

Wärmeübergang bei der Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays
oberhalb der Leidenfrosttemperatur

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieurin

(Dr.-Ing.)

von: Dipl.-Ing. Stephanie Fest-Santini

geb. am: 04.01.1981

in: Magdeburg

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

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Schmidt

Prof. Dr.-Ing. Bernhard Weigand

eingereicht am: 23.07.2009

Promotionskolloquium am: 22.10.2009

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. J. Schmidt, dem Leiter des Lehrstuhls für Technische Thermodynamik, für seine Unterstützung, für die gewährte wissenschaftliche Freiheit und seine wertvollen Ratschläge bei der Durchführung der Arbeit.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. B. Weigand bedanke ich mich für die Begutachtung der Arbeit.

Mein Dank gilt dem Graduiertenkolleg 828 „Mikro-Makro-Wechselwirkungen in strukturierten Medien und Partikelsystemen“, das neben der finanziellen Basis auch die Gelegenheit des wissenschaftlichen Austausches über das eigene Fachgebiet hinaus bot.

Allen Kollegen und Institutsangehörigen, die mich in vielfältiger Weise bei der Durchführung der Arbeit unterstützt haben, möchte ich danken.

Mein besonderer Dank richtet sich an Maurizio und meine Familie, die mich während der Doktorandenzeit immer liebevoll unterstützten.

Magdeburg, Juli 2009

Stephanie Fest-Santini

Kurzfassung

Die intermittierende Sprühkühlung hat sich als viel versprechendes Kühlkonzept mit verbesserter Prozesskontrolle herauskristallisiert. Die guten Einstellmöglichkeiten des Wärmeübergangs bei den kontinuierlichen Sprays durch die Tropfenparameter und die Beaufschlagungsdichte werden bei der intermittierenden Betriebsweise über die zusätzlichen Parameter Impulsdauer und Frequenz noch erweitert.

Da die Gesamtkühldauer eines Werkstückes ausgehend von entsprechend hohen Temperaturen wesentlich durch das Filmsiederegime und die Lage der Leidenfrosttemperatur bestimmt wird, werden in dieser Arbeit die Einflussparameter auf den Wärmeübergang bei der intermittierenden Sprühkühlung oberhalb der Leidenfrosttemperatur im Rahmen einer Grundlagenuntersuchung analysiert. Hierbei wird speziell der Einfluss der intermittierenden Betriebsparameter auf die genannten Größen durch den Einsatz von drei Messverfahren herausgearbeitet. Mittels eines Phasen-Doppler-Anemometers und eines Patternators wird die Ermittlung der Sprayparameter vorgenommen. Das komplementäre dritte Messverfahren, die Infrarotthermographie, ermöglicht die Aufzeichnung der transienten Temperaturen auf der strahlabgewandten trockenen Oberfläche der direkt elektrisch beheizten Testsektion als Sequenz von Einzelbildern. Die gewonnenen Temperaturfelder dienen als Eingangsgrößen zur Bestimmung der Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten. Für die Auswertung wurde eine kompakte Optimierungsroutine entwickelt und in Matlab implementiert.

Die Einstellung von definierten Kühlbedingungen erfordert die genaue Kenntnis des Wärmeübergangskoeffizienten, welcher von der Beaufschlagungsdichte, den intermittierenden Betriebsparametern (Impulsdauer und Frequenz), den Sprayparametern (Tropfengeschwindigkeit und -durchmesser) sowie von den Oberflächen- und Kühlmiteleigenschaften abhängt. Die Ergebnisse der Spraycharakterisierung zeigen, dass die intermittierenden Betriebsparameter keinen wesentlichen Einfluss auf die Tropfengröße- und Tropfengeschwindigkeitsverteilung besitzen. Der Einfluss der Impulsdauer, der Frequenz und der lokalen Beaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergang im stabilen Filmsieden wird bei Konstanz der Tropfenparameter analysiert und die Lage der Leidenfrosttemperatur bestimmt. Hierzu werden die lokalen transienten Verläufe der Temperaturen und Wärmeübergangskoeffizienten herangezogen sowie geeignete mittlere Werte der beiden Größen definiert.

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	iii
1 Einleitung	1
2 Stand des Wissens	3
3 Zielstellung	12
4 Experimenteller Aufbau und Auswertestrategie	14
4.1 Versuchsstand	14
4.2 Messung der Spraycharakteristik	19
4.2.1 Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeit	19
4.2.2 Beaufschlagungsdichte	21
4.3 Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten	23
4.3.1 Temperaturmessung mittels Infrarotthermographie	23
4.3.2 Kalibrierung	25
4.3.2.1 Bestimmung des Emissionskoeffizienten	25
4.3.2.2 Bestimmung der Wärmeverluste	28
4.3.2.3 Stoffwerte von Inconel 600	31
4.3.3 Korrektur und Glättung der Temperaturinformationen	33
4.3.4 Bestimmung der Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten aus der Temperaturverteilung	38
4.3.4.1 Auswerteroutine	38
4.3.4.2 Überprüfung der Auswerteroutine	42
4.3.4.3 Abschätzung des Messfehlers	47
5 Ergebnisse der Spraycharakterisierung	52
5.1 Beschreibung der Düse	52
5.2 Kühlmittelmenge und Beaufschlagungsdichte	55
5.3 Tropfendurchmesser und Tropfengeschwindigkeit	61
6 Ergebnisse der Wärmeübergangsmessungen	64

6.1	Versuchsbedingungen und Besonderheiten der intermittierenden Düsensteuerung	64
6.2	Analyse der lokalen transienten Oberflächentemperaturen	66
6.3	Analyse der mittleren Oberflächentemperaturen	72
6.4	Lage des Leidenfrostpunktes	78
6.5	Analyse des Wärmeübergangskoeffizienten	81
7	Zusammenfassung	91
8	Literaturverzeichnis	95
9	Anhang	102
9.1	Spraycharakterisierung mittels Phasen-Doppler-Anemometer	102
9.1.1	Tropfengeschwindigkeit	102
9.1.2	Bestimmung der Tropfengröße	104
9.1.3	Messgenauigkeit	106
9.1.4	Bestimmung der Beaufschlagungsdichte	107
9.2	Leistungsmerkmale der Infrarotkamera	113

Symbolverzeichnis

a_1, a_2, a_3	-	Wertigkeitsfaktoren
A	m^2	Fläche
b	m	Breite
c	m/s	Lichtgeschwindigkeit
c	J/(kg K)	spezifische Wärmekapazität
d	m	Durchmesser
d_s	m	Schlitzbreite
D	m	Strahlabstand der Laserstrahlen
DC	%	Tastgrad
f	m	Brennweite
f_{inj}	Hz	Frequenz
I	W/m^2	Intensität
I	A	Stromstärke
k, l, i	-	Laufvariablen
l	m	Länge
L_s	m	effektive Länge des Messvolumens
\dot{m}	$kg/(m^2 s)$	Beaufschlagungsdichte
M	kg	Masse
\dot{M}	kg/s	Massenstrom
N	-	Anzahl
p	Pa	Druck
P	W	Leistung
\dot{q}	W/m^2	Wärmestromdichte
\dot{q}_v	W/m^3	volumetrischer Wärmestrom
r_0	m	Strahlradius der Laserstrahlen
R	Ω	Widerstand
s	m	Dicke
t	s	Zeit

Δt_{inj}	s	Impulsdauer
T	K	Temperatur
U	V	Spannung
v	m/s	Geschwindigkeit
V	m ³	Volumen
x, y	m	Koordinaten
Δx	m	Streifenabstand

Griechisch

α	W/(m ² K)	Wärmeübergangskoeffizient
γ	°	Winkel der Tropfentrajektorie
ε	-	Emissionsgrad
ε	-	relatives Zeitintervall
η_v	-	statistischer Korrekturfaktor
Θ	°	Schnittwinkel der Laserstrahlen
ϑ	°C	Temperatur
λ	-	Poisson-Parameter
λ	μm	Wellenlänge
λ	W/(m K)	Wärmeleitkoeffizient
ρ	kg/m ³	Dichte
ρ_{el}	Ωm	spezifische elektrische Leitfähigkeit
σ	N/m	Oberflächenspannung
σ_s	$5,67 \cdot 10^{-8}$ W/(m ² K)	Stefan-Boltzmann-Konstante
τ	-	Transmissionsgrad
φ	°	Off-axis-Winkel
φ	s/g	Proportionalitätskonstante der Düse
Ψ	°	Elevator-Winkel

Indizies

absolut	absolut
analyt	analytisch
A	Außen
Atm	Atmosphäre
c	Kollimator (collimator)
D	Doppler-Effekt
Diff	Differenz
el	elektrisch
F	Fehler
Fl	Fluid
I	Innen
IR	Infrarot
inj	Einspritzung
Kon	Konvektion
L	Laser
L	Leidenfrost
Lack	Lack
max	Maximum
min	Minimum
Messung	Messung
numerisch	numerisch
Obj	Objekt
Opt	Optimierung
p	Druck
p	Partikel
r	Detektor (receiver)
Rauschen	Rauschen
R	Rohr
Str	Strahlung
Tr	Tropfen
U	Unten

Umg	Umgebung
Verlust	Verlust
W	Wand
ε	Emissionsgrad

Kenzahlen

Bi	Biot-Zahl
Gr	Grashof-Zahl
Nu	Nusselt-Zahl
Pr	Prandtl-Zahl
We	Weber-Zahl

1 Einleitung

In vielen technischen Bereichen werden zur schnellen Abkühlung heißer Oberflächen Flüssigkeiten eingesetzt. Bei flächigem Gut wie Blechbändern, Stangen, Profilen erfolgt die Kühlung in der Thermoprozessanlage meist im Durchlauf, so dass eine Spritzkühlung bevorzugt eingesetzt wird [31]. Als Kühlflüssigkeit wird meist Wasser verwendet, dessen hohe Verdampfungsenthalpie den Kühlvorgang begünstigt. Je nach Höhe der Oberflächentemperatur treten unterschiedliche Siedephänomene auf. Für alle Oberflächen-Flüssigkeits-Systeme ergibt sich ein prinzipiell ähnlicher Siedeverlauf wie er erstmals von Nukiyama [49] für das Behältersieden von Wasser angegeben wurde. Die Abbildung 1-1 zeigt schematisch den zeitlichen Temperaturverlauf während eines Kühlvorgangs.

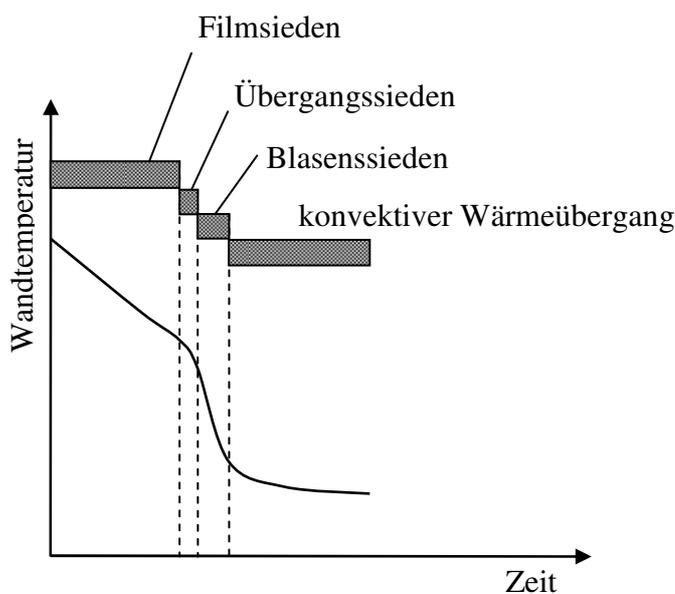


Abbildung 1-1: Kühlkurve

Bei hohen Oberflächentemperaturen bildet sich auf der Kühlgutoberfläche ein geschlossener Dampffilm aus, der aufgrund der gegenüber der Flüssigkeit wesentlich geringeren Wärmeleitfähigkeit isolierend wirkt. In diesem Bereich des Filmsiedens kühlt der Körper nur langsam ab. Wenn die Oberfläche die so genannte Leidenfrosttemperatur unterschreitet, kommt es lokal und unregelmäßig verteilt über der Gutoberfläche zu direktem Kontakt zwischen Flüssigkeit und Gut. Der abgeführte Wärmestrom steigt um ein Vielfaches an und erreicht ein Maximum, wenn die Dampfschicht vollständig zusammen-

gebrochen ist und sich nur noch Dampfblasen bilden. Sobald die Temperatur die Siedetemperatur unterschreitet, findet keine Verdampfung mehr statt und die Wärme wird bei völlig benetzter Gutoberfläche konvektiv übertragen.

Bei Kühlvorgängen interessieren besonders der Bereich des stabilen Filmsiedens und die Lage der Leidenfrosttemperatur, da die Gesamtkühldauer eines Werkstückes wesentlich durch diese Größen bestimmt wird.

Neben der Abkühlgeschwindigkeit ist die Gleichmäßigkeit des Kühlvorgangs von entscheidender Bedeutung. Die Leidenfrosttemperatur hängt von unterschiedlichsten Parametern der Kühlflüssigkeit und des Kühlgutes ab, welche während eines industriellen Kühlvorgangs nicht vollständig beherrschbar sind. Dies kann zu lokal sowie zeitlich unterschiedlichen und nicht kontrollierbaren Zusammenbrüchen des Dampffilms auf der Oberfläche führen. Dies wirkt sich auf die Oberflächeneigenschaften und letztendlich auf die Produktqualität aus. Bei der Sprühkühlung werden häufig kontinuierliche Sprays eingesetzt, wobei die Beaufschlagungsdichte und die Tropfengröße sowie die Tropfengeschwindigkeit als Prozessregelungsparameter zur Verfügung stehen. Als neues Konzept zur verbesserten Kontrolle des Kühlprozesses wird die intermittierende Sprühkühlung vorgeschlagen [59], wodurch zwei weitere regelungstechnisch leicht umsetzbare Parameter - Impulsdauer und Frequenz - zur Verfügung stehen. Durch gezielte Steuerung der Kühlmittelmenge pro Impuls und deren zeitliche Abfolge können hohe Wärmeströme bei verbesserter Kontrolle des Kühlvorgangs abgeführt werden.

In der vorliegenden Arbeit wird das Filmsieden während der Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays für den Fall einer horizontalen Platte experimentell untersucht. Die erzeugten Sprays werden mit Hilfe eines Phasen-Doppler-Anemometers und eines Patternators charakterisiert und der Kühlvorgang thermographisch aufgezeichnet. Durch systematische Versuchsreihen wird der Einfluss der Impulsdauer und der Frequenz auf den Wärmeübergang und auf die Lage des Leidenfrostpunktes herausgearbeitet.

2 Stand des Wissens

Der Wärmeübergang beim stabilen Filmsieden ist in zahlreichen theoretischen und experimentellen Arbeiten untersucht worden, wobei die erste Veröffentlichung von Leidenfrost [37] ins 18. Jahrhundert zurückreicht. Leidenfrost gelang es, verschiedene Arten des Siedens und die Kopplung der Verdampfungszeit mit der Wandtemperatur zu beschreiben. Eine genauere Betrachtung der physikalischen Vorgänge beim Sieden von Flüssigkeiten erfolgte etwas zwei Jahrhunderte später durch Nukiyama [49]. Die von ihm nachgewiesenen vier Siederegime – freie Konvektion, Blasensieden, Übergangssieden und Filmsieden – treten auch bei der intermittierenden Sprühkühlung auf. In Abbildung 2-1 sind die transienten Abkühlkurven für intermittierende Einzeltropfen unterschiedlicher Frequenzen dargestellt.

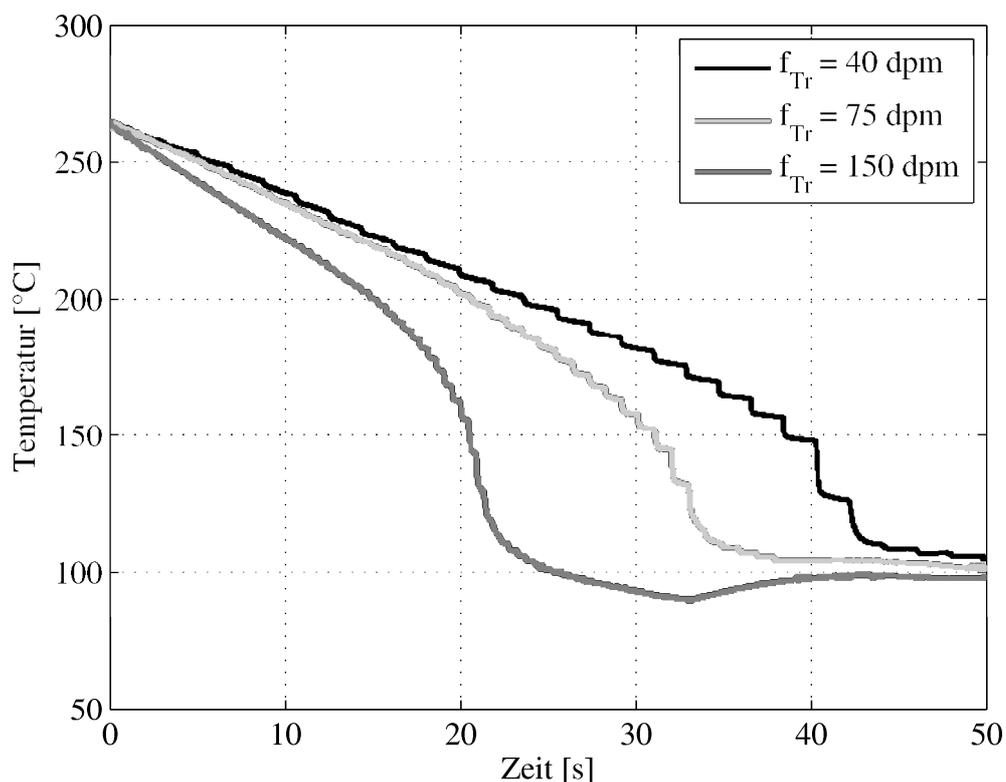


Abbildung 2-1: Kühlkurve für intermittierende Einzeltropfen unterschiedlicher Frequenz (dpm – drops per minute) [10]

Die zeitlichen Temperaturverläufe weisen periodische Sprünge auf, wobei die Abschnitte mit hohen zeitlichen Temperaturänderungen dem Tropfenaufprall zuzuordnen sind [10]. Eine Erhöhung der Frequenz der intermittierenden Einzeltropfen ist mit einer

Erhöhung der Beaufschlagungsdichte verbunden und wirkt sich glättend auf die Kühlkurve aus. Höhere Tropfengeschwindigkeiten führen zu einem erhöhten Wärmestrom im Bereich des Filmsiedens und folglich zu verkürzten Kühlzeiten [10],[61].

Der transiente Temperaturverlauf während des Tropfenaufpralls im Bereich des Filmsiedens wurde zeitlich hoch aufgelöst von Wruck [76] untersucht. Hierbei wurden vier charakteristische Abschnitte nachgewiesen (siehe Abbildung 2-2). Beginnend mit einem extrem schnellen Temperaturabfall zum Zeitpunkt $t = 0$ ms folgt die Ausbreitungsphase des Tropfens mit einer nahezu linearen Flanke bis $t = 6$ ms. Die Kühlgeschwindigkeit wird hier wesentlich von der Oberflächentemperatur bestimmt. Bei Wandtemperaturen von 250°C im Bereich der Leidenfrosttemperatur beträgt der Temperaturgradient 2350 K/s . Zum Zeitpunkt $t = 9$ ms hat der Tropfen bereits wieder begonnen sich zusammenzuziehen. Den Temperaturanstieg in der dritten Phase ($9\text{ ms} \leq t \leq 12\text{ ms}$) führt Wruck [76] auf einen größeren Dampfraum unter dem Tropfen im Temperatursensorbereich zurück, dessen Ursache ein verminderter Druck ist. Wenn sich der Massenschwerpunkt von der Wand wegbewegt, fällt die Oberflächentemperatur in der vierten Phase wieder ab.

