden die Abhängigkeiten des Wärmeübergangskoeffizienten bezüglich der Massenbeaufschlagungsdichte linear approximiert. Der ausgewertete Zeitraum entspricht dem der geringsten verwendeten Injektionsfrequenz. Grundsätzlich steigt der Wärmeübergangskoeffizient mit zunehmender Massenbeaufschlagungsdichte. Es konnte eine leichte Erhöhung des Anstieges mit zunehmendem Injektionsdruck und damit der Tropfengeschwindigkeit festgestellt werden. Eine Verdopplung des Tastgrades, verbunden mit einer Vergrößerung der Wasserbeaufschlagung, führte zu einer starken Zunahme der Wärmeübergangskoeffizienten. Für den Übergangs- und Blasensiedebereich wurden die betragsmäßig maximalen, während eines Abkühlverlaufes auftretenden, Wärmestromdichten in Abhängigkeit der Massenbeaufschlagungsdichte analysiert. Im Gegensatz zum Filmsiedebereich hat der verwendete Tastgrad nur noch einen relativ geringen Einfluss auf den Wärmeübergang. Mit erhöhten Tropfengeschwindigkeiten (Einspritzdruck) konnte eine

deutliche Zunahme der absoluten Werte, als auch der qualitativen Verläufe der Wärmestromdichte über der Massenbeaufschlagungsdichte festgestellt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Wärmeübergang bei der intermittierenden Sprühkühlung im Film- und Blasensiedebereich untersucht. Es wurde eine inverse Routine zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten erstellt und überprüft. Die Untersuchungen besitzen Grundlagencharakter und wurden zur Charakterisierung des Sprays und der Einflüsse der Steuerparameter auf den Abkühlverlauf angewendet. Ein Zusammenhang zwischen Tropfencharakteristik und Wärmeübergang konnte für die Tropfengeschwindigkeit herausgearbeitet werden.

In weiterführenden Untersuchungen sollten die Parametereinflüsse bezüglich der verschiedenen Siederegime mit Einfluss auf den Wärmeübergang mit anderen Düsen untersucht werden.

Mit den Ergebnissen der Untersuchungen lassen sich Steuerprogramme entwickeln, mit denen Kühlmittelleffizienz und Kühlverlauf unter Variation des Injektionsdrucks bei flexiblen Injektionsdauern und konstanten Tastgraden gezielt beeinflusst werden können.

# A Anhang

## A.1 Fehlerbetrachtung für das inverse Auswerteverfahren

Neben der Betrachtung der Sensitivität der inversen Routine in Bezug auf die infrarotthermografisch gemessene Lacktemperatur der Blechunterseite und der Verlustwärmestromdichte (siehe Kapitel 5.4.3) kann der Einfluss der weiteren fehlerbehafteten Größen über eine Fehlerrechnung überprüft werden. Dabei wird die Abhängigkeit der Berechnung der Wärmestromdichte der feuchten Seite des Bleches von deren Einflussgrößen untersucht. Hierbei handelt es sich um die stoffspezifischen Kenngrößen der Dichte  $\rho$ , der Wärmekapazität  $c$ , des Temperaturleitkoeffizienten  $a$ , des Wärmeleitkoeffizienten  $\lambda$  und die messtechnischen Größen der Pixelabmaße  $\Delta x$  und  $\Delta y$ , der Blechstärke  $\Delta z$  und der Zeitschrittweite  $\Delta t$ , jeweils für das Blech und die Lacksicht. Hierfür wird eine Gauß'sche Fehlerfortpflanzungsrechnung für jedes einzelne Berechnungsintervall der Routine durchgeführt. Für einen beliebigen Punkt bei einer verwendeten Ebenenanzahl von jeweils  $N = 5$  und der Verwendung von Lack- und Blechsicht ergeben sich demnach insgesamt 16 Ausgangsgleichungen. Die ersten sieben Gleichungen dienen zur sukzessiven Berechnung der Temperaturen der Lackschicht:

$$1) \quad g_{i,j,1}^l = g_{i,j,tr}^l - \frac{\dot{q}_{i,j,tr}^l \cdot \Delta z_{Lack}}{2\lambda_{Lack}}$$

mit der gefundenen Approximation für die Verlustwärmestromdichte der Blechunterseite:

$$\dot{q}_{i,j,tr}^l = 1635,967 - 13,6075 \cdot g_{i,j,tr}^l + 0,12113 \cdot (g_{i,j,tr}^l)^2.$$

$$2) \quad g_{i,j,2}^l = 2g_{i,j,tr}^l - g_{i,j,1}^l$$

$$3) \quad \vartheta_{i,j,k+1}^l = \frac{(\vartheta_{i,j,k}^{l+1} - \vartheta_{i,j,k}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta t \cdot a_{Lack}} - \frac{(\vartheta_{i-1,j,k}^l - 2\vartheta_{i,j,k}^l + \vartheta_{i+1,j,k}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} \\ - \frac{(\vartheta_{i,j-1,k}^l - 2\vartheta_{i,j,k}^l + \vartheta_{i,j+1,k}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^2} - \vartheta_{i,j,k-1}^l + 2\vartheta_{i,j,k}^l$$

Gleichung 3) gilt für  $k = 2 \dots 4$ , beinhaltet also auch Gleichung 4) und 5) für die Ebenen 3 und 4, mit der entsprechenden stoffspezifischen Temperaturleitfähigkeit  $a$ :

$$6) \quad a_{Lack} = \frac{\lambda_{Lack}}{\rho_{Lack} \cdot c_{Lack}}.$$

$$7) \quad \vartheta_{i,j,VLB}^l = \frac{\vartheta_{i,j,N}^l + \vartheta_{i,j,N-1}^l}{2}$$

$$8) \quad \dot{q}_{i,j,VLB}^l = \frac{2 \cdot \lambda_{Lack}}{\Delta z_{Lack}} \cdot (\vartheta_{i,j,N-1}^l - \vartheta_{i,j,VLB}^l)$$

Aus der Temperatur  $\vartheta_{i,j,VLB}^l$  und der Wärmestromdichte  $\dot{q}_{i,j,VLB}^l$  der Verbindungsebene zwischen Lack- und Blechschicht werden sukzessive die Temperaturen der Blechschicht ermittelt:

$$9) \quad \vartheta_{i,j,1}^l = \vartheta_{i,j,VLB}^l - \frac{\dot{q}_{i,j,VLB}^l \cdot \Delta z_{Blech}}{2\lambda_{Blech}}$$

$$10) \quad \vartheta_{i,j,2}^l = 2\vartheta_{i,j,VLB}^l - \vartheta_{i,j,1}^l$$

$$11) \quad \vartheta_{i,j,k+1}^l = \frac{(\vartheta_{i,j,k}^{l+1} - \vartheta_{i,j,k}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta t \cdot a_{Blech}} - \frac{(\vartheta_{i-1,j,k}^l - 2\vartheta_{i,j,k}^l + \vartheta_{i+1,j,k}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^2} \\ - \frac{(\vartheta_{i,j-1,k}^l - 2\vartheta_{i,j,k}^l + \vartheta_{i,j+1,k}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^2} - \vartheta_{i,j,k-1}^l + 2\vartheta_{i,j,k}^l$$