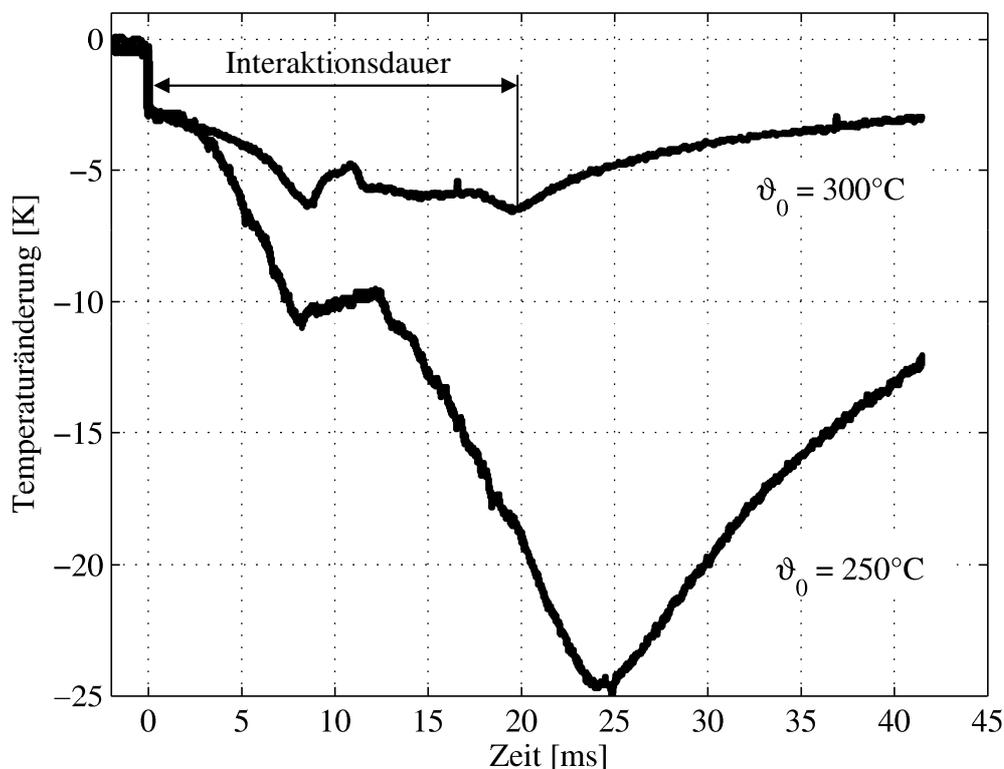


Abbildung 2-2: Tropfenaufprall im Bereich des Filmsiedens, NiCr/Isopropanol, $d_{\text{Tr}} = 2600\mu\text{m}$, $We = 27$ [76]

Für Wandtemperaturen im Bereich der Leidenfrosttemperatur erhöht sich die Tropfen-Wand-Interaktionsdauer um 25 % und die Änderung der Oberflächentemperatur steigt um den Faktor 5 im Vergleich zu Oberflächentemperaturen im Bereich des stabilen Filmsiedens.

Neben der Wandtemperatur bestimmt die Weber-Zahl des Tropfens die Dynamik des Aufpralls. Diese ist definiert als das Verhältnis von kinetischer Energie zur Oberflächenspannung.

$$We = \frac{\rho_{Tr} \cdot v_{Tr}^2 \cdot d_{Tr}}{\sigma_{Tr}} \quad (2-1)$$

Oberhalb einer maximalen Weber-Zahl zerplatzt der Tropfen beim Aufprall auf die Wand. Die sich über die Oberfläche ausbreitende Flüssigkeitslamelle zerreißt dann im Zustand ihrer maximalen Ausdehnung. Bolle und Moureau [12] geben für die begrenzte Weber-Zahl einen Wert von 80 an. Zusätzlich führen sie einen Wert von 30 ein, oberhalb dessen beim Aufprall einzelne Sekundärtröpfchen abgeschnürt werden. Wruck [76] setzt die untere und obere Grenze der Weber-Zahl bei 10 bzw. 100 an, da weitere Kennzahlen, wie die Reynolds- und die Ohnesorge-Zahl, einen Einfluss auf das Aufprallereignis ausüben können. Diese Weber-Zahl-Grenzen sollen als unscharf verstanden werden. In der Abbildung 2-3 ist das Verhalten eines Tropfens beim Wandaufprall in Abhängigkeit von der Weber-Zahl dargestellt.

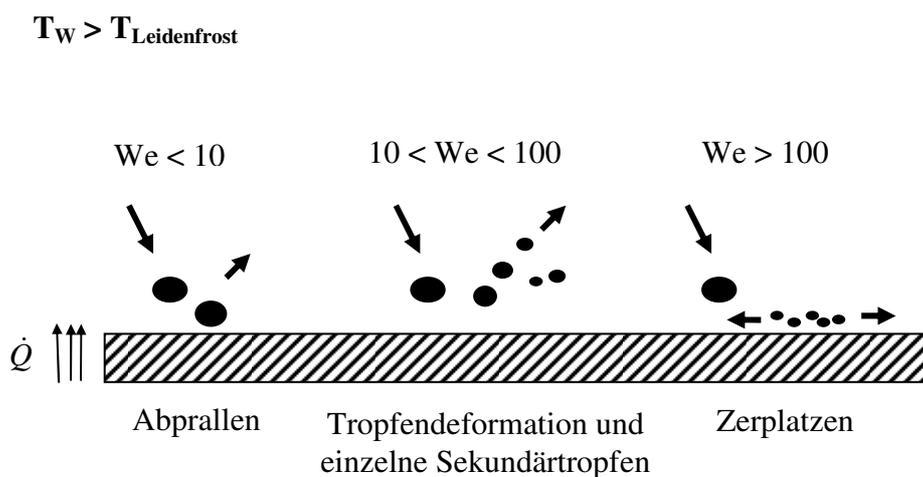


Abbildung 2-3: Verhalten eines Tropfens beim Wandaufprall

Den Einfluss der Weber-Zahl auf den transienten Verlauf der Oberflächentemperatur während des Tropfenaufpralls im Bereich der Leidenfrosttemperatur zeigt die Abbildung 2-4. Bei einer Verdopplung der Weber-Zahl von $We = 27$ auf $We = 55$ erhöht sich der Druck auf die Dampfschicht und dessen Dicke verringert sich. Der zeitliche Temperaturgradient wird steiler. Die Tropfengröße beträgt im Gegensatz zu den Verläufen in Abbildung 2-2 nur noch $1100 \mu\text{m}$, wodurch sich die Interaktionsdauer von circa 24 ms auf 6 ms verkürzt. Wird die Weber-Zahl über den Grenzwert 100 erhöht, weist die Ausbreitung des Fluids ein typisches Desintegrationsverhalten auf, das sich im Temperaturverlauf widerspiegelt.

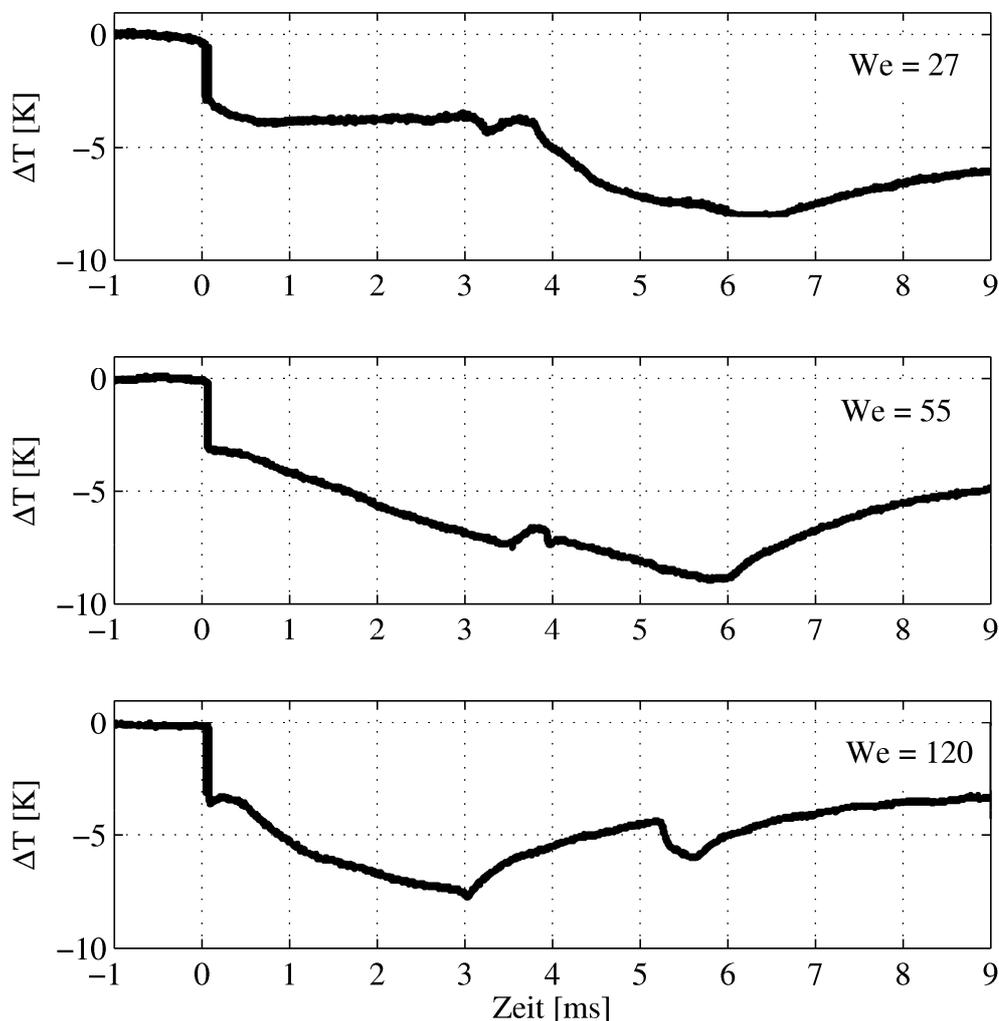


Abbildung 2-4: Tropfenaufprall bei 250°C , NiCr/Isopropanol, $d_{\text{Tr}} = 1100 \mu\text{m}$ [76]

Der maximale Wärmestrom wird innerhalb der ersten Mikrosekunden beim Aufprallbeginn übertragen und ist scheinbar unabhängig von der Weber-Zahl. Der gesamte über-

tragene Wärmestrom steigt jedoch mit der Weber-Zahl. Wruck [76] gibt weiterhin an, dass kleine Tropfen höhere Wärmeströme abführen.

Ähnliche Temperaturprofile zeichneten Popiolek [64] bei der Untersuchung des Sprühstrahl-Wand-Kontaktes bei der Benzindirekteinspritzung sowie Panão und Moreira [56] bei der intermittierenden Sprühkühlung auf. Die letzteren Autoren bestimmen drei zeitabhängige Wärmeübergangsregime für einen Einzelimpuls in Abhängigkeit der Spraydynamik. Die erste Periode ist der Sprayfront zuzuordnen und ist durch eine hohe Wärmestromdichte gekennzeichnet. Der Wärmeübergang wird hauptsächlich durch die Tropfenzahldichte bestimmt. Der zweite Abschnitt korreliert zeitlich mit dem Hauptspray, wobei der Wärmeübergang wesentlich vom mittleren Tropfendurchmesser beeinflusst wird [52]. Das letzte zeitabhängige Regime entspricht dem Nachspray und der Wärmeübergang sinkt unter den gegebenen Versuchsbedingungen mit der axialen Tropfengeschwindigkeit [53].

Die Untersuchungen zum Wärmeübergang bei der intermittierenden Sprühkühlung konzentrieren sich hauptsächlich auf das Blasen- und Übergangssieden [3],[4],[13],[30],[38],[43],[50]-[63],[65], so dass sich lediglich Aussagen zur Größenordnung des minimalen Wärmestromes und zur Lage der Leidenfrosttemperatur ablesen lassen. Die Bewertung der mit intermittierenden Sprays erzielbaren Effekte auf den Wärmeübergang erfordert als Referenzfall das kontinuierliche Spray. Im Unterschied zum intermittierenden Spray existieren umfangreiche Veröffentlichungen über den Wärmeübergang im Bereich des Filmsiedens und es sei auf die zusammenfassende Darstellung von Nacheva [47] und die Übersichtsarbeit von Sengupta et al. [72] verwiesen.

Panão und Moreira [51],[52] untersuchten den Einfluss der Frequenz sowie der Position im Sprühstrahl auf die Höhe der minimalen Wärmestromdichte. Die experimentell ermittelten Werte sind in Abbildung 2-5 dargestellt. Die minimale Wärmestromdichte weist mit zunehmender Frequenz steigende Werte auf. Aus Sprühkühlungsversuchen mit kontinuierlichen Sprays [12],[14],[32],[44],[45],[78] ist bekannt, dass zwischen Beaufschlagungsdichte, als Haupteinflussgröße auf den Wärmeübergang im Filmsiederegime, und Wärmestromdichte ein Potenzansatz formuliert werden kann. Der Datenumfang in Abbildung 2-5 ist allerdings zu gering, um diese Aussage bestätigen zu können. Arcoumanis und Chang [1] stellten auch eine Erhöhung der Wärmestromdichte bei Verdopplung der Frequenz von 10 Hz auf 20 Hz fest. Die Variation der minimalen Wärmestromdichte entlang der radialen Koordinate in Abbildung 2-5 ist ebenfalls auf die Beaufschlagungsdichteverteilung des Hohlkegelsprays zurückzuführen.

Prinzipiell weisen die Literaturquellen nur unzureichende Informationen zum Wärmeübergang bei der Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays im Bereich des Filmsiedens auf. Die Temperaturdaten zur Berechnung des Wärmeübergangs werden hauptsächlich mit Thermoelementen gewonnen. Dadurch ist die Anzahl der zur Verfügung stehenden Messdaten innerhalb der verwendeten Testsektion limitiert. Über Messunsicherheiten wird zum größten Teil nicht berichtet. Die verwendeten Testmedien¹ lassen eine einfache Bestimmung der Beaufschlagungsdichte aufgrund deren geringer Verdampfungsenthalpien nicht zu, so dass ein Zusammenhang zwischen Beaufschlagungsdichte und Wärmeübergang von den Autoren nicht hergestellt wird.

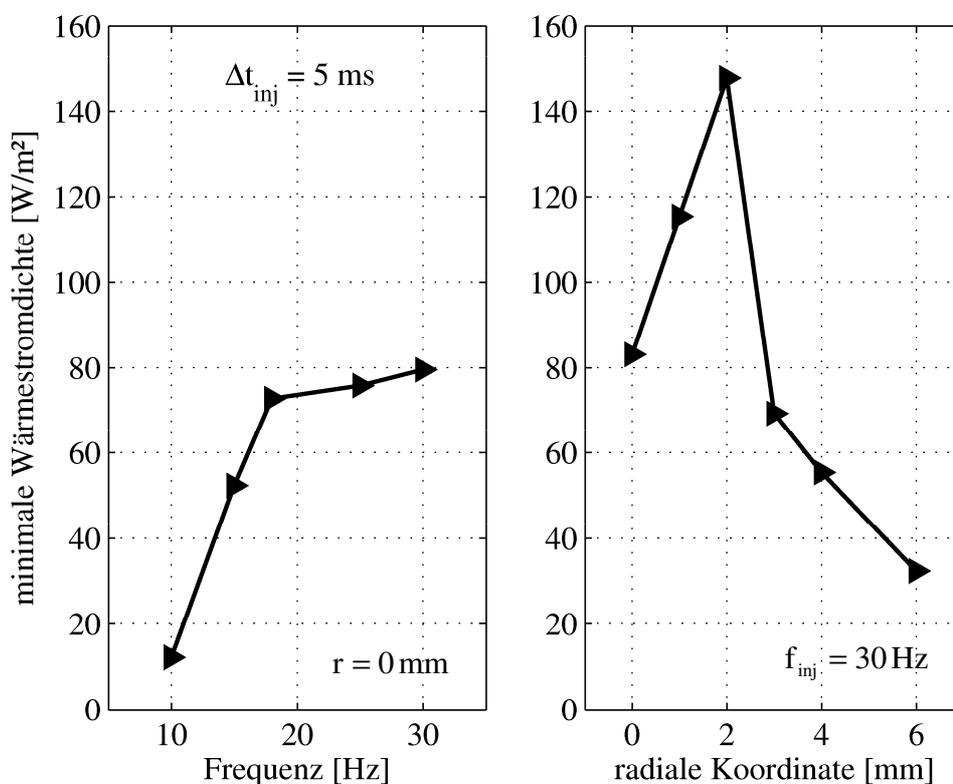


Abbildung 2-5: Minimale Wärmestromdichte für Benzin in Abhängigkeit von der Frequenz und der Position im Spray für eine Impulsdauer von 5 ms [51],[52]

Die Leidenfrosttemperatur stellt die untere Grenze des Filmsiederegimes dar und ist eine nur messtechnisch erfassbare Größe. Sie hängt unter anderem von der Flüssigkeit, vom Flüssigkeitsmassenstrom, vom Tropfenvolumen, von der Tropfengeschwindigkeit, von den thermodynamischen und mechanischen Eigenschaften des Wandmaterials sowie vom Druck ab. Gottfried et al. [27] bestimmten für eine Edelstahloberfläche die

¹ HFE-7100, Propanon [56]; Benzin [51],[52]; R134a [3],[4],[39]

Leidenfrosttemperaturen von verschiedenen Flüssigkeitstropfen ($< 0,1$ ml) bei Normaldruck. Die Leidenfrosttemperatur der untersuchten Kohlenwasserstoffe² lag 100 bis 105°C über der Siedetemperatur der jeweiligen Flüssigkeit. Wasser hingegen wies eine Leidenfrosttemperatur von 150 bis 210°C über dem Siedepunkt in Abhängigkeit von den Versuchsbedingungen auf. Die Studien von Yao und Cox [79] zur Sprühkühlung mit Wasser haben gezeigt, dass sich die Leidenfrosttemperatur mit steigender Beaufschlagungsdichte zu höheren Oberflächentemperaturen verschiebt. Eine Zunahme der Leidenfrosttemperatur mit Zunahme des Tropfenvolumens wurde von Nishio und Hirata [48] berichtet. Aussagen zum Einfluss der Tropfengeschwindigkeit auf die Leidenfrosttemperatur variieren. Während Patel und Bell [60], Yao und Cheng [77], Klingz et al. [32] sowie Labeish [35] ein Ansteigen der Leidenfrosttemperatur mit Zunahme der Tropfengeschwindigkeit berichten, ist gemäß Bell [8] sowie Nishio und Hirata [48] die Leidenfrosttemperatur unabhängig von der Tropfengeschwindigkeit für Geschwindigkeiten unter 5 m/s. Dieser Zahlenwert darf allerdings nicht losgelöst von den weiteren Versuchsbedingungen wie z.B. Tropfendurchmesser betrachtet werden. Kudra et al. [34] bestimmten die Leidenfrosttemperatur für verschiedene Flüssigkeit/Material-Kombinationen und zeigten, dass das Oberflächenmaterial einen maßgeblichen Einfluss auf die Leidenfrosttemperatur besitzt. Mit zunehmendem Wärmeeindringkoeffizienten $\sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c}$ nimmt diese ab. Yu [80] untersuchte anhand von Tauchkühlversuchen mit einer Aluminiumprobe die Beeinflussung der Abkühlcharakteristik von Wasser durch Zugabe von unterschiedlichen Substanzen. Die Studien ergaben, dass in Wasser gelöste Gase, suspendierte Öle und gelöste anionische Polymermoleküle zu einer Verringerung der Leidenfrosttemperatur führen. Eine deutliche Absenkung der Leidenfrosttemperatur wurde auch durch die Herstellung einer 0,2%igen Lösung eines grenzflächenaktiven Stoffes erzielt, der eine nur etwa halb so große Oberflächenspannung aufweist wie destilliertes Wasser. Heidt [29] führte Untersuchungen zum Abkühlverhalten von Nickelkugeln durch, die in Wasserbäder mit unterschiedlichen CaCl_2 -Gehalten getaucht wurden. Die Leidenfrosttemperatur verschob sich mit steigendem Salzgehalt zu höheren Werten. Neben dem Einfluss des Salzgehaltes wurde von Heidt [29] auch der Einfluss des Härtegrades von Wasser, eingestellt durch CaCl_2 -Gehalt und NaCO_3 -Gehalt, auf die Lage der Leidenfrosttemperatur experimentell bestimmt. Diese steigt mit zunehmendem Härtegrad deutlich an. Bernardin et al. [11] führten Verdampfungsexperimente mit aufgelegten Tropfen aus Aceton, Benzen, FC-72 (ein

² Benzen, Tetrachlormethan, Ethanol und n-Oktan

inert Kohlenwasserstoff) sowie Wasser auf beheizten Aluminiumoberflächen mit unterschiedlicher Rauigkeit durch, um den Einfluss der Fluideigenschaften, der Oberflächenrauigkeit sowie die Auswirkungen von Verunreinigungen der Oberfläche auf den Leidenfrostpunkt zu untersuchen. Für alle vier Testfluide wurde festgestellt, dass eine polierte Oberfläche zu geringeren Leidenfrosttemperaturen führt als eine raue. Bei größerer Oberflächenunebenheit wird eine dickere Dampfschicht und folglich eine höhere Oberflächentemperatur benötigt, um die Flüssigkeit von der festen Wand zu trennen. Oberflächenverschmutzungen erhöhen die Unebenheiten einer Oberfläche und haben somit dieselben Auswirkungen. Einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Leidenfrosttemperatur haben gemäß Bernardin und Mudawar [11] die Interkühlung und Entgasung der Flüssigkeit sowie die Oberflächenrauigkeit von polierten Oberflächen.

Bei der Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays erhöht sich die Anzahl der Einflussparameter auf die Lage des Leidenfrostpunktes um die Impulsdauer Δt_{inj} und die Frequenz f_{inj} . So berichten Bernardin et al. [10] und Senda et al. [71] anhand von Untersuchungen mit Einzeltropfenketten, dass die Frequenz keinen Einfluss auf die Lage des Leidenfrostpunktes besitzt. Die beiden Studien decken insgesamt einen Frequenzbereich von 0,67 Hz bis 900 Hz ab. Da sich die Frequenz direkt proportional zur Beaufschlagungsdichte verhält, wird im Gegensatz zu Yao und Cox [79] innerhalb der angegebenen Fehlergrenzen von 10 K kein Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf die Leidenfrosttemperatur festgestellt. Panão und Moreira [51],[52] untersuchten den Einfluss der Impulsdauer, der Frequenz sowie der Position im Sprühstrahl auf die Lage des Leidenfrostpunktes von Benzin. Die experimentell ermittelten Werte der Leidenfrosttemperatur sind in Abbildung 2-6 dargestellt. Für eine Impulsdauer von 5 ms steigt die Leidenfrosttemperatur bei einer Frequenz von 15 Hz um mehr als 30 K und sinkt anschließend wieder. Eine ähnliche Tendenz wird auch für eine Impulsdauer von 10 ms festgestellt. Weiterhin beobachteten Panão und Moreira [52] eine deutliche Abhängigkeit der Leidenfrosttemperatur von der Position im Sprühstrahl und damit von der Beaufschlagungsdichte. Die Leidenfrosttemperatur variiert innerhalb des Sprühstrahls mit Hohlkegelstruktur um 40 K, was die Autoren auf Tropfeninteraktionseffekte zurückführen. Der radialen Koordinate $r = 3\text{ mm}$ wird in einer früheren Veröffentlichung [50] die höchste Tropfenanzahldichte zugeordnet. Dies widerspricht den oben dargestellten Erkenntnissen aus Sprühkühlungsversuchen mit kontinuierlichen Sprays.

Die Temperaturmessungen von Cowart und Cheng [15] am Einlassventil unter Motorbedingungen zeigen hingegen, dass die Leidenfrosttemperatur mit steigender Motordrehzahl und somit steigender Frequenz und Beaufschlagungsdichte zunimmt. Ein ein-

deutiger Zusammenhang zwischen Beaufschlagungsdichte, die mit zunehmender Frequenz steigt, und Leidenfrosttemperatur ist demnach aus den Literaturangaben für intermittierende Sprays nicht ersichtlich.

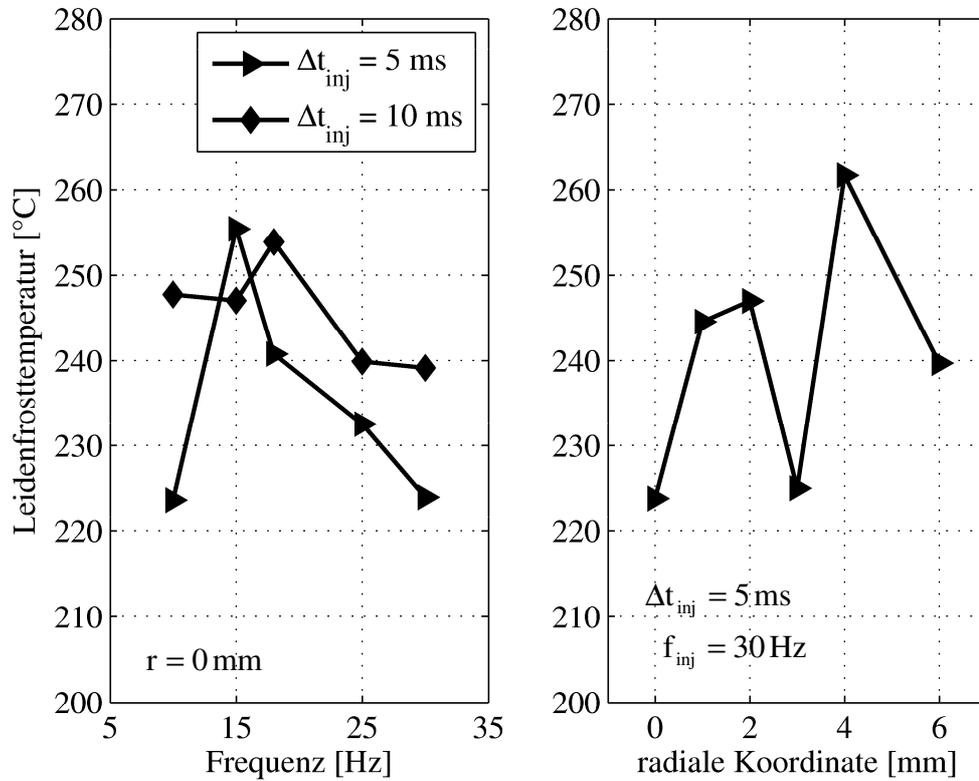


Abbildung 2-6: Leidenfrosttemperatur für Benzin in Abhängigkeit von der Impulsdauer, Frequenz und der Position im Spray [51],[52]

3 Zielstellung

Als neues Konzept zur verbesserten Kontrolle von Kühlprozessen hat sich die intermittierende Sprühkühlung herauskristallisiert. Die guten Einstellmöglichkeiten des Wärmeübergangs bei der Kühlung mit kontinuierlichen Sprays durch die Tropfenparameter und die Beaufschlagungsdichte werden bei intermittierender Betriebsweise über zusätzliche Parameter Frequenz und Impulsdauer noch erweitert. Durch gezielte Steuerung der Kühlmittelmenge pro Impuls und deren zeitlicher Abfolge können hohe Wärmeströme bei verbesserter Kontrolle des Kühlvorgangs abgeführt werden. Die guten Einstellmöglichkeiten des Wärmeübergangs eignen sich besonders für Vergleichsmessungen für numerische Modelle, die den Einfluss von der Beaufschlagungsdichte sowie Tropfendurchmesser und -geschwindigkeit untersuchen [46],[47].

Die in Kapitel 2 vorgenommene Recherche zum Stand des Wissens zeigt, dass sich bisherige Untersuchungen auf den Wärmeübergang im Bereich des Blasen- und Übergangssiedens konzentrieren, wobei diese Forschungsvorhaben im motorischen oder medizinischen Fachgebiet angesiedelt sind. Kenntnisse im Bereich des Filmsiedens beschränken sich größtenteils auf die gewonnenen Ergebnisse aus Untersuchungen mit Einzeltropfenketten. Daher existieren in der Literatur nur unzureichende Hinweise, die den Einfluss der Betriebsparameter der intermittierenden Sprühkühlung - Impulsdauer und Frequenz - auf den Wärmeübergang oberhalb der Leidenfrosttemperatur beschreiben. Weiterhin wurde kein Zusammenhang zur Beaufschlagungsdichte als Haupteinflussgröße auf den Wärmeübergang hergestellt. Widersprüchliche Angaben weist die Literatur in Bezug auf die Lage des Leidenfrostpunktes in Abhängigkeit von Impulsdauer, Frequenz und Beaufschlagungsdichte auf.

Ziel der Arbeit ist es, den Einfluss der Betriebsparameter – Impulsdauer und Frequenz - unter Berücksichtigung der Beaufschlagungsdichte, bei Konstanz der Tropfenparameter, auf den Wärmeübergang im Bereich des stabilen Filmsiedens sowie auf die Lage der Leidenfrosttemperatur bei der intermittierenden Sprühkühlung herauszukristallisieren.

Zur Erzeugung des Sprays wurde eine Mehrlochdüse ausgewählt, die eine breite Variation sowohl der lokalen als auch der mittleren Beaufschlagungsdichte zulässt und gleichzeitig in einem repräsentativen Messfeld eine weitgehende Konstanz der mittleren Tropfenparameter Geschwindigkeit und Durchmesser gewährleistet. Dadurch stehen eine Vielzahl von Kombinationen der Größen Beaufschlagungsdichte, Impulsdauer und

Frequenz zur Verfügung. Die erzeugten Sprays werden mittels eines Phasen-Doppler-Anemometers und eines Patternators charakterisiert.

Die Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays wird für den geometrischen Grundfall einer horizontalen Platte experimentell untersucht. Die eingesetzte Testsektion wird direkt elektrisch auf eine anfängliche stationäre Wandtemperatur im Bereich des Filmsiedens beheizt. Der resultierende instationäre Temperaturverlauf eines Kühlprozesses mit Wasser als Kühlmedium wird als Sequenz von Einzelbildern thermographisch auf der strahlabgewandten Blechseite aufgezeichnet. Die Temperaturinformationen dienen als Eingangsgrößen zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten für den Bereich des stabilen Filmsiedens. Hierfür soll eine kompakte Optimierungsroutine entwickelt werden, die aus der Wärmeleitgleichung für ebene instationäre Temperaturfelder mit Wärmequelle unter Berücksichtigung der Querwärmeleitung die Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten berechnet.

Anhand der Analyse der transienten Temperaturverläufe sowie der transienten Wärmeübergangskoeffizienten sollen wesentliche Effekte der Impulsdauer und Frequenz in Zusammenhang mit der Beaufschlagungsdichte und den Tropfenparametern aufgezeigt werden. Mit Hilfe einer geeigneten Definition einer mittleren Temperatur und eines mittleren Wärmeübergangskoeffizienten sollen das Potential der intermittierenden Kühlung sowie die Möglichkeiten zur Kühlmittleinsparung bzw. zur Intensivierung der Kühlung untersucht werden.

4 Experimenteller Aufbau und Auswertestrategie

4.1 Versuchsstand

Ziel der durchgeführten Untersuchungen war es, die Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten der zu untersuchenden Sprühkühlungsprozesse messtechnisch zu bestimmen und insbesondere den Einfluss der intermittierende Sprays charakterisierenden Steuerparameter - Impulsdauer und Frequenz - auf den Wärmeübergang zu ermitteln. Dazu wird die in Abbildung 4-2 skizzierte Versuchsanordnung verwendet. Kernstück der Anlage ist ein 0,3 mm dickes Inconel 600-Blech, das direkt elektrisch beheizt und mit dem zu untersuchenden Wasserspray gekühlt wird. Das verwendete Metall zeichnet sich durch seine hohe Warmfestigkeit und durch einen nur schwach temperaturabhängigen elektrischen Widerstand aus.

Während des Kühlprozesses wird das Temperaturfeld der strahlabgewandten Oberfläche als Sequenz von Einzelbildern infrarotthermographisch registriert und dient als Eingangsgröße zur Bestimmung der Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten.

In der Versuchsanordnung wird für den Aufbau des Einspritzdruckes die Flüssigkeit direkt mit Stickstoff beaufschlagt³. Der Druck lässt sich über ein Regelventil variieren und durch ein Manometer, welches unmittelbar vor der Düse angeordnet ist, präzise kontrollieren. Für die durchgeführten Versuche wurde eine Bosch-Mehrlochdüse mit der Bezeichnung EV 14 Standard⁴ verwendet. Die Ansteuerung der Düse erfolgte über eine Bosch-Universalendstufe. Als Impulsgeber für die Endstufe sowie für die Infrarotkamera diente ein speziell entwickeltes Programm, welches sowohl die Düse als auch die Infrarotkamera triggert (siehe Abbildung 4-1).

Die elektronische Steuerung startet zunächst die thermographische Aufnahme des Temperaturfeldes, wodurch die Aufzeichnung der anfänglichen stationären Oberflächentemperatur gewährleistet ist. Nach einer frei wählbaren Verzögerungszeit wird die Impuls-

³ Ein Druckübersetzer ist für die hier verwendeten Niederdrücke nicht erforderlich. Vom Einsatz einer Wasserpumpe, die sich für den intermittierenden Betrieb eignet, wurde aufgrund der hohen Kosten abgesehen. Daher dienen als Wasserreservoir zwei circa 4 m lange gewendelte Edelstahlrohre. Der notwendige Düsenvordruck wird durch eine Stickstoffbeaufschlagung erreicht. Die Gaslöslichkeit und -diffusion von Stickstoff in Wasser wurde abgeschätzt und als nichtrelevant auf die Ausbildung des Sprühstrahls und die Sprayparameter - Tropfengeschwindigkeit und Tropfendurchmesser - bewertet [18].

⁴ Die Verwendung der für Benzin ausgelegten Düse für die Verdüsung von Wasser wird durch den serienmäßigen Einbau von korrosionsbeständigem Stahl im Kraftstoff führenden Bereich des Einspritzventils sowie spezielle Maßnahmen wie z.B. Freiblasen mit Stickstoff gewährleistet. Dieses Vorgehen sichert den Langzeiteinsatz der Düse im Versuchsbetrieb ohne Veränderung der Spraycharakteristik.

folge der Düse ausgelöst. Einstellbare Parameter sind hierbei die Ansteuerdauer, der Impulsabstand sowie die Anzahl der Impulse. Die Infrarotkamera stoppt die Aufzeichnung automatisch nach der vorgegeben Aufzeichnungslänge.

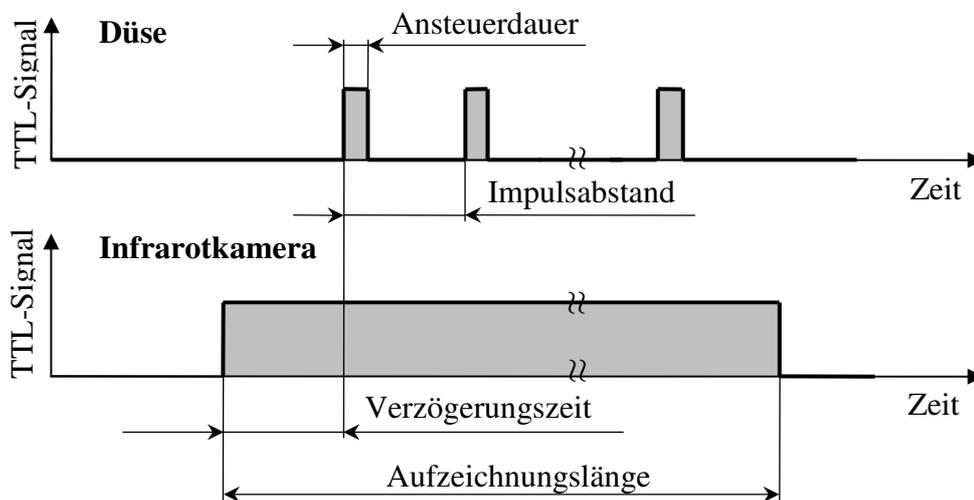
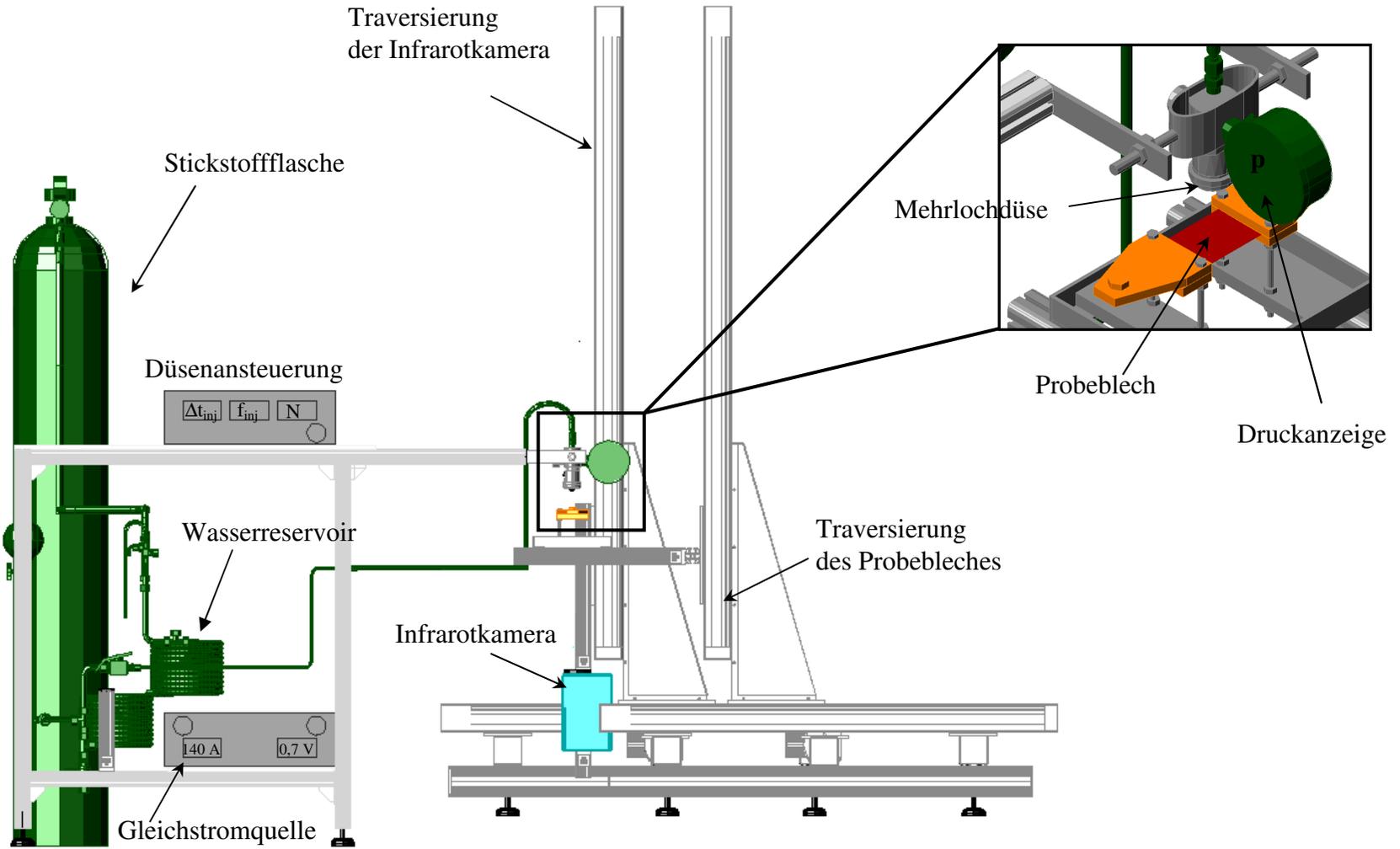


Abbildung 4-1: Steuerung der Düse und der Infrarotkamera

Für die eingesetzte Mehrlochdüse wird eine ausgeprägte örtliche Flüssigkeitsverteilung erwartet. Dementsprechend muss für die durchgeführten Untersuchungen eine genaue Ausrichtung zwischen Düse, Blech und Infrarotkamera erreicht werden, um reproduzierbare Ergebnisse zu gewährleisten. Der Versuchsaufbau in Abbildung 4-2 umfasst daher zwei 3-D Traversierungen, die die Ausrichtung des beheizten Versuchsbleches und der Infrarotkamera ermöglichen. Als Koordinatenursprung wird der Düsenmund festgelegt. Die Mitte des Infrarotkamerabildes und die Mitte des Testbleches wird auf den Koordinatenursprung ausgerichtet. Der maximale Fehler bei der Ausrichtung entspricht der räumlichen Auflösung der Infrarotkamera und beträgt unter den gegebenen Messbedingungen 0,44 mm (siehe Abschnitt 9.2).