Gleichung 11) gilt für  $k = 2 \dots 4$ , beinhaltet also auch Gleichung 12) und 13) für die Ebenen 3 und 4, mit der entsprechenden stoffspezifischen Temperaturleitfähigkeit  $a$ :

$$14) \quad a_{Blech} = \frac{\lambda_{Blech}}{\rho_{Blech} \cdot c_{Blech}}.$$

$$15) \quad \vartheta_{i,j,feucht}^l = \frac{\vartheta_{i,j,N}^l + \vartheta_{i,j,N-1}^l}{2}$$

$$16) \quad \dot{q}_{i,j,feucht}^l = \frac{2 \cdot \lambda_{Blech}}{\Delta z_{Blech}} \cdot (g_{i,j,N-1}^l - g_{i,j,feucht}^l)$$

Der Fehler der Wärmestromdichte der feuchten Seite  $\Delta \dot{q}_{i,j,feucht}^l$  berechnet sich nach dem Gauß'schen Fehlerfortpflanzungsgesetz bei unabhängigen und normalverteilten Fehlern aus den jeweiligen Fehlern der vorher zu bestimmenden Größen:

$$A) \text{ Aus 1) } \quad \Delta g_{i,j,1}^l = \left[ \left( \frac{\partial g_{i,j,1}^l}{\partial \Delta z_{Lack}} \cdot \Delta(\Delta z_{Lack}) \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,1}^l}{\partial \lambda_{Lack}} \cdot \Delta \lambda_{Lack} \right)^2 \right]^{0,5}$$

$$B) \text{ Aus 2) } \quad \Delta g_{i,j,2}^l = \left[ \left( \frac{\partial g_{i,j,2}^l}{\partial g_{i,j,1}^l} \cdot \Delta g_{i,j,1}^l \right)^2 \right]^{0,5}$$

C) Aus 3)

$$\Delta g_{i,j,3}^l = \left[ \begin{aligned} & \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial g_{i,j,2}^l} \cdot \Delta g_{i,j,2}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial g_{i,j,1}^l} \cdot \Delta g_{i,j,1}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial g_{i,j,2}^{l+1}} \cdot \Delta g_{i,j,2}^{l+1} \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial g_{i-1,j,2}^l} \cdot \Delta g_{i-1,j,2}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial g_{i+1,j,2}^l} \cdot \Delta g_{i+1,j,2}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial g_{i,j-1,2}^l} \cdot \Delta g_{i,j-1,2}^l \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial g_{i,j+1,2}^l} \cdot \Delta g_{i,j+1,2}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial a_{Lack}} \cdot \Delta a_{Lack} \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial \Delta z_{Lack}} \cdot \Delta(\Delta z_{Lack}) \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial \Delta t} \cdot \Delta(\Delta t) \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial \Delta x} \cdot \Delta(\Delta x) \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,3}^l}{\partial \Delta y} \cdot \Delta(\Delta y) \right)^2 \end{aligned} \right]^{0,5}$$

D) Aus 4)

$$\Delta g_{i,j,4}^l = \left[ \begin{aligned} & \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial g_{i,j,3}^l} \cdot \Delta g_{i,j,3}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial g_{i,j,2}^l} \cdot \Delta g_{i,j,2}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial g_{i,j,3}^{l+1}} \cdot \Delta g_{i,j,3}^{l+1} \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial g_{i-1,j,3}^l} \cdot \Delta g_{i-1,j,3}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial g_{i+1,j,3}^l} \cdot \Delta g_{i+1,j,3}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial g_{i,j-1,3}^l} \cdot \Delta g_{i,j-1,3}^l \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial g_{i,j+1,3}^l} \cdot \Delta g_{i,j+1,3}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial a_{Lack}} \cdot \Delta a_{Lack} \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial \Delta z_{Lack}} \cdot \Delta(\Delta z_{Lack}) \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial \Delta t} \cdot \Delta(\Delta t) \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial \Delta x} \cdot \Delta(\Delta x) \right)^2 + \left( \frac{\partial g_{i,j,4}^l}{\partial \Delta y} \cdot \Delta(\Delta y) \right)^2 \end{aligned} \right]^{0,5}$$

E) Aus 5) für  $N = 5$

$$\Delta \mathcal{G}_{i,j,N}^l = \left[ \begin{aligned} & \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,4}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,3}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^{l+1}} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,4}^{l+1} \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i-1,j,4}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i-1,j,4}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i+1,j,4}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i+1,j,4}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j-1,4}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j-1,4}^l \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j+1,4}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j+1,4}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial a_{Lack}} \cdot \Delta a_{Lack} \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \Delta z_{Lack}} \cdot \Delta(\Delta z_{Lack}) \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \Delta t} \cdot \Delta(\Delta t) \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \Delta x} \cdot \Delta(\Delta x) \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \Delta y} \cdot \Delta(\Delta y) \right)^2 \end{aligned} \right]^{0,5}$$

jeweils mit F) aus 6)

$$\Delta a_{Lack} = \left[ \left( \frac{\partial a_{Lack}}{\partial \lambda_{Lack}} \cdot \Delta \lambda_{Lack} \right)^2 + \left( \frac{\partial a_{Lack}}{\partial \rho_{Lack}} \cdot \Delta \rho_{Lack} \right)^2 + \left( \frac{\partial a_{Lack}}{\partial c_{Lack}} \cdot \Delta c_{Lack} \right)^2 \right]^{0,5}.$$

$$\text{G) Aus 7) } \quad \Delta \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l = \left[ \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N}^l \right)^2 \right]^{0,5}$$

$$\text{H) Aus 8) } \quad \Delta \dot{\mathcal{q}}_{i,j,VLB}^l = \left[ \begin{aligned} & \left( \frac{\partial \dot{\mathcal{q}}_{i,j,VLB}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \dot{\mathcal{q}}_{i,j,VLB}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial \dot{\mathcal{q}}_{i,j,VLB}^l}{\partial \lambda_{Lack}} \cdot \Delta \lambda_{Lack} \right)^2 + \left( \frac{\partial \dot{\mathcal{q}}_{i,j,VLB}^l}{\partial z_{Lack}} \cdot \Delta(\Delta z_{Lack}) \right)^2 \end{aligned} \right]^{0,5}$$

$$\text{I) Aus 9) } \quad \Delta \mathcal{G}_{i,j,1}^l = \left[ \begin{aligned} & \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l}{\partial \Delta z_{Blech}} \cdot \Delta(\Delta z_{Blech}) \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l}{\partial \lambda_{Blech}} \cdot \Delta \lambda_{Blech} \right)^2 \\ & + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l}{\partial \dot{\mathcal{q}}_{i,j,VLB}^l} \cdot \Delta \dot{\mathcal{q}}_{i,j,VLB}^l \right)^2 \end{aligned} \right]^{0,5}$$

$$\text{J) Aus 10) } \quad \Delta \mathcal{G}_{i,j,2}^l = \left[ \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,1}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l \right)^2 \right]^{0,5}$$