Abbildung 4-2: Messanordnung bei der Durchführung der Infrarotmessungen



Zur Bestimmung der Sprühstrahlcharakteristik wird der Versuchsstand umgerüstet und ein 2D-Phasen-Doppler-Anemometer bzw. ein Patternator eingesetzt. Mit Hilfe des letzteren wird die örtliche Verteilung der Wasserbeaufschlagungsdichte bestimmt. Da bei der verwendeten Mehrlochdüse von einer örtlich stark abhängigen Beaufschlagungsdichte auszugehen ist, muss bei der Ausrichtung des Patternators auf den Düsenmund größte Sorgfalt verwendet werden. Der Patternator wird wie die Infrarotkamera und das Testblech traversiert. Eine speziell angefertigte Justierhilfe (Abbildung 4-3), die auf die Düsenhalterung aufgeschraubt werden kann, dient als Verlängerung der Düsenachse. Da der Außendurchmesser der Justierhilfe dem Innendurchmesser eines Patternatorröhrchens entspricht, kann eine Ausrichtung bis auf einen Zehntelmillimeter genau erfolgen.

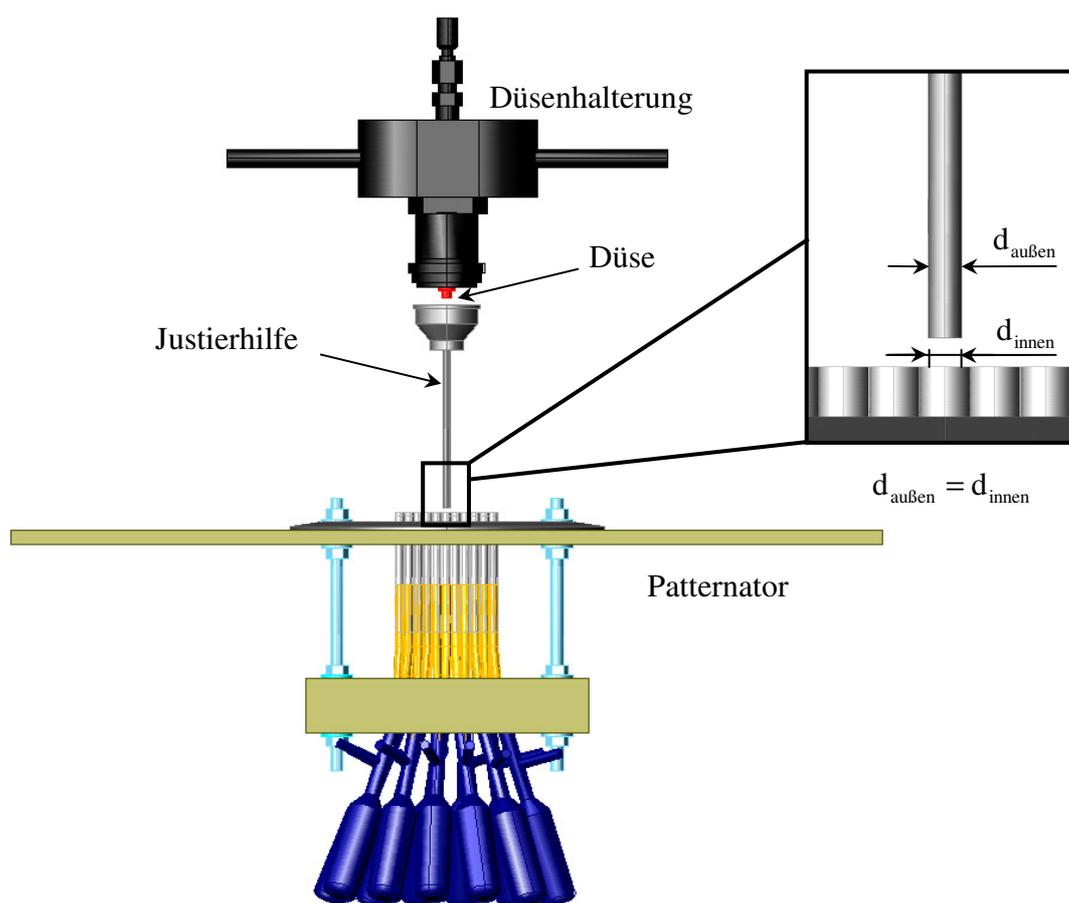


Abbildung 4-3: Ausrichtung des Patternators auf das Zentrum der Düse

Für die Messungen der örtlichen Verteilungen der Tropfendurchmesser und Tropfengeschwindigkeiten wird ein 2D-Phasen-Doppler-Anemometer verwendet. Dessen prinzipieller Aufbau ist detailliert in Abschnitt 4.2.1 dargestellt. Die geringen Abmessungen des Messvolumens erfordern ebenfalls eine genaue Justierung, die durch eine Traversie-

ung des Phasen-Doppler-Anemometers erreicht wird. Das Messvolumen wird - wie in Abbildung 4-4 dargestellt - auf den festgelegten Koordinatenursprung justiert. Ungenauigkeiten bei der Ausrichtung sind kleiner als 0,1 mm.

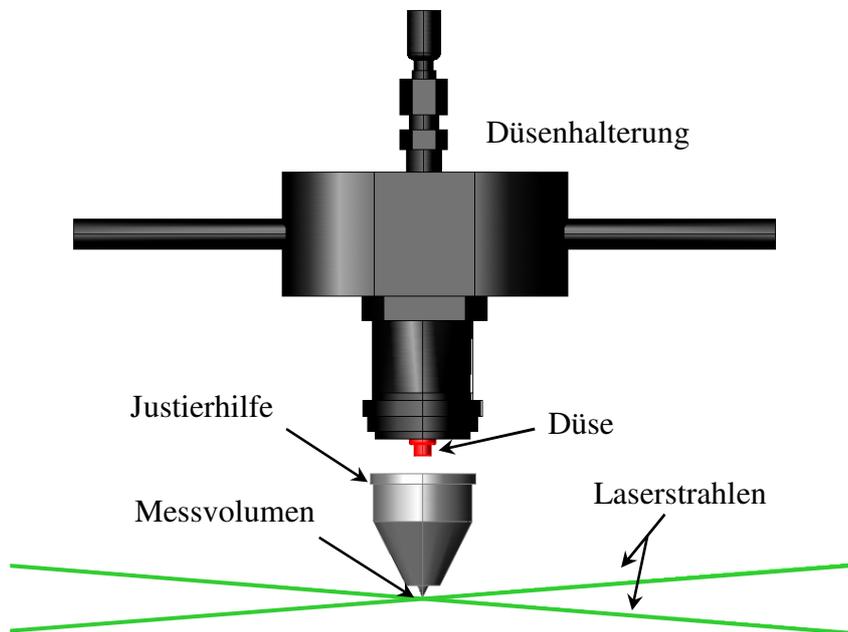


Abbildung 4-4: Ausrichtung des Messvolumens des Phasen-Doppler-Anemometers auf das Zentrum der Düse

Die Messapparatur ermöglicht, die mit einem intermittierenden Wasserspray erzeugte Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten mit einer instationären Messmethode in Abhängigkeit von

- der Beaufschlagungsdichte
- den Steuerparameter der Düse (Impulsdauer und Frequenz)
- dem Tropfendurchmesser und
- der Tropfengeschwindigkeit, sowie dem Parameter
- Oberflächentemperatur

zu bestimmen. Die drei eingesetzten Messverfahren sind in den nachfolgenden Abschnitten beschrieben.

4.2 Messung der Spraycharakteristik

4.2.1 Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeit

Zur Messung von Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeit wird ein 2D-Phasen-Doppler-Anemometer (PDA) eingesetzt. Hierbei handelt es sich um ein optisches Messsystem, das Durchmesser und Geschwindigkeitskomponenten von sphärischen Partikeln simultan und rückwirkungsfrei bestimmt. Das PDA zeichnet sich durch eine hohe räumliche und zeitliche Auflösung aus. Der schematische Aufbau des eingesetzten PDA-Systems der Firma Aerometrics ist zur Vereinfachung als eindimensionale Messanlage in Abbildung 4-5 dargestellt.

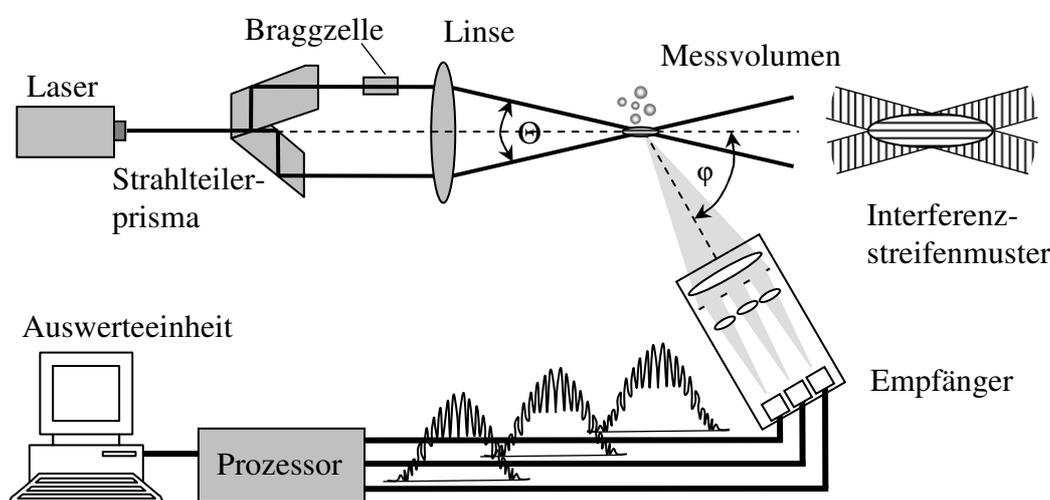


Abbildung 4-5: Schema des PDA-Messsystems

Aus einem 4 W-Ar-Laser, der im Multimode betrieben wird, wird monochromatisches Licht der höchsten ($\lambda_{\text{grün}} = 514,5 \text{ nm}$) und zweithöchsten Intensität ($\lambda_{\text{blau}} = 488 \text{ nm}$) ausgekoppelt. Diese beiden Laserstrahlen werden anschließend jeweils in zwei intensitätsgleiche Strahlen aufgeteilt und ein Laserstrahl jeweils einer Farbe mittels Braggzelle in seiner Frequenz leicht angehoben. Das Intensitätsprofil der Laserstrahlen unterliegt der Gauss-Verteilung. Man spricht in der Literatur auch vom *Gaussian laser beam*. Die monochromatischen Strahlenpaare werden in Abhängigkeit der Brennweite der Sendeoptik in ihrer Strahltaile unter dem Schnittwinkel Θ gebündelt. Das im Schnittpunkt entstandene Messvolumen mit Interferenzstreifen parallel zu optischen Achse ist geometrisch ein Ellipsoid und die Intensität unterliegt in allen 3 Dimensionen der Gauss-Verteilung. Um das Messvolumen in axialer Richtung zu begrenzen, ist der Detektor

mit einer Schlitzblende ausgestattet (siehe Abbildung 4-6). Dadurch wird die Wahrscheinlichkeit des Mehrfachvorkommens von Tropfen im Messvolumen reduziert. Die wesentlichen Eigenschaften des PDA-Systems und des resultierenden Messvolumens sind in Tabelle 4-1 zusammengefasst.

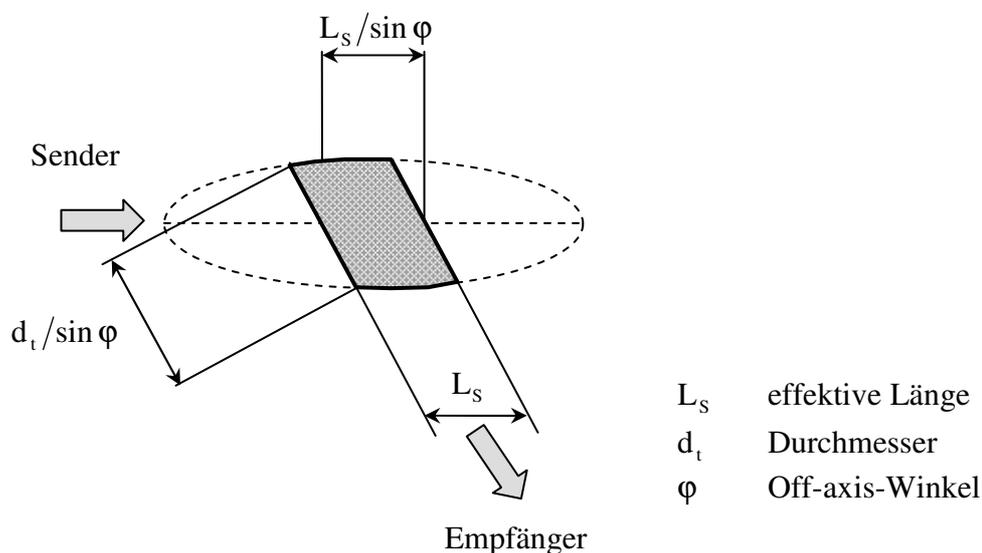


Abbildung 4-6: Messvolumen mit Schlitzblende

Der optische Empfänger detektiert das Licht, das von den Tropfen, die sich im Messvolumen befinden, gestreut wird. Seine optische Achse ist um den Off-Axis-Winkel φ aus der Achse des Senders verschoben. Die Wahl des Off-axis-Winkel bestimmt maßgeblich die Intensität des detektierten Streulichtes, wobei ein Streumodus dominieren muss. Für transparente Flüssigkeiten wird ein Off-axis-Winkel von 30° empfohlen [74], so dass mit dem Streumodus Brechung erster Ordnung gearbeitet wird. Innerhalb der Empfangsoptik befinden sich drei Detektorflächen, die den Streulichtimpuls eines sich durch das Messvolumen bewegendem Tropfens auffangen. Über Lichtleiter werden die drei Impulse zur Auswerteeinheit geleitet und dort von Photomultiplern in elektrische Signale umgewandelt. Durch die Auswerteeinheit wird die Frequenz der Lichtimpulse bestimmt, die mit einer gerätespezifischen Toleranz übereinstimmen. Diese Frequenz verhält sich proportional zur Geschwindigkeit senkrecht zur Interferenzstreifenebene der farbgleichen Laserstrahlen (siehe Anhang 9.1.1).

Die Detektorflächen sind mit einem definierten Abstand zueinander angeordnet. Der Abstand zwischen Detektor 1 und 2 beträgt 10,73 mm und 31,41 mm zwischen Detektor 2 und 3. Dadurch weist das von ihnen detektierte Streulicht eine Phasenverschiebung auf, die proportional dem Tropfendurchmesser ist (vergleiche Anhang 9.1.2).

Tabelle 4-1: Eigenschaften des PDA-Systems und des Messvolumens

Sendeoptik: Ar-Ion Faserprobe		grün	blau
Laserleistung	P	36 mW	12 mW
Wellenlänge	λ	514,5 nm	488,0 nm
Brennweite	f	250 mm	250 mm
Strahlabstand	D	40,15 mm	40,25 mm
Strahldurchmesser	$2 \cdot r_0$	1,4 mm	1,4 mm
Schnittwinkel	$\Theta = 2 \cdot \tan^{-1}(D/(2 \cdot f))$	9,18°	9,20°
Messvolumeneigenschaften			
Durchmesser	$d_t = 4 \cdot f \cdot \lambda / (\pi \cdot 2 \cdot r_0)$	116,98 μm	110,95 μm
Länge	$l_m = d_t / \sin(\Theta/2)$	1,46 mm	1,38 mm
Streifenabstand	$\Delta x = \lambda / (2 \cdot \sin(\Theta/2))$	3,21 μm	3,04 μm
Streifenzahl	$N = d_t / \Delta x$	36	36
Intensität	$I = P / (\pi/4 \cdot d_t^2)$	3,35 MW/m ²	1,24 MW/m ²
Empfängeroptik			
Brennweite Detektor	f_r	250 mm	
Brennweite Kollimator	f_c	175 mm	
Schlitzbreite	d_s	150 μm	
Off-axis-Winkel	φ	30°	
Effektives Messvolumen bei einem Off-axis-Winkel von 30°			
Effektive Länge	$L_s = d_s \cdot f_r / f_c$	214,29 μm	
Fläche	$A = d_t \cdot L_s / \sin \varphi$	0,050 mm ²	0,048 mm ²
Volumen	$V = L_s / \sin \varphi \cdot \pi/4 \cdot d_m^2$	0,0046 mm ³	0,0041 mm ³

4.2.2 Beaufschlagungsdichte

Die Sprayuntersuchungen mit Hilfe eines Phasen-Doppler-Anemometers liefern statistische Größen wie Tropfendurchmesser- und Tropfengeschwindigkeitsverteilungen. Bei Kenntnis der Ankunftszeiten und der Durchtrittszeiten der Tropfen durch das Messvolumen sowie dessen Abmessungen lässt sich die Beaufschlagungsdichte berechnen. Diese kann allerdings stark fehlerbehaftet sein [17]. Ungenauigkeiten in der Durchmesserbestimmung wirken sich gravierend aus, da diese in die Berechnung der Beaufschlagungsdichte mit der dritten Potenz eingehen. Ein Großteil des Messfehlers ist der

detektierten Tropfenanzahl zuzuschreiben. Überlappt sich das Signal von zwei oder mehreren sich gleichzeitig im Messvolumen befindenden Tropfen wird das Streulicht vom Detektor als ein Ereignis registriert bzw. aufgrund Übersättigung als ungültig bewertet. Daher wurde ein statistischer Korrekturfaktor, der das Vorkommen von mehreren Partikeln im Messvolumen berücksichtigt, eingeführt [67]. Dieser setzt allerdings voraus, dass die Ankunftszeiten der Tropfen der Poisson-Verteilung unterliegen, was bei dem vorliegenden intermittierenden Spray nicht gegeben ist (vergleiche Anhang 9.1.4). Für kontinuierliche Sprays konnten mit der von Roisman und Tropea [67] vorgeschlagenen Auswerterroutine hingegen sehr gute Ergebnisse erzielt werden (vergleiche Anhang 9.1.4). Für die Bestimmung der Beaufschlagungsdichte für intermittierende Sprays wird daher ein Patternator eingesetzt. Dessen schematischer Aufbau ist in Abbildung 4-7 skizziert.

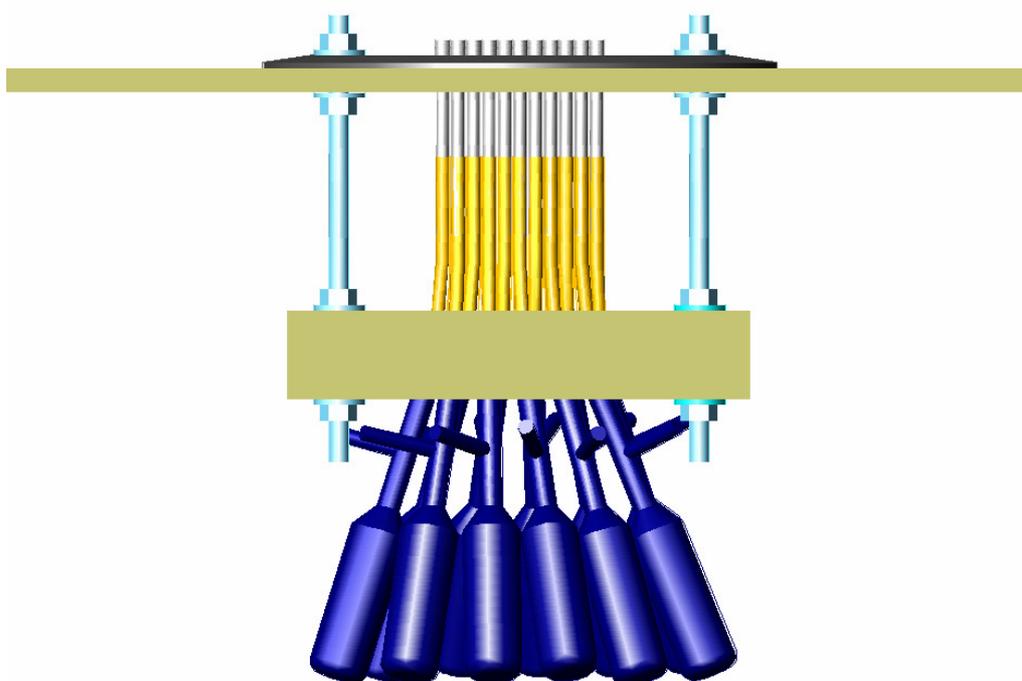


Abbildung 4-7: Aufbau des Patternators

Der Patternator besteht aus mehreren in einer Reihe angebrachten Röhren. Das obere Ende der Röhren wurde mit einem Kegelsenker bearbeitet, so dass die Sammelfläche mit dem Außendurchmesser d_R berechnet wird. In einer definierten Zeitspanne Δt wird über die Röhren ein Teil der Wassermenge M des Sprays aufgefangen und mittels PTFE-Schläuchen mit antiadhäsiver Oberfläche in die Sammelbehälter geleitet. Über die Gleichung (4-1) kann die Wasserbeaufschlagungsdichte berechnet werden.

$$\dot{m} = \frac{M}{\frac{\pi}{4} d_R^2 \cdot \Delta t} \quad (4-1)$$

4.3 Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten

4.3.1 Temperaturmessung mittels Infrarotthermographie

Die Bestimmung der örtlichen Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten basiert auf der Messung der örtlichen Oberflächentemperatur auf der trockenen Blechseite. Dabei wird die von der trockenen Blechseite emittierte Infrarotstrahlung mittels Infrarotkamera Flir ThermoCam SC 3000 aufgezeichnet. Diese Infrarotkamera gehört zu den Systemen mit Focal Plane Array Sensoren (FPA) und arbeitet im langwelligen Infrarotbereich bei einer Wellenlänge von 8 μm bis 9 μm . Weitere gerätespezifische Eigenschaften sind im Anhang 9.2 aufgeführt.