N) Jeweils mit aus 14)

$$\Delta a_{Blech} = \left[ \left( \frac{\partial a_{Blech}}{\partial \lambda_{Blech}} \cdot \Delta \lambda_{Blech} \right)^2 + \left( \frac{\partial a_{Blech}}{\partial \rho_{Blech}} \cdot \Delta \rho_{Blech} \right)^2 + \left( \frac{\partial a_{Blech}}{\partial c_{Blech}} \cdot \Delta c_{Blech} \right)^2 \right]^{0,5}$$

O) Aus 15)

$$\Delta \mathcal{G}_{i,j,feucht}^l = \left[ \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,feucht}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,feucht}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N}^l \right)^2 \right]^{0,5}$$

P) Aus 16)

$$\Delta \dot{\mathcal{G}}_{i,j,feucht}^l = \left[ \left( \frac{\partial \dot{\mathcal{G}}_{i,j,feucht}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,feucht}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,feucht}^l \right)^2 + \left( \frac{\partial \dot{\mathcal{G}}_{i,j,feucht}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l \right)^2 \right]^{0,5} + \left[ \left( \frac{\partial \dot{\mathcal{G}}_{i,j,feucht}^l}{\partial \lambda_{Blech}} \cdot \Delta \lambda_{Blech} \right)^2 + \left( \frac{\partial \dot{\mathcal{G}}_{i,j,feucht}^l}{\partial z_{Blech}} \cdot \Delta (\Delta z_{Blech}) \right)^2 \right]$$

Die partiellen Ableitungen ergeben sich zu:

A:

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l}{\partial \Delta z_{Lack}} = - \frac{\dot{q}_{i,j,tr}^l}{\lambda_{Lack}} \cdot \Delta (\Delta z_{Lack})$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l}{\partial \lambda_{Lack}} = \frac{\dot{q}_{i,j,tr}^l \cdot \Delta z_{Lack}}{2 \cdot \lambda_{Lack}^2} \cdot \Delta \lambda_{Lack}$$

B:

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l} = -1 \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,1}^l$$

C:

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^l} = \left( - \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta t \cdot a_{Lack}} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^2} + 2 \right) \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l} = -\Delta \mathcal{G}_{i,j,1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^{l+1}} = \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta t \cdot a_{Lack}} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,2}^{l+1}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i-1,j,2}^l} = - \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i-1,j,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i+1,j,2}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i+1,j,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j-1,2}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j-1,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j+1,2}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j+1,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial a_{Lack}} = -\frac{(\mathcal{G}_{i,j,2}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,2}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta t} \cdot \frac{1}{a_{Lack}^2} \cdot \Delta a_{Lack}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \Delta z_{Lack}} = \left( \begin{array}{c} \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j,2}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,2}^l) \cdot \Delta z_{Lack}}{\Delta t \cdot a_{Lack}} \\ \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i-1,j,2}^l - 2\mathcal{G}_{i,j,2}^l + \mathcal{G}_{i+1,j,2}^l) \cdot \Delta z_{Lack}}{\Delta x^2} \\ \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j-1,2}^l - 2\mathcal{G}_{i,j,2}^l + \mathcal{G}_{i,j+1,2}^l) \cdot \Delta z_{Lack}}{\Delta y^2} \end{array} \right) \cdot \Delta(\Delta z_{Lack})$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \Delta t} = -\frac{(\mathcal{G}_{i,j,2}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,2}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{a_{Lack}} \cdot \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \Delta(\Delta t)$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \Delta x} = \left( \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i-1,j,2}^l - 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,2}^l + \mathcal{G}_{i+1,j,2}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^3} \cdot \Delta(\Delta x) \right)^2$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \Delta y} = \left( \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j-1,2}^l - 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,2}^l + \mathcal{G}_{i,j+1,2}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^3} \cdot \Delta(\Delta y) \right)^2$$

D:

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l} = \left( -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta t \cdot a_{Lack}} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^2} + 2 \right) \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^l} = -\Delta \mathcal{G}_{i,j,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^{l+1}} = \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta t \cdot a_{Lack}} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,3}^{l+1}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i-1,j,3}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i-1,j,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i+1,j,3}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i+1,j,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j-1,3}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j-1,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j+1,3}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j+1,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial a_{Lack}} = -\frac{(\mathcal{G}_{i,j,3}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,3}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta t} \cdot \frac{1}{a_{Lack}^2} \cdot \Delta a_{Lack}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \Delta z_{Lack}} = \left( \begin{array}{c} \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j,3}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,3}^l) \cdot \Delta z_{Lack}}{\Delta t \cdot a_{Lack}} \\ -\frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i-1,j,3}^l - 2\mathcal{G}_{i,j,3}^l + \mathcal{G}_{i+1,j,3}^l) \cdot \Delta z_{Lack}}{\Delta x^2} \\ -\frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j-1,3}^l - 2\mathcal{G}_{i,j,3}^l + \mathcal{G}_{i,j+1,3}^l) \cdot \Delta z_{Lack}}{\Delta y^2} \end{array} \right) \cdot \Delta(\Delta z_{Lack})$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \Delta t} = -\frac{(\mathcal{G}_{i,j,3}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,3}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{a_{Lack}} \cdot \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \Delta(\Delta t)$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \Delta x} = \left( \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i-1,j,3}^l - 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,3}^l + \mathcal{G}_{i+1,j,3}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^3} \cdot \Delta(\Delta x) \right)^2$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \Delta y} = \left( \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j-1,3}^l - 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,3}^l + \mathcal{G}_{i,j+1,3}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^3} \cdot \Delta(\Delta y) \right)^2$$

E: 
$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l} = \left( -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta t \cdot a_{Lack}} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^2} + 2 \right) \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l} = -\Delta \mathcal{G}_{i,j,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N-1}^{l+1}} = \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta t \cdot a_{Lack}} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N-1}^{l+1}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i-1,j,N-1}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i-1,j,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i+1,j,N-1}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i+1,j,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j-1,N-1}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j-1,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j+1,N-1}^l} = -\frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j+1,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial a_{Lack}} = -\frac{(\mathcal{G}_{i,j,N-1}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta t} \cdot \frac{1}{a_{Lack}^2} \cdot \Delta a_{Lack}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \Delta z_{Lack}} = \left( \begin{array}{c} \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j,N-1}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Lack}}{\Delta t \cdot a_{Lack}} \\ - \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i-1,j,N-1}^l - 2\mathcal{G}_{i,j,N-1}^l + \mathcal{G}_{i+1,j,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Lack}}{\Delta x^2} \\ - \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j-1,N-1}^l - 2\mathcal{G}_{i,j,N-1}^l + \mathcal{G}_{i,j+1,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Lack}}{\Delta y^2} \end{array} \right) \cdot \Delta(\Delta z_{Lack})$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \Delta t} = -\frac{(\mathcal{G}_{i,j,N-1}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{a_{Lack}} \cdot \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \Delta(\Delta t)$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \Delta x} = \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i-1,j,N-1}^l - 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l + \mathcal{G}_{i+1,j,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^3} \cdot \Delta(\Delta x)$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \Delta y} = \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j-1,N-1}^l - 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l + \mathcal{G}_{i,j+1,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Lack}^2}{\Delta y^3} \cdot \Delta(\Delta y)$$

F: 
$$\frac{\partial a_{Lack}}{\partial \lambda_{Lack}} = \frac{1}{\rho_{Lack} \cdot c_{Lack}} \cdot \Delta \lambda_{Lack}$$

$$\frac{\partial a_{Lack}}{\partial \rho_{Lack}} = -\frac{\lambda_{Lack}}{c_{Lack}} \cdot \frac{1}{\rho_{Lack}^2}$$

$$\frac{\partial a_{Lack}}{\partial c_{Lack}} = -\frac{\lambda_{Lack}}{\rho_{Lack}} \cdot \frac{1}{c_{Lack}^2}$$

$$\text{G: } \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l} = \frac{1}{2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l} = \frac{1}{2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l$$

$$\text{H: } \frac{\partial \dot{\mathcal{Q}}_{i,j,VLB}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l} = \frac{2 \cdot \lambda_{Lack}}{\Delta z_{Lack}} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \dot{\mathcal{Q}}_{i,j,VLB}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l} = -\frac{2 \cdot \lambda_{Lack}}{\Delta z_{Lack}} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l$$

$$\frac{\partial \dot{\mathcal{Q}}_{i,j,VLB}^l}{\partial \lambda_{Lack}} = \left( \frac{2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l}{\Delta z_{Lack}} - \frac{2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l}{\Delta z_{Lack}} \right) \cdot \Delta \lambda_{Lack}$$

$$\frac{\partial \dot{\mathcal{Q}}_{i,j,VLB}^l}{\partial z_{Lack}} = \left( -2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l \cdot \lambda_{Lack} + 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l \cdot \lambda_{Lack} \right) \cdot \frac{1}{\Delta z_{Lack}^2}$$

$$\text{I: } \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l}{\partial \Delta z_{Blech}} = -\frac{\dot{\mathcal{Q}}_{i,j,VLB}^l}{\lambda_{Blech}} \cdot \Delta(\Delta z_{Blech})$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l}{\partial \lambda_{Blech}} = \frac{\dot{\mathcal{Q}}_{i,j,VLB}^l \cdot \Delta z_{Blech}}{2 \cdot \lambda_{Blech}^2} \cdot \Delta \lambda_{Blech}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l}{\partial \dot{\mathcal{Q}}_{i,j,VLB}^l} = -\frac{\Delta z_{Blech}}{2 \cdot \lambda_{Blech}^2} \cdot \Delta \dot{\mathcal{Q}}_{i,j,VLB}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l} = 1 \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l$$

$$\text{J: } \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l} = -1 \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l} = 2 \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,VLB}^l$$

$$\text{K: } \frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^l} = \left( -\frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta t \cdot a_{Blech}} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^2} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^2} + 2 \right) \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,1}^l} = -\Delta \mathcal{G}_{i,j,1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^{l+1}} = \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta t \cdot a_{Blech}} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,2}^{l+1}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i-1,j,2}^l} = -\frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i-1,j,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i+1,j,2}^l} = -\frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i+1,j,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j-1,2}^l} = -\frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j-1,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j+1,2}^l} = -\frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j+1,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial a_{Blech}} = -\frac{(\mathcal{G}_{i,j,2}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,2}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta t} \cdot \frac{1}{a_{Blech}^2} \cdot \Delta a_{Blech}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \Delta z_{Blech}} = \left( \begin{array}{c} \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j,2}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,2}^l) \cdot \Delta z_{Blech}}{\Delta t \cdot a_{Lack}} \\ - \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i-1,j,2}^l - 2\mathcal{G}_{i,j,2}^l + \mathcal{G}_{i+1,j,2}^l) \cdot \Delta z_{Blech}}{\Delta x^2} \\ - \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j-1,2}^l - 2\mathcal{G}_{i,j,2}^l + \mathcal{G}_{i,j+1,2}^l) \cdot \Delta z_{Blech}}{\Delta y^2} \end{array} \right) \cdot \Delta(\Delta z_{Blech})$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \Delta t} = -\frac{(\mathcal{G}_{i,j,2}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,2}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{a_{Blech}} \cdot \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \Delta(\Delta t)$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \Delta x} = \left( \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i-1,j,2}^l - 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,2}^l + \mathcal{G}_{i+1,j,2}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^3} \cdot \Delta(\Delta x) \right)^2$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l}{\partial \Delta y} = \left( \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j-1,2}^l - 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,2}^l + \mathcal{G}_{i,j+1,2}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^3} \cdot \Delta(\Delta y) \right)^2$$

L:

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l} = \left( -\frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta t \cdot a_{Blech}} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^2} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^2} + 2 \right) \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,2}^l} = -\Delta \mathcal{G}_{i,j,2}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^{l+1}} = \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta t \cdot a_{Blech}} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,3}^{l+1}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i-1,j,3}^l} = -\frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i-1,j,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i+1,j,3}^l} = -\frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i+1,j,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j-1,3}^l} = -\frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j-1,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j+1,3}^l} = -\frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j+1,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial a_{Blech}} = -\frac{(\mathcal{G}_{i,j,3}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,3}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta t} \cdot \frac{1}{a_{Blech}^2} \cdot \Delta a_{Blech}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \Delta z_{Blech}} = \left( \begin{array}{l} \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j,3}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,3}^l) \cdot \Delta z_{Blech}}{\Delta t \cdot a_{Blech}} \\ -\frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i-1,j,3}^l - 2\mathcal{G}_{i,j,3}^l + \mathcal{G}_{i+1,j,3}^l) \cdot \Delta z_{Blech}}{\Delta x^2} \\ -\frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j-1,3}^l - 2\mathcal{G}_{i,j,3}^l + \mathcal{G}_{i,j+1,3}^l) \cdot \Delta z_{Blech}}{\Delta y^2} \end{array} \right) \cdot \Delta(\Delta z_{Blech})$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \Delta t} = - \frac{(\mathcal{G}_{i,j,3}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,3}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{a_{Blech}} \cdot \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \Delta(\Delta t)$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \Delta x} = \left( \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i-1,j,3}^l - 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,3}^l + \mathcal{G}_{i+1,j,3}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^3} \cdot \Delta(\Delta x) \right)^2$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,4}^l}{\partial \Delta y} = \left( \frac{2 \cdot (\mathcal{G}_{i,j-1,3}^l - 2 \cdot \mathcal{G}_{i,j,3}^l + \mathcal{G}_{i,j+1,3}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^3} \cdot \Delta(\Delta y) \right)^2$$

M:

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l} = \left( - \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta t \cdot a_{Lack}} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Lack}^2}{\Delta x^2} + 2 \cdot \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^2} + 2 \right) \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,3}^l} = -\Delta \mathcal{G}_{i,j,3}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j,N-1}^{l+1}} = \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta t \cdot a_{Blech}} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j,N-1}^{l+1}$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i-1,j,N-1}^l} = - \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i-1,j,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i+1,j,N-1}^l} = - \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i+1,j,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j-1,N-1}^l} = - \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j-1,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial \mathcal{G}_{i,j+1,N-1}^l} = - \frac{\Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^2} \cdot \Delta \mathcal{G}_{i,j+1,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}_{i,j,N}^l}{\partial a_{Blech}} = - \frac{(\mathcal{G}_{i,j,N-1}^{l+1} - \mathcal{G}_{i,j,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta t} \cdot \frac{1}{a_{Blech}^2} \cdot \Delta a_{Blech}$$

$$\frac{\partial g_{i,j,N}^l}{\partial \Delta z_{Blech}} = \left( \begin{array}{c} \frac{2 \cdot (g_{i,j,N-1}^{l+1} - g_{i,j,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Blech}}{\Delta t \cdot a_{Blech}} \\ - \frac{2 \cdot (g_{i-1,j,N-1}^l - 2g_{i,j,N-1}^l + g_{i+1,j,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Blech}}{\Delta x^2} \\ - \frac{2 \cdot (g_{i,j-1,N-1}^l - 2g_{i,j,N-1}^l + g_{i,j+1,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Blech}}{\Delta y^2} \end{array} \right) \cdot \Delta(\Delta z_{Blech})$$

$$\frac{\partial g_{i,j,N}^l}{\partial \Delta t} = - \frac{(g_{i,j,N-1}^{l+1} - g_{i,j,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{a_{Blech}} \cdot \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \Delta(\Delta t)$$

$$\frac{\partial g_{i,j,N}^l}{\partial \Delta x} = \frac{2 \cdot (g_{i-1,j,N-1}^l - 2 \cdot g_{i,j,N-1}^l + g_{i+1,j,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta x^3} \cdot \Delta(\Delta x)$$

$$\frac{\partial g_{i,j,N}^l}{\partial \Delta y} = \frac{2 \cdot (g_{i,j-1,N-1}^l - 2 \cdot g_{i,j,N-1}^l + g_{i,j+1,N-1}^l) \cdot \Delta z_{Blech}^2}{\Delta y^3} \cdot \Delta(\Delta y)$$

N:

$$\frac{\partial a_{Blech}}{\partial \lambda_{Blech}} = \frac{1}{\rho_{Blech} \cdot c_{Blech}} \cdot \Delta \lambda_{Blech}$$

$$\frac{\partial a_{Blech}}{\partial \rho_{Blech}} = - \frac{\lambda_{Blech}}{c_{Blech}} \cdot \frac{1}{\rho_{Blech}^2}$$

$$\frac{\partial a_{Blech}}{\partial c_{Blech}} = - \frac{\lambda_{Blech}}{\rho_{Blech}} \cdot \frac{1}{c_{Blech}^2}$$

O:

$$\frac{\partial g_{i,j,feucht}^l}{\partial g_{i,j,N}^l} = \frac{1}{2} \cdot \Delta g_{i,j,N}^l$$

$$\frac{\partial g_{i,j,feucht}^l}{\partial g_{i,j,N-1}^l} = \frac{1}{2} \cdot \Delta g_{i,j,N-1}^l$$

P:

$$\frac{\partial \dot{q}_{i,j,feucht}^l}{\partial g_{i,j,N-1}^l} = \frac{2 \cdot \lambda_{Blech}}{\Delta z_{Blech}} \cdot \Delta g_{i,j,N-1}^l$$

$$\frac{\partial \dot{q}_{i,j,feucht}^l}{\partial g_{i,j,feucht}^l} = - \frac{2 \cdot \lambda_{Blech}}{\Delta z_{Blech}} \cdot \Delta g_{i,j,feucht}^l$$

$$\frac{\partial \dot{q}_{i,j,feucht}^l}{\partial \lambda_{Blech}} = \left( \frac{2 \cdot \vartheta_{i,j,N-1}^l}{\Delta z_{Blech}} - \frac{2 \cdot \vartheta_{i,j,feucht}^l}{\Delta z_{Blech}} \right) \cdot \Delta \lambda_{Blech}$$

$$\frac{\partial \dot{q}_{i,j,feucht}^l}{\partial z_{Blech}} = \left( -2 \cdot \vartheta_{i,j,N-1}^l \cdot \lambda_{Blech} + 2 \cdot \vartheta_{i,j,feucht}^l \cdot \lambda_{Blech} \right) \cdot \frac{1}{\Delta z_{Blech}^2}$$

Für die Berechnung des Fehlers müssen definierte Temperaturwerte und Fehlerabschätzungen der einzelnen Parametergrößen bestimmt werden. Die Fehler wurden mit einer Ungenauigkeit von einem Prozent für alle Größen abgeschätzt. Die Werte der Temperaturverteilungen für die Berechnung des entstehenden Fehlers der Wärmestromdichte sind exemplarisch in den Tabellen A.1 und A.2 zusammengefasst.

Tabelle A.1: Temperaturwerte der Lackschicht zur Berechnung des Fehlers der inversen Auswerteroutine

<b>Lack</b>			
Temperaturen von: [°C]	k=2	k=3	k=4
nachbar x-1	350,8	350,1	349,9
nachbar x+1	349,5	349,5	349,2
nachbar y-1	348,8	349,4	349,1
nachbar y+1	350,3	350	349,9
Wert k=1	349,9		
Wert k=2	349,8		
Wert k=3	349,6		
Wert k=4	349,4		
Trocken	350		

Tabelle A.2: Temperaturwerte der Blechschicht zur Berechnung des Fehlers der inversen Auswerteroutine

<b>Blech</b>			
Temperaturen von: [°C]	k=2	k=3	k=4
nachbar x-1	349,1	348,3	348,2
nachbar x+1	348,7	348,6	347,8

nachbar y-1	349	348,4	347,9
nachbar y+1	348,9	348,4	348,2
Wert k=1			
Wert k=2	348,8		
Wert k=3	348,5		
Wert k=4	348		
Wert k=5	347,7		
Verbindung Lack/Blech	349,25		

Die angegebenen Werte sind teilweise Ergebnisse der Berechnungen von einzelnen Ebenen. Die resultierenden Fehler bei einer Starttemperatur von 350 °C sind in den Tabellen A.3 und A.4 dargestellt.