Die gemessene Strahlungsintensität I setzt sich gemäß Gleichung (4-2) aus drei Anteilen zusammen [2].

$$I = \tau \cdot \varepsilon \cdot I_{\text{Obj}} + \tau \cdot (1 - \varepsilon) \cdot I_{\text{Umg}} + (1 - \tau) \cdot I_{\text{Atm}}. \quad (4-2)$$

Der erste Summand beschreibt die durch die Atmosphäre gedämpfte Strahlungsintensität des zu vermessenden Objektes. Der Emissionsgrad ε des Messobjektes ist materialabhängig. Außerdem ändert sich sein Wert in Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur, der Oberflächenbeschaffenheit sowie der Abstrahlrichtung und muss experimentell bestimmt werden (siehe Unterkapitel 4.3.2). Der zweite Summand der Gleichung (4-2) berücksichtigt die am Messobjekt reflektierte und atmosphärisch gedämpfte Umgebungsstrahlung und der dritte die Intensität der von der Atmosphäre selbst emittierten Strahlung. Die Beeinflussung der Strahlung durch die Atmosphäre ist vielseitig. Die molekulare Absorption der Luftmoleküle und die Streuung an den Luftmolekülen führen zu einer Schwächung der transmittierten Strahlung. Turbulenzen und Brechzahlhomogenitäten lenken die Strahlung in schwer vorhersagbarer Weise ab und können zu Luftspiegelungen führen. Die Eigenstrahlung der Atmosphäre verringert den Strahlungscontrast [70]. Das Bouguer-Beersche Gesetz beschreibt die Abhängigkeit des Transmissionsgrades τ der Atmosphäre von der Entfernung zwischen Objekt und

Infrarotkamera. Hierbei handelt es sich um eine exponentielle Funktion, die aussagt, dass der Transmissionsgrad mit der Entfernung zwischen Objekt und Infrarotkamera abnimmt. Daher sollte die Distanz zum Messobjekt bei der infrarottechnischen Messmethode so klein wie möglich gehalten werden.

Mit Hilfe des Planckschen Strahlungsgesetzes kann aus der Intensitätsverteilung der Oberfläche die Temperaturverteilung bestimmt werden. Diese wird mittels Infrarotkamera und dem Softwareprogramm ThermaCam Researcher 2001 (TCR) als eine Sequenz von Einzelbildern aufgezeichnet. Jedes Einzelbild entspricht einem ganz bestimmten Zeitpunkt und beinhaltet die Oberflächentemperaturen des gesamten Sichtfeldes der Kamera (Total Field of View kurz TFOV). Das Softwareprogramm TCR bietet die Möglichkeit die Temperaturinformationen der Einzelbilder in Matlab zu verarbeiten. Für jeden Zeitpunkt wird vom Sichtfeld der Kamera eine 2-dimensionale Matlab-Matrix erstellt. Das Sichtfeld hängt von der Aufnahme Frequenz ab und ist für die verwendete Kamera in Tabelle 4-2 zusammengefasst.

Tabelle 4-2: TFOV der Flir ThermaCam SC 3000 für einen Arbeitsabstand von 40 cm

Frequenz	Horizontale Abmessung		Vertikale Abmessung	
50 Hz	320 Pixel	14,11 cm	240 Pixel	10,53 cm
150 Hz	320 Pixel	14,11 cm	80 Pixel	3,51 cm
250 Hz	320 Pixel	14,11 cm	48 Pixel	2,11 cm
750 Hz	320 Pixel	14,11 cm	16 Pixel	0,70 cm

Die 2-dimensionalen Matlab-Matrizen werden anschließend in einer selbst entwickelten, kompakten Auswerteroutine zu einer 3-dimensionalen Matlab-Matrix zusammengesetzt. Die dritte Koordinate entspricht der Zeit, deren Größenordnung von der Aufnahme Frequenz abhängt. Bei der Erstellung der 3-dimensionalen Matrix wird gleichzeitig das Sichtfeld der Kamera auf den für die Auswertung relevanten Bildbereich (Area of Interest kurz AOI) reduziert [19]. Diese Datenverarbeitung und -reduzierung führt zu einer erheblichen Verkürzung der Rechenzeit. Die Abbildung 4-8 zeigt beispielhaft die Temperaturinformation für einen bestimmten Zeitpunkt während des Kühlprozesses für den relevanten Bildbereich.

Während der Umwandlung der Temperatursequenzen in Matlab-Matrizen werden von der Software neben den oben beschriebenen Temperatur-Matrizen auch Matrizen mit zusätzlichen Informationen angelegt. Diese tragen den Namen der entsprechenden

Temperatur-Matrix und eine spezifische Namensergänzung, zum Beispiel „TimeDate“. Hier sind die Zeitinformationen des gespeicherten Einzelbildes in den letzten 4 Spalten in Form von Stunden, Minuten, Sekunden und Millisekunden gespeichert. Aus den Zeitinformationen einer Abkühlsequenz wird ein Zeitvektor angelegt. Dessen Länge ist identisch mit der dritten Koordinate der 3-dimensionalen Temperaturmatrix.

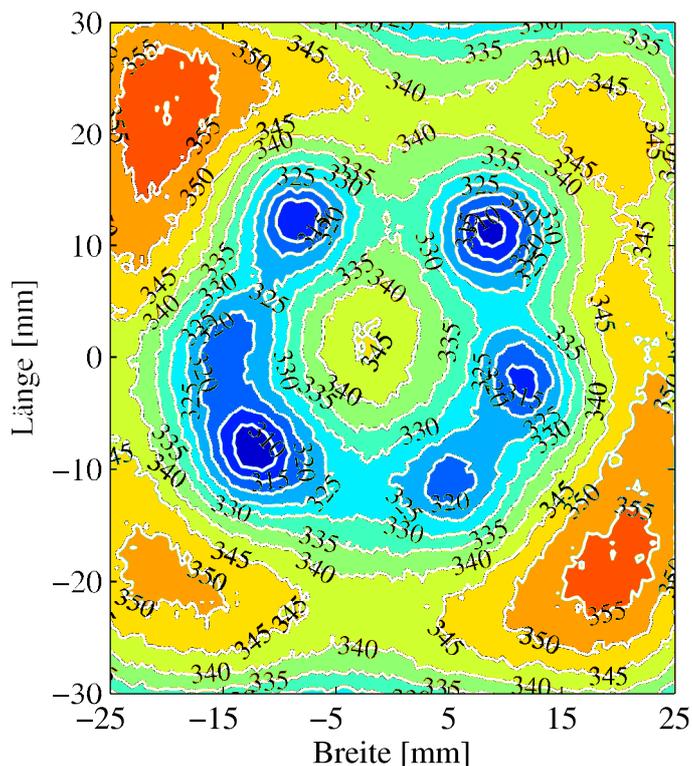


Abbildung 4-8: Temperaturprofil für einen bestimmten Zeitschritt

4.3.2 Kalibrierung

4.3.2.1 Bestimmung des Emissionsgrades

Während eines Sprühkühlungsexperimentes wird die trockene Wandtemperatur thermografisch aufgezeichnet. Der dabei auftretende Temperaturmessfehler ist bei größerem Emissionsgrad kleiner. Dieser Zusammenhang lässt sich aus einem vereinfachten Ansatz für die von der Kamera registrierte spezifische Abstrahlung zeigen.

$$\varepsilon \cdot \sigma_s \cdot T^4 = (\varepsilon + \Delta\varepsilon) \cdot \sigma_s \cdot (T + \Delta T)^4 \quad (4-3)$$

Folglich führt eine gegebene Messunsicherheit $\Delta\varepsilon$ bei einem größerem ε -Wert zu ei-

nem kleineren Messfehler $\Delta T/T$ hinsichtlich der Temperatur.

$$\frac{\Delta T}{T} = \left(\frac{1}{1 + \Delta \epsilon / \epsilon} \right)^{\frac{1}{4}} - 1 \quad (4-4)$$

Das blanke Metall weist einen relativ kleinen Emissionsgrad auf. Deshalb wird der für Infrarotaufnahmen messtechnisch günstigere hohe Emissionswert durch eine Beschichtung erzielt. Hierfür wurde ein lufttrocknender, hochtemperaturbeständiger schwarzer Lack namens SENOTHERM-UHT-600⁵ verwendet. Die Beschichtung wurde von einer ortsansässigen Firma durchgeführt, wobei eine Schichtdicke von circa 20 μm mit einer Abweichung von maximal 2 μm aufgetragen wurde. Der Emissionsgrad ist eine Funktion der Temperatur und diese Abhängigkeit ist experimentell zu ermitteln. Die Abbildung 4-9 zeigt den schematischen Versuchsaufbau.

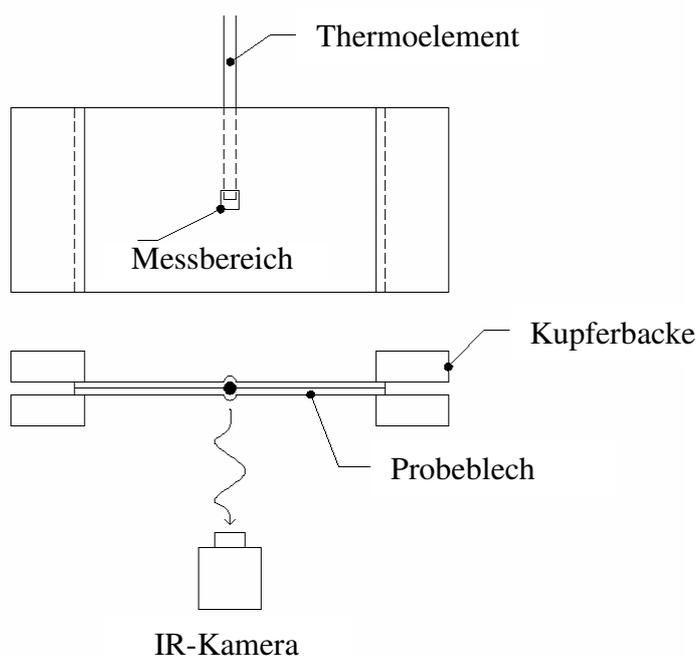


Abbildung 4-9: Schematischer Versuchsaufbau zur Bestimmung des Emissionskoeffizienten in Abhängigkeit von der Temperatur [19]

Zwei einseitig beschichtete Testbleche, die dieselben Abmessungen besitzen wie bei den Wärmeübergangsuntersuchungen, werden speziell präpariert. Durch Pressen wird eine Wölbung zur Aufnahme des Thermoelementes geschaffen, die genau den Durch-

⁵ Weilburger Coatings GmbH

messer des Thermoelements aufweist. Anschließend werden die beiden Testbleche durch Punktschweißen an den Stirnseiten miteinander verbunden und zur elektrischen Beheizung zwischen Kupferbacken geklemmt. Das Thermoelement wird in die vorgesehene Wölbung geschoben und horizontal befestigt. Die Spitze befindet sich in der Mitte der betrachteten Testsektion. Die Testsektion wird mittels elektrischen Stromes gleichmäßig beheizt. In Abhängigkeit der Wärmeverluste an die Umgebung stellt sich eine Temperaturdifferenz zwischen der Blechoberflächentemperatur $T_{W,A}$ und der Lacktemperatur ein. Das Thermoelement zeichnet die Wandinnentemperatur $T_{W,I}$ auf und das Thermographiesystem registriert die Energiestromdichte der Lackoberfläche. Ordnet man diese Energiestromdichte gemäß der Gleichung (4-5)

$$\dot{e}_{\text{Lack}} = \epsilon_{\text{Lack}} \cdot \sigma_S \cdot T_{\text{Lack}}^4 = \epsilon_{\text{Lack}}^* \cdot \sigma_S \cdot T_{W,A}^4 \quad (4-5)$$

der Oberflächentemperatur der Testsektion zu, wird ein scheinbarer Emissionswert ϵ_{Lack}^* kalibriert, der bei den Wärmeübergangsmessungen den experimentellen Rückschluss auf die Blechoberflächentemperatur erlaubt.

Da die Testbleche nur eine geringe Dicke von 0,3 mm aufweisen, ist die Temperaturdifferenz zwischen $T_{W,A} - T_{W,I}$ vernachlässigbar klein und es gilt $T_{W,A} = T_{W,I} = T$.

Die Bestimmung des Emissionswertes erfolgt mit dem Softwareprogramm ThermoCamResearcher 2001. Hierbei wird der Emissionsgrad der Oberfläche, den das Thermographiesystem zur Temperaturnaufzeichnung verwendet, so angepasst, dass die vom Thermoelement gemessene und die vom Thermographiesystem aufgezeichnete Temperatur übereinstimmen. Die Ergebnisse der Kalibriermessungen von ϵ_{Lack}^* sind in der Abbildung 4-10 dargestellt. Der Emissionsgrad weist eine steigende Tendenz mit der Wandtemperatur auf. Im interessierenden Temperaturbereich von 100 °C bis 500 °C beträgt die maximale Abweichung des Emissionsgrades $\Delta\epsilon = \pm 0,0123$, so dass die prozentuale Abweichung mit 1,5 % angegeben werden kann.

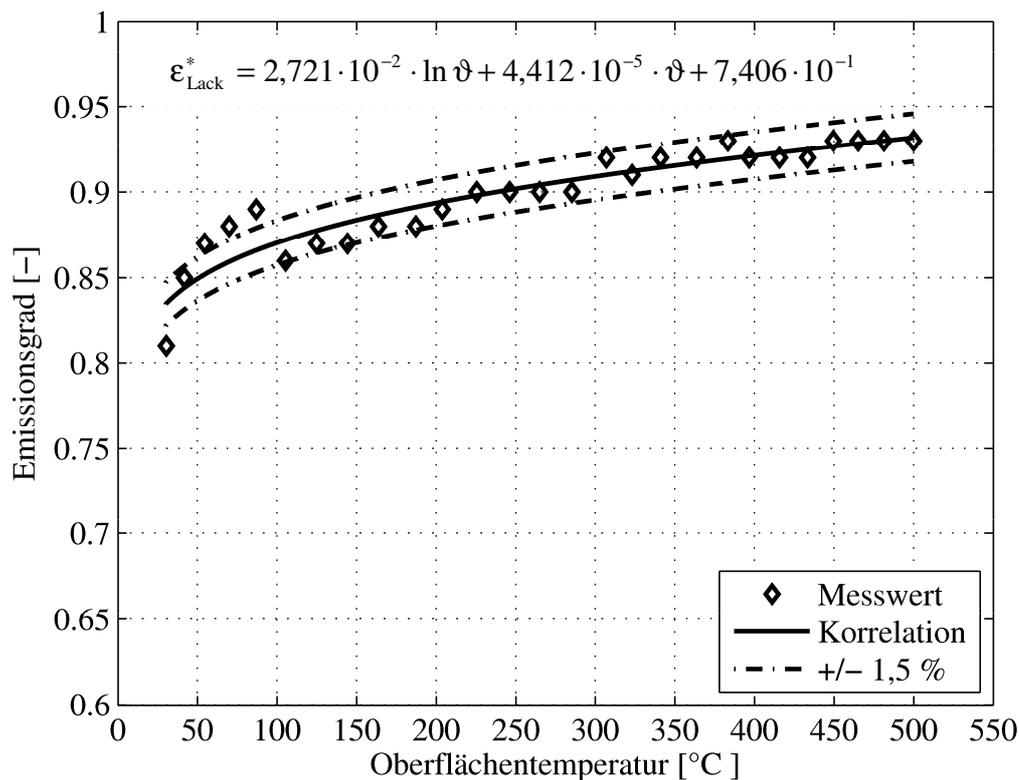


Abbildung 4-10: Kalibrierungsergebnisse des Emissionsgrades

4.3.2.2 Bestimmung der Wärmeverluste

Die Wärmeverluste durch Konvektion und Strahlung an die Umgebung werden experimentell nach dem Messprinzip der Abbildung 4-9 bestimmt. Während der Sprühkühlungsversuche treten die Wärmeverluste nur an der trockenen Blechunterseite auf. Durch die Versuchsreihe am Doppelblech können nahezu adiabate Bedingungen an der Oberseite des unteren Versuchsbleches geschaffen werden, so dass eine Übertragung der Messergebnisse auf ein Einzelblech möglich ist. Der Spannungsabfall über der Testsektion wird mit einem Multimeter gemessen und die anliegende Stromstärke mittels Zangenmultimeter abgegriffen. Die hierbei abgelesene Stromstärke I^* bezieht sich auf eine Parallelschaltung von zwei Widerständen. Für die Berechnung des Wärmeverlustes muss die an einem Blech anliegende Stromstärke – die Hälfte des Ablesewertes – eingesetzt werden. Die Wärmestromdichte \dot{q}_{Verlust} lässt sich nach Gleichung (4-6) beschreiben.

$$\dot{q}_{\text{Verlust}} = \frac{I^* \cdot U}{2 \cdot b \cdot l} = \frac{I \cdot U}{b \cdot l} \quad (4-6)$$

Voraussetzung für die obige Gleichung ist eine symmetrische Wärmeabfuhr. Diese ist nach Michejew [41] für freie Konvektion an einer waagerechten Platte nicht gegeben und muss für die Wärmeabfuhr nach unten gemäß Gleichung (4-7) korrigiert werden.

$$\dot{q}_{\text{Kon,U}} = 0,7 \cdot (\dot{q}_{\text{Verlust}} - \dot{q}_{\text{Str}}) \quad (4-7)$$

Der Strahlungsanteil der Wärmestromdichte wird unter der Voraussetzung ermittelt, dass die Fläche der Testsektion sehr viel kleiner ist als die Fläche der Umgebung. Die Abhängigkeit des Emissionsgrades von der Temperatur und dessen Korrelation sind in Kapitel 4.3.2.1 beschrieben.

$$\dot{q}_{\text{str}} = \epsilon_{\text{Lack}}^* \cdot \sigma_{\text{S}} \cdot (T^4 - T_{\text{Umg}}^4) \quad (4-8)$$

Der Verlustwärmestrom an der Blechunterseite - bestehend aus Konvektion und Strahlung - lässt sich wie folgt beschreiben.

$$\dot{q}_{\text{Verlust,U}} = \dot{q}_{\text{Kon,U}} + \dot{q}_{\text{Str}} = 0,7 \cdot \frac{I \cdot U}{b \cdot l} + 0,3 \cdot \epsilon_{\text{Lack}}^* \cdot \sigma_{\text{S}} \cdot (T^4 - T_{\text{Umg}}^4) \quad (4-9)$$

Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe sind in Abbildung 4-11 dargestellt und mit theoretisch ermittelten Werten verglichen. Letztere ergeben sich aus der Summe der Wärmestromdichten, die durch Konvektion und Strahlung zwischen Körper und Umgebung übertragen werden. Der Konvektionsanteil wird mittels einer empirischen Nusselt-Gleichung nach Michejew [41] für eine waagerechte Platte bestimmt, wobei die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte berücksichtigt wird.

$$\text{Nu} = 0,7 \cdot 0,540 \cdot (\text{Gr} \cdot \text{Pr})^{1/4} \quad 5 \cdot 10^2 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 2 \cdot 10^7 \quad (4-10)$$

Mit Hilfe der obigen Gleichung und der Definition der Nusselt-Zahl wird der konvektive Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur bestimmt und die Wärmestromdichte bei freier Konvektion berechnet. Der Strahlungsanteil der Wärmestromdichte wird gemäß Gleichung (4-8) bestimmt. Die Summe der theoretischen Wärmestromdichten von freier Konvektion und Strahlung ist in Abbildung 4-11 dargestellt. Unter der weiteren Voraussetzung, dass die Luft und die umgebenden Gegenstände eine einheitliche Temperatur aufweisen, kann der gesamte Wärmeübergangskoeffi-

zient (WÜK) der trockenen Blechseite bestimmt und durch ein Polynom ausgedrückt werden.

$$\alpha_{\text{Verlust}} = 9,8347 \cdot 10^{-8} \vartheta^3 + 6,1443 \cdot 10^{-6} \vartheta^2 + 4,7587 \cdot 10^{-2} \vartheta + 7,5658 \quad \text{wobei} \quad \begin{array}{l} \vartheta \text{ in } [^{\circ}\text{C}] \\ \alpha \text{ in } [\text{W}/(\text{m}^2\text{K})] \end{array} \quad (4-11)$$

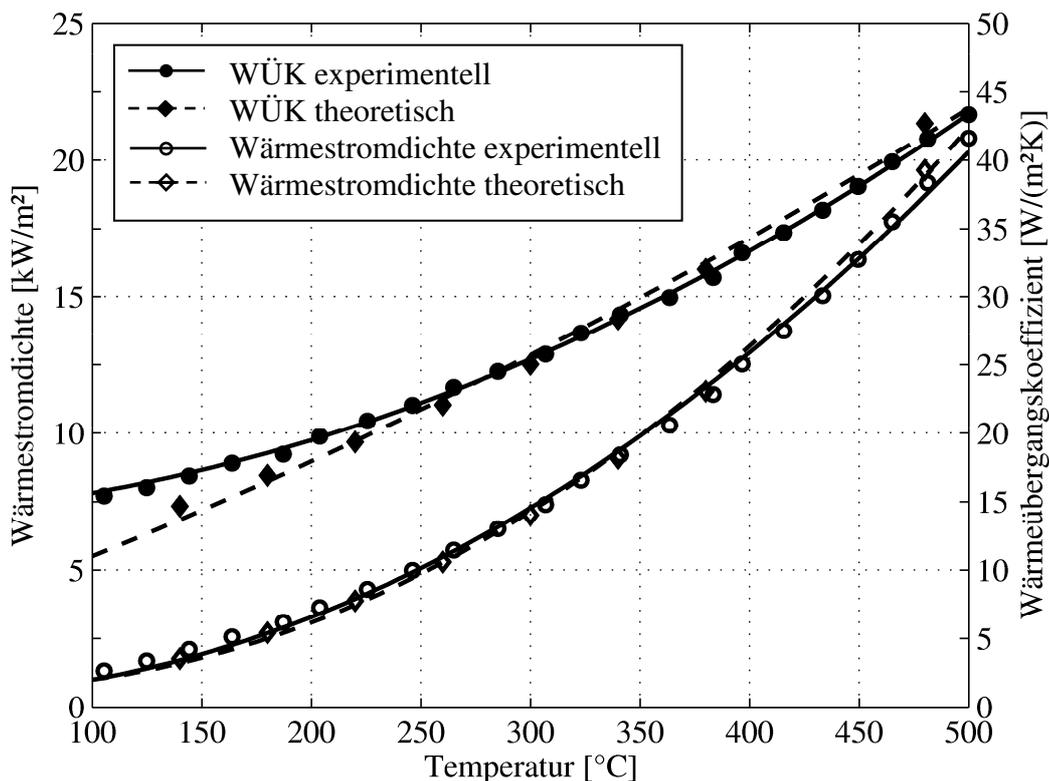


Abbildung 4-11: Wärmeverluste der trockenen Blechseite

Sowohl in den theoretischen Berechnungen als auch in den „trockenen“ Experimenten ist von einer konstanten Blechtemperatur ausgegangen worden, die insbesondere bei lokal stark sich ändernden Wasserbeaufschlagungsdichten und mit Annäherung an den Leidenfrostpunkt nicht mehr gegeben ist. In diesen Fällen ist dann eine aufwendige Auswertung notwendig bzw. es ist von einem wachsenden Fehler auszugehen.

4.3.2.3 Stoffwerte von Inconel 600

Die für die Wärmeübergangsuntersuchungen relevanten Stoffwerte von Inconel 600 sind die Dichte, die spezifische Wärmekapazität, die thermische Leitfähigkeit und der spezifische elektrische Widerstand. Die Dichte sowie die spezifische Wärmekapazität werden vom Hersteller⁶ als schwach temperaturabhängig mit nachfolgenden Werten angegeben [81].

$$\rho = 8420 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad \text{und} \quad c_p = 460 \frac{\text{J}}{\text{kg K}} \quad (4-12)$$

Für den Wärmeleitkoeffizienten wird ein Polynom zweiter Ordnung verwendet, um dessen Temperaturabhängigkeit zu beschreiben. Dieses ist aus den Angaben des Stoffdatenblattes gewonnen. Abbildung 4-12 veranschaulicht die steigende Tendenz der Wärmeleitfähigkeit mit der Temperatur.

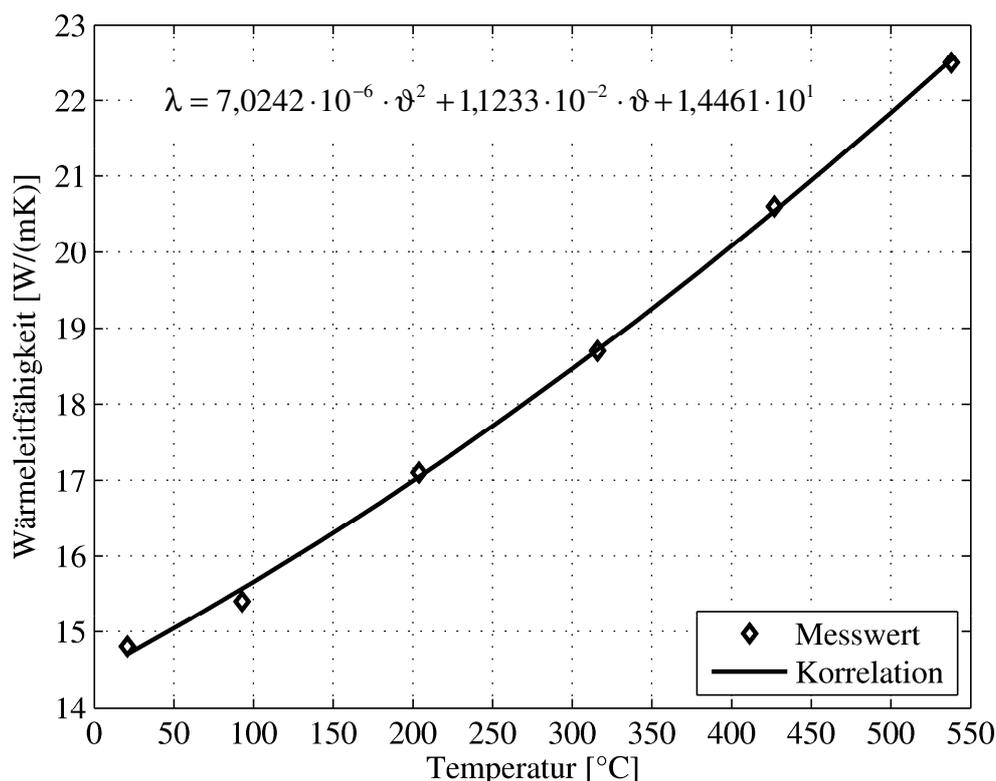


Abbildung 4-12: Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Temperatur

Der spezifische Widerstand ist zweckmäßigerweise experimentell zu bestimmen, da

⁶ Allegheny Ludlum Corporation

auch die Blechdicke s mit einem bestimmten Fehler behaftet ist. Dafür wird die in Unterkapitel 4.3.2.1 beschriebene Versuchsanordnung verwendet. Die anliegende Stromstärke wird mittels Zangenmultimeter abgegriffen und der Spannungsabfall über der Testsektion mittels Digitalmultimeter gemessen. Aus der Definition der elektrischen Leistung und des Ohmschen Gesetzes

$$P_{\text{el}} = U \cdot I = I^2 \cdot R = I^2 \frac{\rho_{\text{el}} \cdot l}{b \cdot s^*} \quad (4-13)$$

lässt sich durch Umformen nachfolgender Ausdruck für den spezifischen Widerstand definieren

$$\frac{\rho_{\text{el}}}{s^*} = \frac{U \cdot b}{I^2 \cdot l} \quad (4-14)$$

Da es sich bei der Versuchsanordnung um ein Doppelblech handelt, entspricht die Dicke s^* der zweifachen Blechdicke s .

Eine Variation der Oberflächentemperatur wird durch die Stromstärke erreicht, wobei die jeweilige Stromstärke der entsprechenden Oberflächentemperatur mittels Infrarotkamera und Thermoelement zugeordnet wird. Die Messwerte lassen sich auf ein Einzelblech leicht übertragen. Durch dieses fließt nur der halbe Strom $I^* = 2 \cdot I$ und für die Dicke wird die einfache Blechdicke eingesetzt, so dass sich für ein Einzelblech nachfolgendes Verhältnis ρ_{el}/s ergibt.

$$\frac{\rho_{\text{el}}}{s^*} = \frac{\rho_{\text{el}}}{2 \cdot s} = \frac{U \cdot b}{I^* \cdot l} = \frac{U \cdot b}{2 \cdot I \cdot l} \quad \frac{\rho_{\text{el}}}{s} = \frac{U \cdot b}{I \cdot l} \quad (4-15)$$

Die Abhängigkeit des auf die Blechdicke bezogenen spezifischen Widerstandes eines Einzelbleches von der Temperatur ist in Abbildung 4-13 dargestellt.

Der nach dem arithmetischen Fehlerfortpflanzungsgesetz berechnete Messfehler ergibt sich aus den Messunsicherheiten⁷ der direkt bestimmten Größen Spannung und Strom und beträgt 1,6 % des berechneten Wertes.

⁷ Die gerätespezifische Messunsicherheit des Voltmeters beträgt 0,3 % des Ablesewertes und die des Zangenmultimeters 1,3 % des Messwertes.

$$\Delta\left(\frac{\rho_{el}}{s}\right) = \left|\frac{\partial\left(\frac{\rho_{el}}{s}\right)}{\partial U}\right|\Delta U + \left|\frac{\partial\left(\frac{\rho_{el}}{s}\right)}{\partial I}\right|\Delta I = \left|\frac{b}{I \cdot l}\right|\Delta U + \left|-\frac{U \cdot b}{I^2 \cdot l}\right|\Delta I \quad (4-16)$$

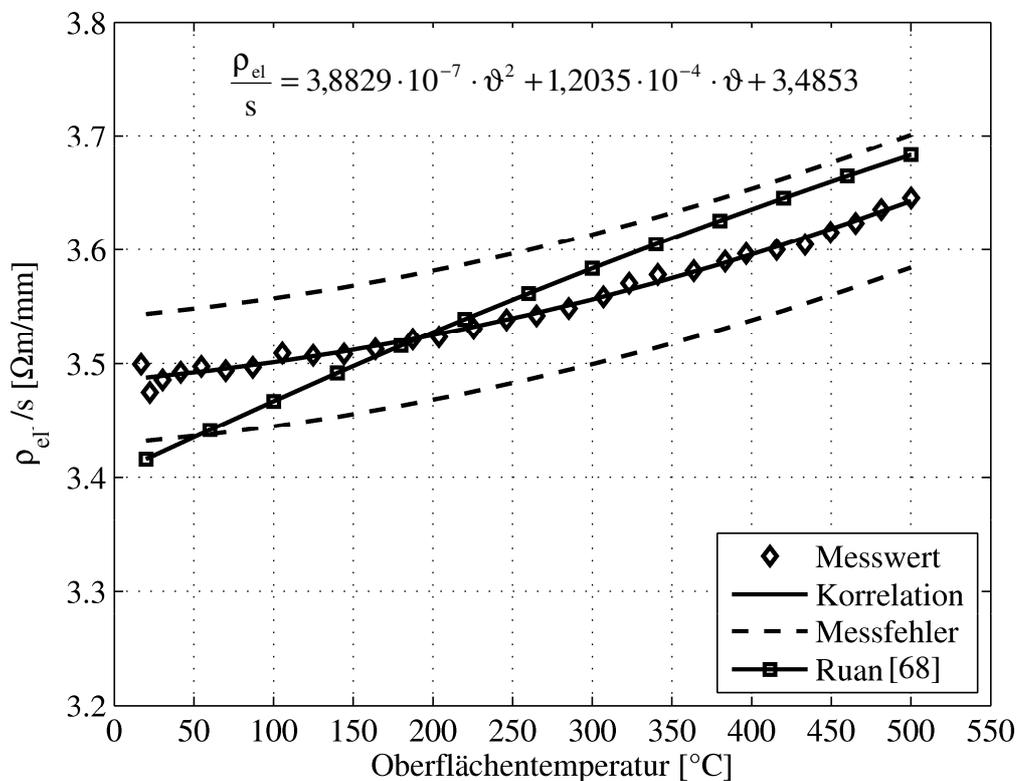


Abbildung 4-13: Spezifisch elektrischer Widerstand

4.3.3 Korrektur und Glättung der Temperaturinformationen

Das Softwareprogramm TCR erlaubt eine Aufzeichnung der Abkühlsequenz ausschließlich bei einem konstanten Emissionsgrad. Dieser weist jedoch eine Abhängigkeit von der Temperatur auf, so dass die Temperatur-Matrix mit einem Polynom, welches die Änderung des Emissionsgrades mit der Temperatur beschreibt, korrigiert wird (gemäß Unterkapitel 4.3.2.1). Eine solche Temperaturkorrektur für ein bestimmtes Pixelkoordinatenpaar des Testbleches verdeutlicht die Abbildung 4-14.

Die Infrarotkamera weist in Abhängigkeit des Aufnahmemodus und der Oberflächentemperatur ein Messrauschen auf, welches in Abhängigkeit der gewählten Auswerterroutine Schwankungen des zu bestimmenden Wärmeübergangskoeffizienten verursachen und sogar zu negativen Werten führen kann. Daher sollten die Messdaten im Anschluss an die Korrektur des Emissionswertes vorgefiltert bzw. geglättet werden. Die Güte der

Glättung wird visuell eingeschätzt.

Für die Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays kommt der Glättung der Messdaten eine ganz besondere Bedeutung zu, da jede Einspritzung entsprechend Abbildung 4-14 zu einem Temperatursprung führt, für dessen Beschreibung nur relativ wenige Messdaten zur Verfügung stehen. Daher ist ein Glättungsalgorithmus auszuwählen, der sowohl die Trennung des Nutzsignals vom Rauschen als auch die korrekte Beschreibung der Temperatursprünge der Einzeleinspritzungen erlaubt.

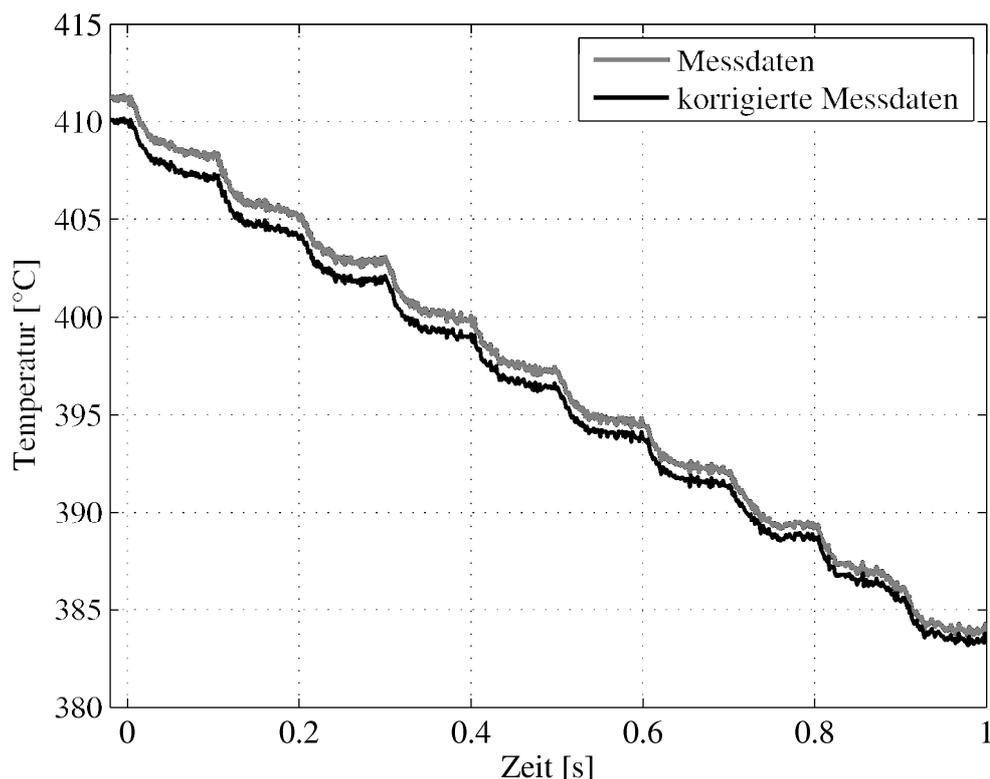


Abbildung 4-14: Temperaturkorrektur

Die Auswahl einer zweckmäßigen Glättungsstrategie erfolgt am Beispiel einer Kühlsequenz, deren Temperatursprünge mit einer Impulsdauer von 5 ms und einer Frequenz von 10 Hz bei einer Aufnahme­frequenz der Infrarotkamera von 750 Hz erhalten wurden.

Für die Glättung wurden verschiedene Verfahren getestet. So wurde zum Beispiel versucht, die Temperaturdaten der Einzelimpulse mit Kurvenapproximationen wiederzugeben. Allerdings erfordern die vielfältigen Kombinationen von Impulsdauer und Frequenz, die in dieser Arbeit untersucht werden, unterschiedliche Regressionskurven, so dass dieser Ansatz als un­zweckmäßig eingestuft wurde. Weiterhin wurde versucht, die Temperaturinformationen in periodische Intervalle einzuteilen und die Messdaten

eines jeden Intervalls mit Polynomen zu beschreiben. Die Festlegung einer zweckmäßigen einheitlichen Intervalllänge ist an den stark variierenden Frequenzen der Kühlversuche gescheitert. Daher wurde nach einer Glättungsstrategie gesucht, die einsetzbar ist für jede Kombination von Impulsdauer und Frequenz und zusätzlich möglichst wenig Rechenzeit erfordert. Im Ergebnis wurde als Glättungsalgorithmus die von Beck et al. [7] vorgeschlagene Mittelung der Messwerte verwendet, wobei die Daten mit der Zeit geglättet werden. Die Daten eines jeden Zeitpunktes i werden unter Einbeziehung des vorherigen und nachfolgenden Zeitpunktes n -mal iterativ gemittelt. Jedem Glied wird dabei eine andere Wertigkeit zugewiesen.

$$\begin{aligned}\vartheta_{k,l,i=0}^n &= \frac{a_2 \cdot \vartheta_{k,l,i}^{n-1} + a_3 \cdot \vartheta_{k,l,i+1}^{n-1}}{a_2 + a_3} \\ \vartheta_{k,l,i}^n &= \frac{a_1 \cdot \vartheta_{k,l,i-1}^n + a_2 \cdot \vartheta_{k,l,i}^{n-1} + a_3 \cdot \vartheta_{k,l,i+1}^{n-1}}{a_1 + a_2 + a_3} \\ \vartheta_{k,l,i=i_{\max}}^n &= \frac{a_1 \cdot \vartheta_{k,l,i-1}^n + a_2 \cdot \vartheta_{k,l,i}^{n-1}}{a_1 + a_2}\end{aligned}\tag{4-17}$$

Um ein Optimum zwischen maximaler Glättung des Rauschens und minimalem Einfluss auf das Nutzsignal zu finden, werden die Anzahl der Iterationen n sowie die Wertigkeiten a_1 , a_2 , a_3 variiert. Das Ergebnis der Variationsrechnung für den Einfluss der Iterationsanzahl n ist in Abbildung 4-15 dargestellt.

Bei einer Iterationszahl von $n = 5$ wird zwar der Temperatursprung korrekt beschrieben, aber das Nutzsignal schwankt im Bereich geringer zeitlicher Temperaturänderungen. Bei Iterationszahlen $n < 5$ treten Instabilitäten vor dem Sprung auf. Eine zu starke Erhöhung der Iterationszahl bewirkt, dass der Temperatursprung nicht mehr korrekt wiedergegeben wird. Von Dontchev [16] werden 40 Iterationsschritte empfohlen. Diese beschreiben nur den Temperaturverlauf im Bereich geringer Temperaturgradienten korrekt. Daher wird die Anzahl der Iterationen anhand der Temperaturdifferenz zwischen dem Messwert zum Zeitpunkt i sowie dessen zeitlichem Vorgänger bzw. Nachfolger festgelegt, so dass der Temperatursprung mit 5 Iterationen und der Temperaturbereich mit niedrigen zeitlichen Temperaturänderungen mit 40 Iterationen gemittelt werden. Der Schwellwert ist visuell festgelegt.

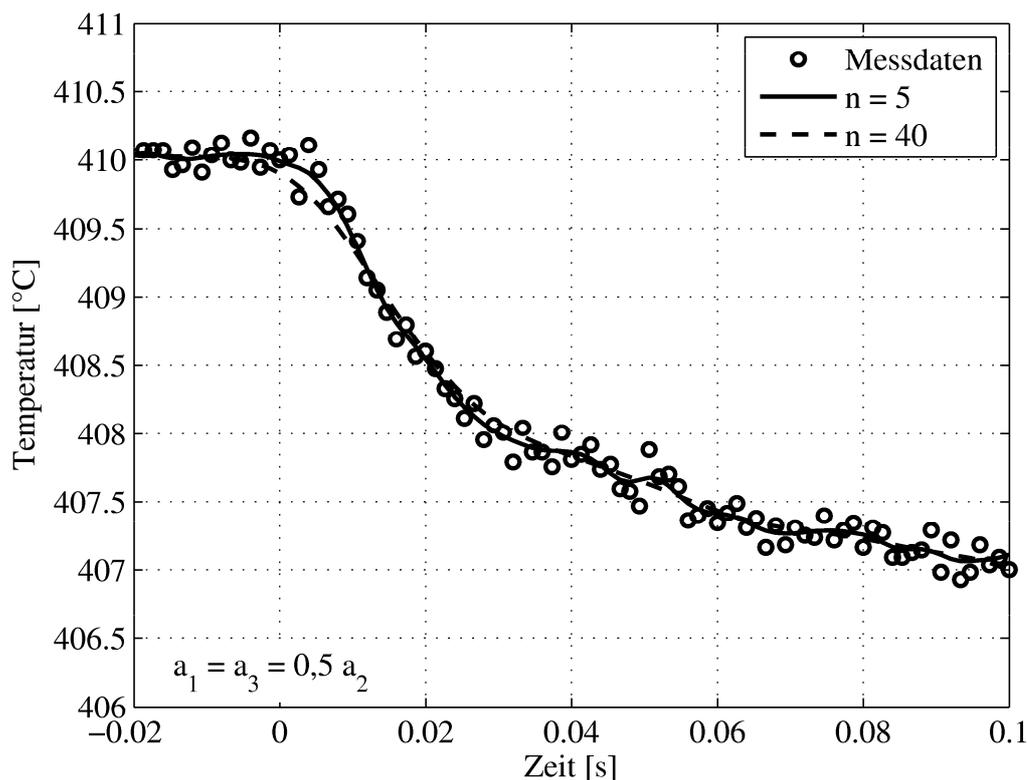


Abbildung 4-15: Mittelung der Messdaten nach Beck [7]: Einfluss der Anzahl der Iterationen

In Abbildung 4-16 ist das Ergebnis der Variation der Wertigkeiten der Zeitschritte dargestellt. Das Verhältnis der Zeitschrittwertigkeit von a_2/a_1 bzw. a_2/a_3 wurde kontinuierlich erhöht. Ein Verhältnissfaktor größer 2 führt zur Überbewertung des Zeitschrittes i und dadurch zu Instabilitäten. Besitzen alle drei Zeitwerte die gleiche Wertigkeit (nicht dargestellt), wird der Zeitschritt i unterbewertet und Instabilitäten treten vor dem Sprung auf. Die beste Glättung wurde mit folgenden Parametern erreicht.

$$a_2/a_1 = a_2/a_3 = 2$$

$$n = 5 \quad \text{für} \quad \vartheta_{k,l,i+1} - \vartheta_{k,l,i} > \Delta\vartheta_{\text{Schwelle}} \quad \text{und} \quad \vartheta_{k,l,i} - \vartheta_{k,l,i-1} > \Delta\vartheta_{\text{Schwelle}}$$

$$n = 40 \quad \text{für} \quad \vartheta_{k,l,i+1} - \vartheta_{k,l,i} < \Delta\vartheta_{\text{Schwelle}} \quad \text{und} \quad \vartheta_{k,l,i} - \vartheta_{k,l,i-1} < \Delta\vartheta_{\text{Schwelle}}$$

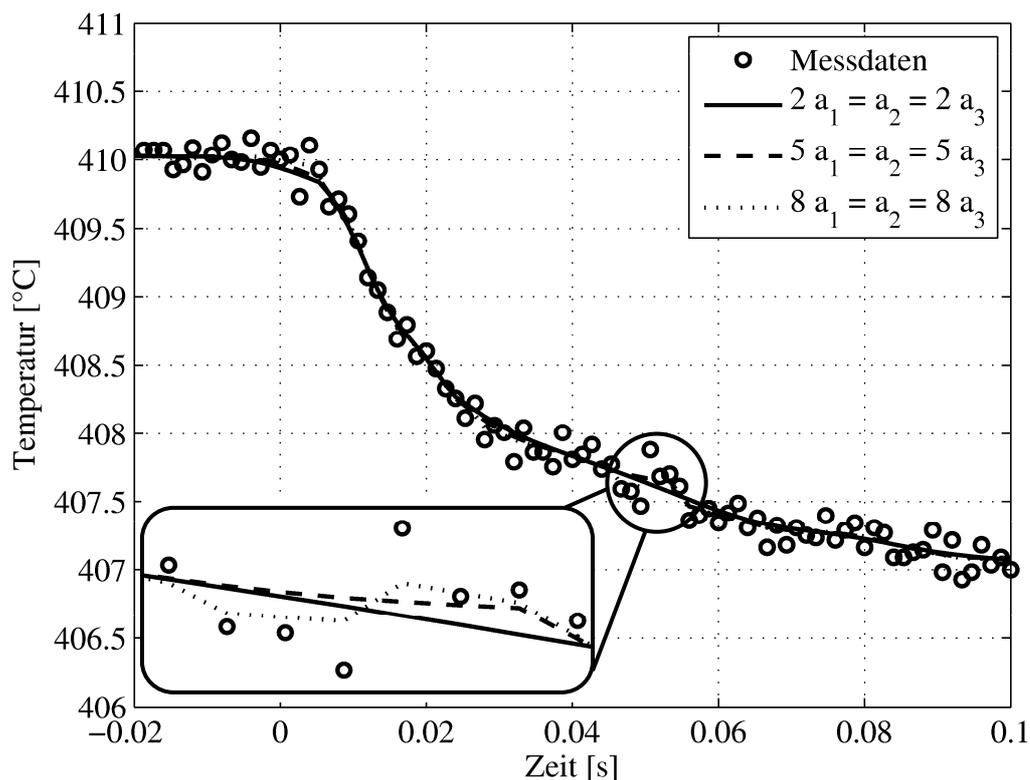


Abbildung 4-16: Mittelung der Messdaten nach Beck [7]: Einfluss der Wertigkeit der Zeitschritte

Wie im Anhang 9.2 erläutert, gehört die Flir ThermoCam SC 3000 zu den Systemen mit Focal Plane Array-Sensoren und besitzt 76800 Einzeldetektoren. Im Softwareprogramm TCR ist für jeden Einzeldetektor für jede Aufnahmefrequenz und jeden Messbereich eine Kalibrierfunktion hinterlegt. Mögliche Kalibrierunterschiede zwischen den Detektoren können zu einem künstlichen Wärmestrom führen und müssen ausgeglichen werden. Deshalb werden Messungen am Schwarzkörperstrahler Mikron M335 im messtechnisch interessanten Temperaturbereich von 300°C bis 440°C durchgeführt. Für jeden Detektor und damit Pixelwert wird eine Korrekturfunktion gewonnen und auf die 3-dimensionale Matlab-Matrix als dritter Korrekturschritt angewandt. Die Ergebnisse der Korrekturen für drei Polynome unterschiedlicher Ordnung zeigt Abbildung 4-17 für eine Temperatur am Schwarzkörperstrahler von 400°C⁸. Mit Hilfe von Polynomen 7. Ordnung kann der gleichmäßigste Detektorabgleich erreicht werden.

⁸ Die Temperaturgenauigkeit beträgt 1 K.

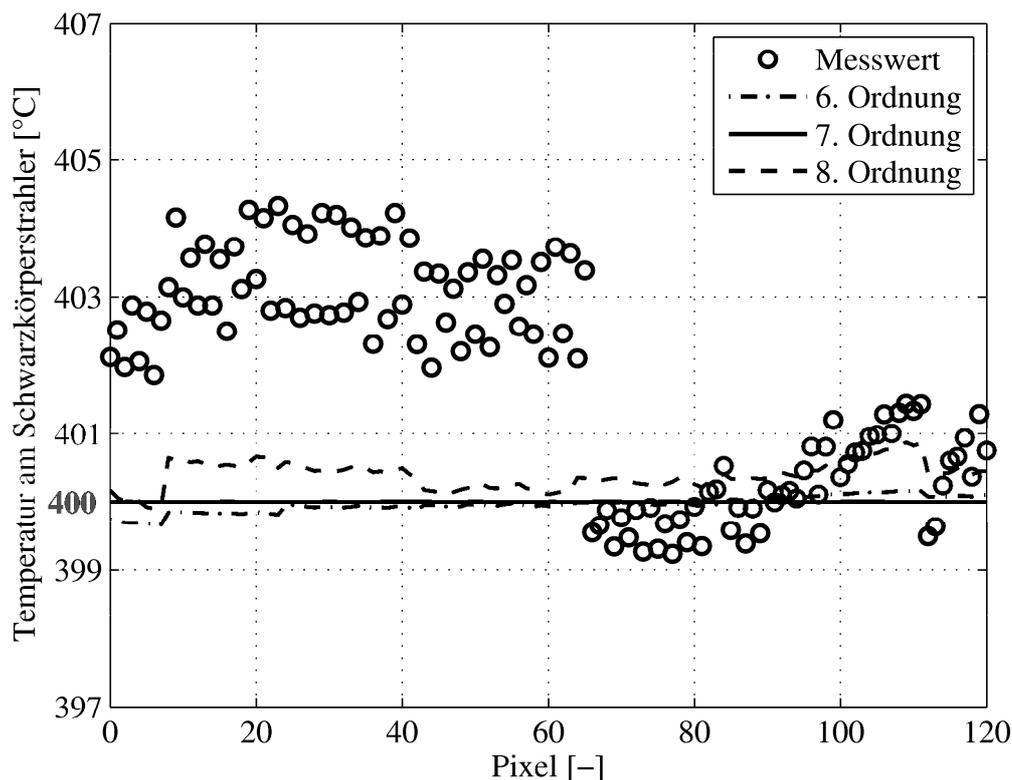


Abbildung 4-17: Auswahl der Korrekturfunktion für den Detektorabgleich

4.3.4 Bestimmung der Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten aus der Temperaturverteilung

4.3.4.1 Auswerterroutine

Die korrigierten und geglätteten Temperaturdaten werden zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten (WÜK) genutzt. Dieser ist eine Funktion des Ortes und der Oberflächentemperatur, welche wiederum abhängig von der Zeit ist. Bei der Bestimmung des WÜK im Bereich des stabilen Filmsiedens wird auf ein vereinfachtes Auswerteverfahren zurückgegriffen. Da die Dicke des Inconel 600-Blechtes nur 0,3 mm beträgt, sind die zu erwartenden Biot-Zahlen kleiner als 0,1. Die Abschätzung mit der analytischen Lösung zeigt, dass die Temperaturgradienten über die Dicke des Bleches vernachlässigbar sind. Daher sind die aufgezeichneten Temperaturen der trockenen Blechunterseite identisch mit den Temperaturen der nassen Blechoberfläche. Weiterhin wird vorausgesetzt, dass die Temperaturen des Kühlmediums und der Umgebung übereinstimmen. Unter Berücksichtigung der radialen Querleitung \dot{q}_{quer} im Blech lässt sich nachfolgende Energiebilanz für einen Punkt (x, y) der Temperaturmatrix aufstellen.

$$\frac{d\vartheta}{dt} = \underbrace{\frac{\dot{q}_v + \dot{q}_{\text{quer}}}{\rho \cdot c_p} + \frac{\alpha_{\text{Spray}} + \alpha_{\text{Verlust}}}{\rho \cdot c_p \cdot s} \vartheta_{\text{Fl}}}_{\text{M}} - \underbrace{\frac{\alpha_{\text{Spray}} + \alpha_{\text{Verlust}}}{\rho \cdot c_p \cdot s} \vartheta}_{\text{N}} \quad (4-18)$$

Die spezifische Wärmekapazität c_p und die Dichte ρ des Bleches weisen nur eine geringe Temperaturabhängigkeit [81] auf und werden als konstant betrachtet. Mit Hilfe der Gleichung (4-11) werden die Wärmeverluste auf der trockenen Blechoberfläche in Form von Konvektion und Strahlung ausgedrückt. Der volumetrische Wärmestrom \dot{q}_v wird über den spezifischen elektrischen Widerstand des Bleches beschrieben. Dessen Temperaturabhängigkeit ist in Abschnitt 4.3.2.3 aufgeführt.

$$\dot{q}_v = \frac{I^2 \cdot \rho_{\text{el}}}{b^2 \cdot s^2} \quad (4-19)$$

Der Ausdruck der Querleitung berechnet sich gemäß Gleichung (4-20).

$$\begin{aligned} \dot{q}_{\text{quer}} &= \lambda \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} \right) \\ \dot{q}_{\text{quer},i} &\approx \lambda \left(\frac{\vartheta_{k+1,l,i} - 2\vartheta_{k,l,i} + \vartheta_{k-1,l,i}}{\Delta x^2} + \frac{\vartheta_{k,l+1,i} - 2\vartheta_{k,l,i} + \vartheta_{k,l-1,i}}{\Delta y^2} \right) \end{aligned} \quad (4-20)$$

Da hierfür die Taylorreihen der Temperaturen $\vartheta_{k+1,l,i}$, $\vartheta_{k-1,l,i}$, $\vartheta_{k,l+1,i}$ sowie $\vartheta_{k,l-1,i}$ nach dem Term dritter Ordnung abgebrochen wird, kann die Gleichung (4-20) die Querleitung nur näherungsweise berücksichtigen. Die Wärmeleitfähigkeit des Bleches wird gemäß Unterkapitel 4.3.2.3 bestimmt.

Die Überführung des Differentialquotienten in einen Differenzenquotienten ist an eine Stabilitätsbedingung geknüpft [6].

$$\frac{a \cdot \Delta t}{\Delta x^2} \leq \frac{1}{4} \quad (4-21)$$

Diese gilt für ein quadratisches Gitternetz $\Delta x = \Delta y$. Der Gitternetzabstand entspricht der Größenordnung eines Pixels von 0,44 mm und die Zeitschrittweite Δt dem Kehrwert der Aufnahme Frequenz von 750 Hz. Da der Temperaturleitkoeffizient a sich direkt proportional zur Temperatur verhält, ist das Ergebnis der Stabilitätsprüfung für eine

Temperatur von 440°C aufgeführt

$$\frac{a_{\max} \cdot \Delta t}{\Delta x^2} = \frac{\lambda_{\max} \cdot \Delta t}{c_p \cdot \rho \cdot \Delta x^2} = \frac{20,76}{460 \cdot 8420} \cdot \frac{1}{(0,44 \cdot 10^{-3})^2} = 0,037 < \frac{1}{4} \quad (4-22)$$

und gemäß obiger Berechnung sicher erfüllt.

Bei der Berechnung des Querleitungsterms muss beachtet werden, dass ein zu kleiner Wert für Δx bzw. Δy zu einer höheren Querwärmeleitung als der volumetrische Wärmestrom führen kann. Dadurch werden die Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit des Quellterms zu höheren oder niedrigeren Werten verschoben. Die Ursache hierfür ist auf das Messwertrauschen $\Delta\vartheta_{\text{Rauschen}}$ zurückzuführen. In einem analytischen Temperaturfeld unterliegt die Querwärmeleitung dem Fourierschen Wärmeleitansatz.

$$\dot{q}_{\text{quer, analyt}} \sim \lambda \text{ grad } \vartheta \quad (4-23)$$

Unter der Annahme eines linearisierten Temperaturverlaufes ist die Größenordnung der Querwärmeleitung unabhängig von der Schrittweite $\Delta x = \Delta y$. Bei der Verarbeitung von Messwerten tritt trotz Glättung ein gewisses Messwertrauschen auf. Bei der Wahl der Schrittweite muss beachtet werden, dass der Gradient der Temperaturänderung den Gradienten des Messwertrauschens überschreitet.

$$\text{grad } \vartheta > \text{grad } \vartheta_{\text{Rauschen}} \quad (4-24)$$

Im nachfolgenden Abschnitt 4.3.4.2 wird daher eine Empfehlung für eine minimale Schrittweite $\Delta x_{\min} = \Delta y_{\min}$ ausgesprochen.

Die Lösung der Differentialgleichung (4-18), wobei der Term der Querwärmeleitung als konstante Größe betrachtet wird, ergibt

$$\vartheta_i = \frac{M_i}{N_i} + \left(\vartheta_{i-1} - \frac{M_i}{N_i} \right) e^{-N_i \cdot (t_i - t_{i-1})}. \quad (4-25)$$

Aufgrund der Erfüllung der Stabilitätsbedingung entspricht der Zeitschritt der Messung dem numerischen Zeitschritt.

$$\Delta t_{\text{Messung},i} = \Delta t_{\text{numerisch},i} = t_i - t_{i-1} \quad (4-26)$$

Zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten wurde ein Optimierungsalgorithmus in Matlab entwickelt, der sich auf die Funktion *lsqcurvefit* stützt. Hierbei handelt es sich um eine Funktion, die die Fehlerquadratsumme S minimiert. Die Temperaturinformationen werden gemäß Abbildung 4-18 in zeitliche Optimierungsintervalle $\Delta t_{\text{Opt},i}$ eingeteilt. Für ein Optimierungsintervall wird für die experimentellen Daten ein Wärmeübergangskoeffizient gesucht. Das Optimierungsproblem eines Optimierungsintervalls ist in Gleichung (4-27) aufgestellt.

$$S(\alpha_{\text{Spray}}) = \sum_i^{i+\Delta t_{\text{Opt}}} (F(\alpha_{\text{Spray}}, t_i) - \vartheta_i)^2 \quad (4-27)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient des Optimierungsintervalls $\Delta t_{\text{Opt},i}$ wird zunächst dem Temperaturwert ϑ_i zugeordnet. Die Anzahl der Temperaturinformationen pro Optimierungsintervall bestimmt den Wert des Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{\text{Spray},i}$ und dessen zeitlichen Verlauf. Diese Problematiken werden näher in Abschnitt 4.3.4.2 diskutiert. Die Gleichung (4-25) setzt voraus, dass der spezifische elektrische Widerstand ρ_{el} und der Wärmeübergangskoeffizient der Wärmeverluste α_{Verlust} während eines Optimierungsintervalls konstant sind. Daher werden zur Berechnung dieser Größen die mittleren Temperaturen des entsprechenden Intervalls verwendet.