Tabelle A.3: Ergebnisse der Fehlerberechnung für die Lackschicht

Lack					
$\Delta$ Temperatur der 1. Ebene [°C]	$\Delta$ Temperatur der 2. Ebene [°C]	$\Delta$ Temperatur der 3. Ebene [°C]	$\Delta$ Temperatur der 4. Ebene [°C]	$\Delta$ Temperatur der 5. Ebene [°C]	$\Delta$ Wärme- Stromdichte [W/m <sup>2</sup> ]
0,00105322	0,00105322	0,00216315	0,00406027	0,00760836	658,610319

Tabelle A.4: Ergebnisse der Fehlerberechnung für die Blechschicht

Blech					
$\Delta$ Temperatur der 1. Ebene [°C]	$\Delta$ Temperatur der 2. Ebene [°C]	$\Delta$ Temperatur der 3. Ebene [°C]	$\Delta$ Temperatur der 4. Ebene [°C]	$\Delta$ Temperatur der 5. Ebene [°C]	$\Delta$ Wärme- Stromdichte [W/m <sup>2</sup> ]
0,004366223	0,009666274	0,01855738	0,035949935	0,06959817	51038,0052

Der Fehler der berechneten Wärmestromdichte beträgt hier ca. 51 kW/m<sup>2</sup> bei einem Ergebnis von 445,3155 kW/m<sup>2</sup>, was einem Anteil von ca. 11,5 % entspricht. Der relativ hohe Wert ist mit der Vielzahl an Rechenschritten zu begründen, worin sich einzelne Fehler aufsummieren. Des Weiteren wurden hier nur die Unsicherheiten der stoffspezifischen und rechenspezifischen Größen berücksichtigt. Messungenauigkeiten der Temperatur sowie Ungenauigkeiten in der Ermittlung der Verlustwärmestromdichte wurden nicht berücksichtigt.

## A.2 Leistungsmerkmale der Infrarotkamera

Die wichtigsten technischen Spezifikationen der Infrarotkamera IMAGE IR8300 sind in Tabelle A.5 zusammengefasst.

Tabelle A.5: Technische Daten der Infrarotkamera [84]

	<b>IMAGE IR8300</b>
<b>Spektralbereich</b>	<i>1,8...5,5 <math>\mu\text{m}</math></i>
<b>Bildformat</b>	<i>640 x 512</i>
<b>Detektor</b>	<i>InSb</i>
<b>Detektorkühlung</b>	<i>Stirlingkühler</i>
<b>Temperaturauflösung</b>	<i>0,025 K bei 30 °C</i>
<b>Temperaturmessbereich</b>	<i>-40...1200 °C</i>
<b>Betriebstemperatur</b>	<i>-20...50 °C</i>
<b>Dynamikbereich</b>	<i>14 bit</i>
<b>Schutzgrad</b>	<i>IP 54, IEC 529</i>

## A.3 Leistungsmerkmale des Hochdruckeinspritzventils

Die wichtigsten technischen Spezifikationen des verwendeten Einspritzventils HDEV 5 sind in Tabelle A.6 zusammengefasst.

Tabelle A.6: Technische Daten des Einspritzventils [85]

	<b>HDEV 5</b>
<b>Anwendungsbereich</b>	<i>308 ... 1,026 g/min @ 100 bar</i>
<b>Betriebsdruck</b>	<i>200 bar</i>
<b>Betriebstemperaturbereich</b>	<i>-31 ... 130 °C</i>
<b>Gewicht</b>	<i>68 g</i>
<b>Durchmesser</b>	<i>20,7 mm</i>
<b>Länge</b>	<i>87 mm</i>
<b>Spraytyp</b>	<i>Mehrloch (6-Loch)</i>

<b>Spraywinkel (Gesamt)</b>	<i>110 °</i>
<b>Spraywinkel (Einzelstrahl)</b>	<i>8 ... 20 °</i>
<b>Dynamische Strömungstoleranz</b>	<i>±6 % bei <math>t_{inj} = 1,5 \text{ ms}</math></i>
<b>Leckage</b>	<i>≤ 2,5 mm<sup>3</sup>/min bei 23 °C</i>

# Literaturverzeichnis

---

- [1] Leidenfrost, J. G., *De aquae communis nonnullis qualitatibus tractatus*, Duisburg, 1759
  
- [2] Nukiyama, S., The maximum and minimum values of heat  $Q$  transmitted from metal to boiling water under atmospheric pressure, *Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol. 37, 1934, pp. 367–374 (übersetzt in *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 9, 1966, pp. 1419–1433)
  
- [3] Bernardin, J. D.; Mudawar, I., The Leidenfrost Point: Experimental Study and Assessment of Existing Models, *Journal of Heat Transfer*, Vol. 121, 1999, pp. 894-903
  
- [4] Nacheva, M., *Mikromodell für den Wärmeübergang bei der Sprühkühlung hoch erhitzter Metalloberflächen*, Dissertation, Magdeburg, 2009
  
- [5] Suzuki, T.; Mitachi, K., Experimental observation of liquid droplet impingement onto super-heated wall with high Weber numbers, *Proc. International Symposium Heat and Mass Transfer in Spray Systems*, Antalya, 2005
  
- [6] Wachters, L. H. J.; Westerling, N. A. J., The heat transfer from a hot wall to impinging water drops in the spheroidal state, *Chemical Engineering Science*, Vol. 21, 1966, pp. 1047-1056
  
- [7] Chandra, S.; Avedisian, C.T., On the collision of a droplet with a solid surface, *Proc. R. Soc. London, Ser. A* (1991) 432, pp. 13–41

- 
- [8] Manzello, S. L.; Yang, J. C., On the collision dynamics of a water droplet containing an additive on a heated solid surface, *Proc. R. Soc. Lond. A* (2002) 458, pp. 2417-2444
- [9] An-Bang Wang; Chih-Hung Lin; Chi-Chang Chen, The critical temperature of dry impact for tiny droplet impinging on a heated surface, *Physics of Fluids*, Vol. 12, 2000, pp. 1622-1625
- [10] Bernardin, J.D.; Stebbins, C.J.; Mudawar, I., Effects of surface roughness on water droplet impact history and heat transfer regimes, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 40, 1996, pp. 73-88
- [11] Yang Ge; Fan, L.-S., Three-dimensional simulation of impingement of a liquid droplet on a flat surface in the Leidenfrost regime, *Physics of Fluid*, Vol. 17, 2005, pp. 1-20
- [12] Ashgriz, N., *Handbook of Atomization and Sprays - Theory and Applications*, Springer Science and Business Media, 2011
- [13] SFB 224, Abschlußbericht Sonderforschungsbereich 224 "Motorische Verbrennung", RWTH Aachen, 2001
- [14] Wruck, N., *Transientes Sieden von Tropfen beim Wandaufprall*, Dissertation, 1999, Aachen
- [15] Yao, S. C.; Cox, T. L., A General Heat Transfer Correlation For Impacting Water Sprays On High-Temperature Surfaces, *Experimental Heat Transfer: A Journal of Thermal Energy Generation, Transport, Storage, and Conversion*, pp. 207-219
- [16] Jia, W.; Qiu, H.-H., Experimental investigation of droplet dynamics and heat transfer in spray cooling, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 27, 2003, pp. 829–838

- 
- [17] Xie, J. L.; Tan, Y. B.; Duan, F.; Ranjith, K.; Wong, T. N.; Toh, K. C., Study of heat transfer enhancement for structured surfaces in spray cooling, *Applied Thermal Engineering*, Vol. 59, 2013, pp. 464-472
- [18] Martínez-Galván, E.; Antón, R.; Ramos, J. C.; Khodabandeh, R., Influence of surface roughness on a spray cooling system with R134a. Part I: Heat transfer measurements, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 46, pp. 183-190
- [19] Martínez-Galván, E.; Antón, R.; Ramos, J. C.; Khodabandeh, R., Influence of surface roughness on a spray cooling system with R134a. Part II: Film thickness measurements, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 48, pp. 73-80
- [20] Martínez-Galván, E.; Antón, R.; Ramos, J. C.; Khodabandeh, R., Effect of the spray cone angle in the spray cooling with R134a, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 50, pp. 127-138
- [21] Kim, J., Spray cooling heat transfer: The state of the art, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, Vol. 28, 2006, pp. 753-767
- [22] Panão, M. R. O.; Moreira, A. L. N.; Durão, D. F. G., Thermal-fluid assessment of multijet atomization for spray cooling applications, *Energy-The International Journal*, Vol. 36, 2011, pp. 2302
- [23] Panão, M. R. O.; Guerreiro, J. P. P. V.; Moreira, A. L. N., Microprocessor cooling based on an intermittent multijet spray system, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 55, 2012, pp. 2854-2863
- [24] Panão, M. R. O.; Correia, A. M.; Moreira, A. L. N., High-power electronics thermal management with intermittent multijet sprays, *Applied Thermal Engineering*, Vol. 37, 2012, pp. 293-301

- 
- [25] Panão, M. R. O.; Moreira, A. L. N.; Durão, D. F. G., Analysis of the transient atomization characteristics of intermittent multijet sprays, 15th Int. Symp. on Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics, Lissabon, 2010
- [26] Fest, S.; Schmidt, J., Intermittent spray cooling of metals at surface temperatures above the Leidenfrost point, ILASS08-13-14, 2008, Como Lake
- [27] Zhang, Z.; Jiang, P.-X.; Hu, Y.-T.; Li, J., Experimental investigation of continual- and intermittent-spray cooling, *Experimental Heat Transfer*, Vol. 26, 2013, pp. 453-469
- [28] Somasundaram, S.; Tay, A.A.O., Comparative study of intermittent spray cooling in single and two phase regimes, *International Journal of Thermal Sciences* (2013), pp. 1-9
- [29] Panão, M.R.O.; Moreira, A.L.N., Intermittent spray cooling: A new technology for controlling surface temperature, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, Vol. 30, 2009, pp. 117-130
- [30] Celata, G. P.; Cumo, M.; Mariani, A.; Saraceno, L., A comparison between spray cooling and film flow cooling during the rewetting of a hot surface, *Heat and Mass Transfer*, Vol. 45, 2009, pp. 1029-1035
- [31] Visaria, M.; Mudawar, I., Application of Two-Phase Spray Cooling for Thermal Management of Electronic Devices, *IEEE Transactions on components and packaging technologies*, Vol. 32, 2009, pp. 784-793
- [32] Yan, Z.B.; Toh, K.C.; Duan, F.; Wong, T.N.; Choo, K.F.; Chan, P.K.; Chua, Y.S., Experimental study of impingement spray cooling for high power devices, *Applied Thermal Engineering*, Vol. 30, 2010, pp. 1225-1230
- [33] Breitenstein, O.; Warta, W.; Langenkamp, M., *Lock-in Thermography*, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2010

- 
- [34] Foreman Jr., J. W.; George, E. W.; Lewis, R. D., Measurement on localized flow velocities in gases with a Laser Doppler Flowmeter, Applied Physics Letters, Vol. 7, 1965, pp. 77-78
- [35] Durst, F.; Zaré, M., Laser Doppler Measurements in Two-Phase Flows, Proceedings of the LDA-Symposium, Copenhagen, 1975
- [36] Popiolek, G., Sprühstrahl – Wand – Wechselwirkungen bei der Benzindirekteinspritzung, Dissertation, 2007, Magdeburg
- [37] Todorov, T., Wärmeübergang bei der Sprühkühlung unter Berücksichtigung der Sprühstrahlparameter, Dissertation, 2009, Magdeburg
- [38] Baer, S; Schmidt, J., Spray characterisation and heat transfer during cooling processes by intermittent sprays, DIPSI Workshop 2012 on Droplet Impact Phenomena & Spray Investigation, Bergamo, pp. 1-5
- [39] Breuninger, T., Untersuchung der Spraycharakteristik von Piezo-Injektoren in Bezug auf das Entflammungsverhalten beim strahlgeführten Brennverfahren, Dissertation, 2012, Magdeburg
- [40] Mayinger, F.; Feldmann, O., Optical Measurements - Techniques and Applications, Second corrected edition, 2001, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg
- [41] Albrecht, H.-E.; Borys, M.; Damachke, N.; Tropea, C., Laser Doppler and Phase Doppler Measurement Techniques, 2003, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York
- [42] Dullenkopf, K.; Willmann, M.; Wittig, S.; Schöne, F.; Stieglmeier, M.; Tropea, C.; Mundo, C., Comparative Mass Flux Measurements in Sprays using a Patternator and the Phase-Doppler Technique, Particle and Particle Systems Characterization, Vol. 15, 1998, pp. 81-89

- 
- [43] Puschmann, F., Experimentelle Untersuchung der Spraykühlung zur Qualitätsverbesserung durch definierte Einstellung des Wärmeübergangs, Dissertation, 2003, Magdeburg
- [44] Koh, H.; Kim, D.; Shin, S.; Yoon, Y., Spray characterisation in high pressure environment using optical line patternator, *Measurement Science and Technology*, Vol. 17, 2006, pp. 2159-2167
- [45] Jung, K.; Byoungjik, L.; Youngbin, Y., Comparison of Mixing Characteristics of Unlike Triplet Injectors Using Optical Patternator, *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 21, 2005, pp. 442-449
- [46] Somasundaram, S.; Tay, A.A.O., An experimental study of closed loop intermittent spray cooling of ICs, *Applied Thermal Engineering* 31 (2011), 2321-2331
- [47] Panão, M.R.O.; Correira, A.M.; Moreira, A.L.N., High-power electronics thermal management with intermittent multijet sprays, *Applied Thermal Engineering* 37 (2012), 293-301
- [48] Fest-Santini, S., Wärmeübergang bei der Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays oberhalb der Leidenfrosttemperatur, Dissertation, 2009, Magdeburg
- [49] Panão, M.R.O.; Moreira, A.L.N., Thermo- and fluid dynamics characterization of spray cooling with pulsed sprays, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 30, 2005, pp. 79-96
- [50] Panão, M.R.O.; Moreira, A.L.N., Experimental study of the flow regimes resulting from the impact of an intermittent gasoline spray, *Experiments in Fluids*, Vol. 37, 2004, pp. 834-855
- [51] Pikkula, B. M.; Tunnell, J. W.; Chang, D. W.; Anvari, B., Effects of droplet velocity, diameter, and film height on heat removal during cryogen spray cooling, *Annals of Biomedical Engineering*, Vol. 32, 2004, pp. 1131-1140

- 
- [52] Tunnell, J. W.; Torres, J. H.; Anvari, B., Methodology for Estimation of Time-Dependent Surface Heat Flux due to Cryogen Spray Cooling, *Annals of Biomedical Engineering*, Vol. 30, 2002, pp. 19–33
- [53] Pikkula, B. M.; Torres, J. H.; Tunnell, J. W.; Anvari, B., Cryogen Spray Cooling: Effects of Droplet Size and Spray Density on Heat Removal, *Lasers in Surgery and Medicine*, Vol. 28, 2001, pp. 103-112
- [54] INCONEL® alloy 625, Special Metals Corporation, SMC-063, 2006
- [55] Michejew, M. A., *Grundlagen der Wärmeübertragung*, 1968, Verlag Technik, Berlin
- [56] Schulz, F.; Schmidt, J., Infrared thermography based fuel film investigations, 12th Triennial International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, Heidelberg, 2012
- [57] Dantec Dynamics, BSA Flow Software Version 4.10 Installation & User's Guide, Skovlunde, 2006
- [58] Beck, J. V.; Blackwell, B.; St. Clair, Jr., C. R., *Inverse Heat Conduction Ill-posed Problems*, 1985, John Wiley & Sons Inc., Canada
- [59] Nallathambi, A. K.; Specht, E., Estimation of heat flux in array of jets quenching using experimental and inverse finite element method, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209, 2009, pp. 5325-5332
- [60] Ling, X.; Keanini, R. G.; Cherukuri, H.P., A non-iterative finite element method for inverse heat conduction problems, *International Journal for numerical methods in engineering*, Vol. 56, 2003, pp.1315-1334

- 
- [61] Dontchev, D., Untersuchung inverser Probleme zur Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten bei der Sprühkühlung, Dissertation, 2007, Magdeburg
- [62] Kurpisz, K; Nowak, A. J., Inverse Thermal Problems, Computational Mechanics Publications, Southampton, 1995
- [63] Abbas, K. A.; Mohamed, I. O., An Inverse Estimation Method for surface Film Conductance During Cooling of Fish Packages, American Journal of Food Technology, Vol. 4, 2007, pp. 281-287
- [64] Reinhardt, H.-J.; Hào, D. N., A generalization of Beck's method for Inverse Heat Conduction Problems, International Conference on Abstract and Applied Analysis, Hanoi, 2002
- [65] Lin, S.-M.; Chen, C.-K.; Yang, Y.-T., A modified sequential approach for solving inverse heat conduction problems, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 47, 2004, pp. 2669-2680
- [66] Chantasiriwan, S., An algorithm for solving multidimensional inverse heat conduction problem, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 44, 2001, pp.3823-3832
- [67] Beck, J. V., Calculation of Surface Heat Flux from an Internal Temperature History, ASME Paper, 62-HT-46, 1962
- [68] Beck, J. V.; Litkouhi, B.; Clair Jr., C. R. St., Efficient Sequential Solution of the nonlinear inverse heat conduction problem, Numerical Heat Transfer, Vol. 5, 1982, pp. 275-286
- [69] Jiang, F.; Liu, Z.; Wan, Y.; Shi, Z., Analytical modeling and experimental investigation of tool and workpiece temperatures for interrupted cutting 1045 steel by inverse heat conduction method, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 213, 2013, pp. 887-894

- 
- [70] You-An, S.; Lei, Z.; Wei-Qi, Q.; Ye-Wei, G., A data processing method in the experiment of heat flux testing using inverse methods, *Aerospace Science and Technology*, Vol. 29, 2013, pp. 74-80
- [71] Hestenes, M. R.; Stiefel, E., *Methods of Conjugate Gradients for Solving Linear Systems*, *Journal of Research of the National Bureau of Standards*, Vol. 49, 1952, pp. 409-436
- [72] Lee, W.-L.; Lai, T.-H.; Chen, W.-L.; Yang, Y.-C., An inverse hyperbolic heat conduction problem in estimating surface heat flux of a living skin tissue, *Applied Mathematical Modelling*, Vol. 37, 2013, pp. 2630-2643
- [73] Lee, W.-L.; Chang, W.-J.; Wu, S.-C.; Yang, Y.-C., An inverse problem in estimating the base heat flux of an annular fin based on the hyperbolic model of heat conduction, Vol. 44, 2013, pp. 31-37
- [74] Alifanov, O. M.; Artyukhin, E. A., Regularized Numerical Solution of Nonlinear Inverse Heat-Conduction Problem, *Journal of Engineering Physics* Vol. 29, 1975, pp. 934–938
- [75] Woodburry, K. A.; Beck, J. V., Estimation metrics and optimal regularization in a Tikhonov digital filter for the inverse heat conduction problem, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 62, 2013, pp. 31-39
- [76] Liu, J.-C.; Wei, T., A quasi-reversibility regularization method for an inverse heat conduction problem without initial data, *Applied Mathematics and Computation*, Vol. 219, 2013, pp. 10866-10881
- [77] Khajehpour, S.; Hematiyan, M. R.; Marin, L., A domain decomposition method for the stable analysis of inverse nonlinear transient heat conduction problems, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 58, 2013, pp. 125-134

- 
- [78] Mirsepahi, A.; Chen, L.; O'Neill, B., A comparative artificial intelligence approach to inverse heat transfer modeling of an irradiative dryer, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, Vol. 41, 2013, pp. 19-27
- [79] Ijaz, U. Z.; Khambampati, A. K.; Kim, M.-C.; Kim, S.; Kim, K.-Y., Estimation of time-dependent heat flux and measurement bias in two-dimensional inverse heat conduction problems, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 50, 2007, pp. 4117-4130
- [80] Hasanov, A.; Slodička, M., An analysis of inverse source problems with final time measured output data for the heat conduction equation: A semigroup approach, *Applied Mathematics Letters*, Vol. 26, 2013, pp. 207-214
- [81] Vakili, S.; Gadala, M. S., Low cost surrogate model based evolutionary optimization solvers for inverse heat conduction problem, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 56, 2013, pp. 263-273
- [82] Taler, J.; Zima, W., Solution of inverse heat conduction problems using control volume approach, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 42, 1999, pp. 1123-1140
- [83] Nacheva, M; Todorov, T.; Dontchev, D.; Schmidt, J., Experimental and theoretical investigation of spray cooling heat transfer on macro and micro level, *Chemical Engineering and Technology* Vol. 24, pp.255-260
- [84] Infrarot-Thermografiekamera Image IR Bedienhandbuch, InfraTec GmbH, 2010
- [85] HP Injection Valve HDEV 5, Bosch, 2010; [http://www.bosch-motorsport.de/media/catalog\\_resources/HP\\_Injection\\_Valve\\_HDEV\\_52\\_Datasheet\\_51\\_en\\_2776067211pdf.pdf](http://www.bosch-motorsport.de/media/catalog_resources/HP_Injection_Valve_HDEV_52_Datasheet_51_en_2776067211pdf.pdf)

**Stephan Baer**

Sternstraße 31  
39104 Magdeburg

**Persönliches**

Geboren am 11. Juli 1984  
in Wolfen  
ledig

**Berufliche Laufbahn**

Seit 10/2010

**Wissenschaftlicher Mitarbeiter**  
**Lehrstuhl für Technische Thermodynamik an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg**

**Ausbildung**

Seit 10/2010

**Promotion**

10/2005 - 10/2010

**Studium im Studiengang Maschinenbau an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg**

1995 - 2004

**Walther-Rathenau-Gymnasium Bitterfeld**

1991 - 1995

**Pestalozzi Grundschule Bitterfeld**

Stephan Baer