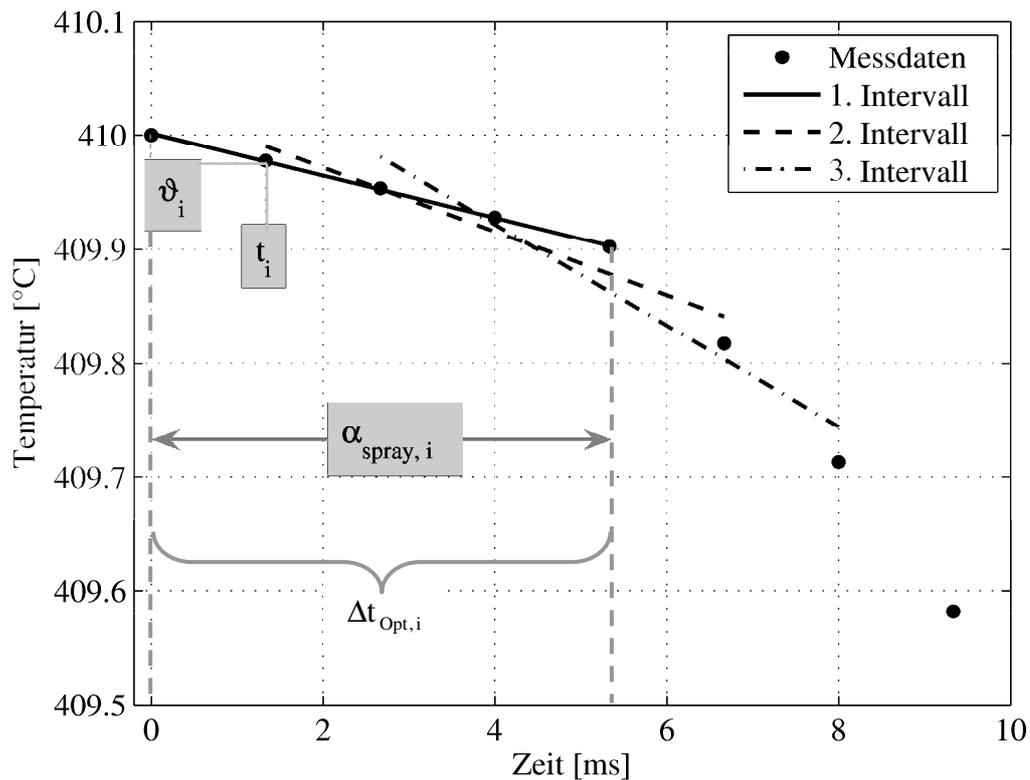


Abbildung 4-18: Vorgehensweise bei der Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten

4.3.4.2 Überprüfung der Auswerteroutine

Die Auswerteroutine wird durch Vergleich mit einem weiteren Lösungsverfahren überprüft. Aufgrund der einfachen Implementierung in Matlab wird das explizite Differenzenverfahren angewendet. Beim expliziten Differenzenverfahren werden die Ableitungen $d\vartheta/dt$, $d^2\vartheta/dx^2$, $d^2\vartheta/dy^2$ der Differentialgleichung (4-18) durch Differenzenquotienten ersetzt. Als Lösungsgleichung für den Wärmeübergangskoeffizienten für einen Punkt (x, y) der Temperaturmatrix erhält man

$$\alpha_{\text{Spray},i} = \frac{(\dot{q}_{V,i} + \dot{q}_{\text{quer},i}) \cdot s - \rho \cdot c_p \cdot s \cdot \frac{\vartheta_i - \vartheta_{i-1}}{t_i - t_{i-1}}}{\vartheta_i - \vartheta_{\text{Fl}}} - \alpha_{\text{Verlust},i}, \quad (4-28)$$

wobei die Querleitung sich gemäß Gleichung (4-20) berechnet. Die Anwendung des expliziten Differenzenverfahrens ist an die Erfüllung der Stabilitätsbedingung (vergleiche Gleichung (4-22)) geknüpft.

Zunächst wird anhand des expliziten Differenzenverfahrens der Einfluss der Schrittweite Δx bzw. Δy auf die Querwärmeleitung und auf das Ergebnis des Wärmeübergangskoeffizienten geprüft. Die Stabilitätsbedingung wird bei einer Vergrößerung der Schrittweite nicht negativ beeinflusst. Die Abbildung 4-19 verdeutlicht das Ergebnis der Variationsrechnung.

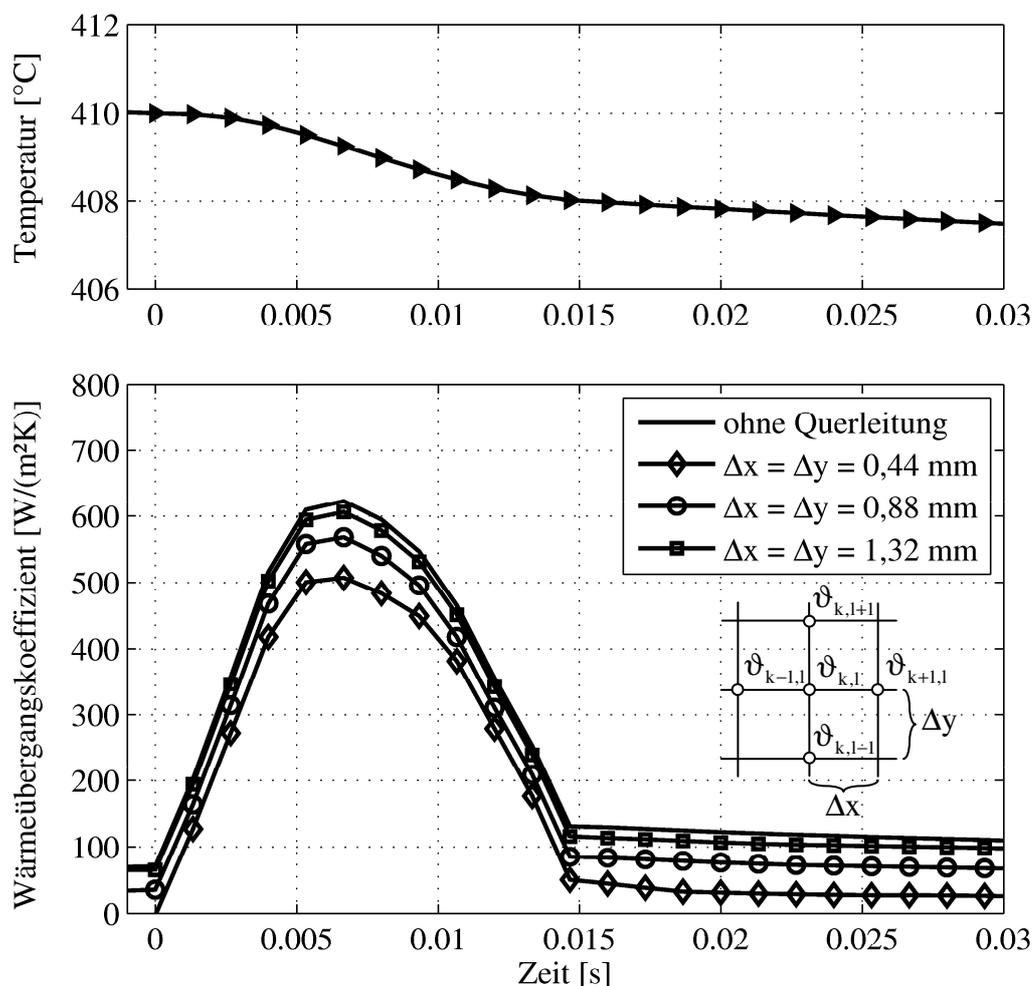


Abbildung 4-19: Einfluss der Schrittweite $\Delta x = \Delta y$ im Term der Querwärmeleitung auf das Ergebnis des Wärmeübergangskoeffizienten

Für Schrittweiten von 0,44 mm und 0,88 mm ist der Temperaturgradient des Rauschens größer als der Temperaturgradient der Messwerte. Diese Problematik wurde bereits im Abschnitt 4.3.4.1 diskutiert. Es ergeben sich Terme der Querwärmeleitung in der Größenordnung des volumetrischen Wärmestromes. Ab einer minimalen Schrittweite von $\Delta x_{\min} = \Delta y_{\min} = 1,32 \text{ mm}$ ist die Bedingung (4-24) erfüllt. Eine weitere Erhöhung der Schrittweite bis um den Faktor 5 führt zu keiner relevanten Veränderung des Rechenergebnisses. Höhere Schrittweiten berücksichtigen die örtliche Temperaturverteilung nur

noch unzureichend.

Zur Überprüfung der Auswerteroutine werden die Wärmeübergangskoeffizienten einer Temperaturmatrix, die mittels Gleichung (4-25) bestimmt werden, den Wärmeübergangskoeffizienten des expliziten Differenzenverfahrens gegenübergestellt. Das explizite Differenzenverfahren verarbeitet zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten im Zeitpunkt i die Temperaturdaten des Zeitschrittes i und $i-1$. Um eine Vergleichbarkeit zwischen beiden Rechenalgorithmen zu gewährleisten, wird das Optimierungsintervall der Gleichung (4-25) auf diese beiden Zeitschritte begrenzt. Die Abbildung 4-20 stellt in den berechneten Verläufen die sehr gute Übereinstimmung der Wärmeübergangskoeffizienten beider Algorithmen sowohl mit und ohne Berücksichtigung des Querleitungsterms über die Zeit dar. Im markierten Bereich mit nahezu konstantem Wärmeübergangskoeffizienten und geringen zeitlichen Temperaturänderungen wurden nur geringfügige Unterschiede festgestellt. Diese betragen weniger als $5 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$.

Die Querleitung wird in den Gleichungen (4-25) und (4-28) additiv berücksichtigt und bewirkt in Abhängigkeit des Vorzeichens eine Verschiebung der Maxima des Wärmeübergangskoeffizienten zu höheren bzw. niedrigeren Werten. Der prinzipielle Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten bleibt vom Querleitungsterm unbeeinflusst. Der Fehler bei Nichtberücksichtigung der Querwärmeleitung beträgt im Bereich der Maxima weniger als 5 % und im markierten Bereich mit nahezu konstantem Wärmeübergangskoeffizienten weniger als 15 %. Die einzelnen Wärmeübergangskoeffizienten in diesem Abschnitt sind allerdings mit größeren Messunsicherheiten behaftet, worauf im folgenden Abschnitt 4.3.4.3 näher eingegangen wird.

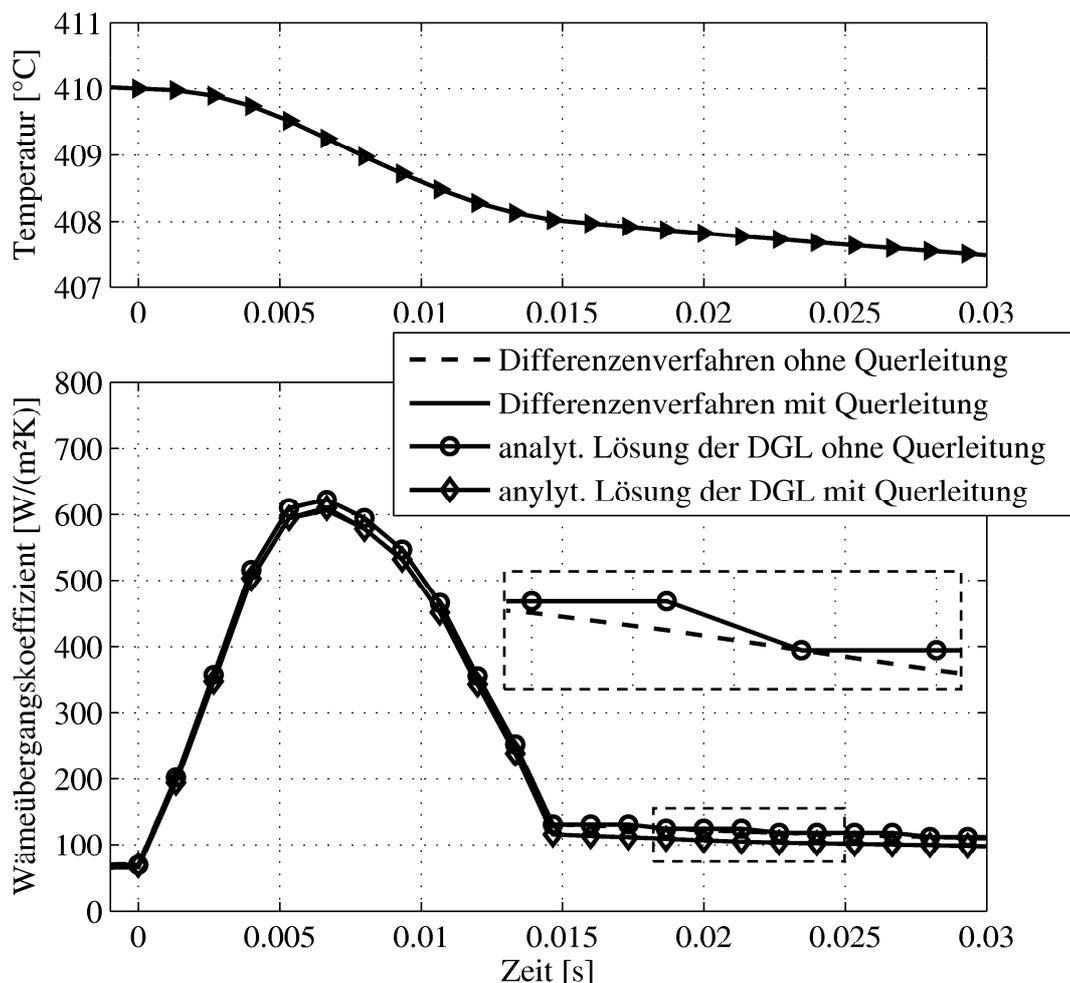


Abbildung 4-20: Überprüfung der Auswerterroutine

Für die Lösung der Differentialgleichung (4-25) werden die Temperaturinformationen in gleichmäßige Optimierungsintervalle eingeteilt (Vergleich Abbildung 4-18). Wie bereits in Abschnitt 4.3.4.1 angedeutet, beeinflusst die Größe des Optimierungsintervalls das Rechenergebnis. Eine geeignete Auswahl der Anzahl der Messwerte pro Optimierungsintervall kann das Ergebnis des Wärmeübergangskoeffizienten positiv glättend beeinflussen. Das Ergebnis der Variationsrechnung zeigt die Abbildung 4-21, wobei die Parameterstudien den Effekt von zwei, drei und sechs Messwerten pro Optimierungsintervall auf den Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten aufzeigen. Wie bereits bei der Glättung der Temperaturen in Abschnitt 4.3.3 diskutiert, muss bei der Festlegung der Temperaturinformationen pro Zeitschritt zwischen Minimierung des möglichen Rauschens und korrekter Beschreibung des Kurvenverlaufes abgewogen werden. Dies muss auch bei der Festlegung des Optimierungsintervalls beachtet werden. Daher werden vier Messwerte von $\vartheta_{k,l,i-1}$ bis $\vartheta_{k,l,i+2}$ bei der Berechnung des Wärmeüber-

gangskoeffizienten $\alpha_{\text{Spray},i}$ berücksichtigt.

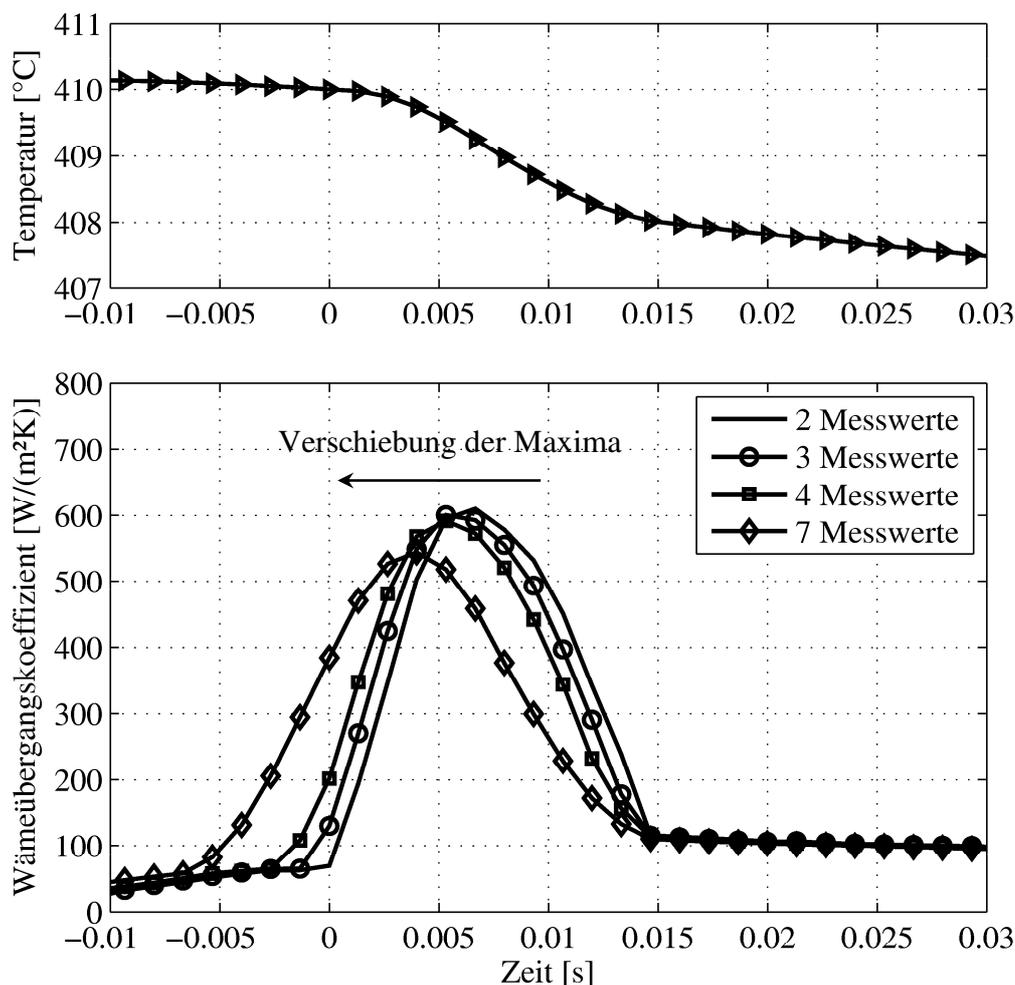


Abbildung 4-21: Einfluss der Messwerte pro Optimierungsintervall

Prinzipiell führt eine Berücksichtigung von Temperaturinformationen zu einem Zeitpunkt $t > t_i$ zu einer Verschiebung des Kurvenverlaufs. Die Maxima des Wärmeübergangskoeffizienten und der Sprayaufprall liegen zeitlich früher. Um eine korrekte Zuordnung von Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient zu gewährleisten, muss ein „fiktiver“ Zeitschritt eingeführt werden. Der fiktive Zeitschritt lässt sich gemäß Gleichung (4-29)(4-30) berechnen.

$$\Delta t_{\text{fiktiv}} = t_{T,0} - t_{\text{WÜK},0} \quad (4-29)$$

Der Zeitpunkt $t = 0$ entspricht dabei jeweils dem Zeitpunkt des Sprayaufpralls. Dieser resultiert aus den Differenzenquotienten der Temperatur $\Delta T/\Delta t$ und des Wärmeübergangskoeffizienten $\Delta \alpha_{\text{Spray}}/\Delta t$. Die Summe aus fiktivem Zeitschritt und Zeitvektor des

Wärmeübergangskoeffizienten stimmt mit dem Zeitvektor der Temperatur überein, was die korrekte zeitliche Zuordnung beider Größen gewährleistet. In der Abbildung 4-22 ist der transiente Wärmeübergangskoeffizient unter Verwendung der empfohlenen vier Messwerte pro Optimierungsintervall und Berücksichtigung des fiktiven Zeitschrittes sowie der Kurvenverlauf unter Verwendung von zwei Messwerten pro Optimierungsintervall dargestellt. Maximale Abweichungen ergeben sich im Bereich hoher zeitlicher Temperaturänderungen.

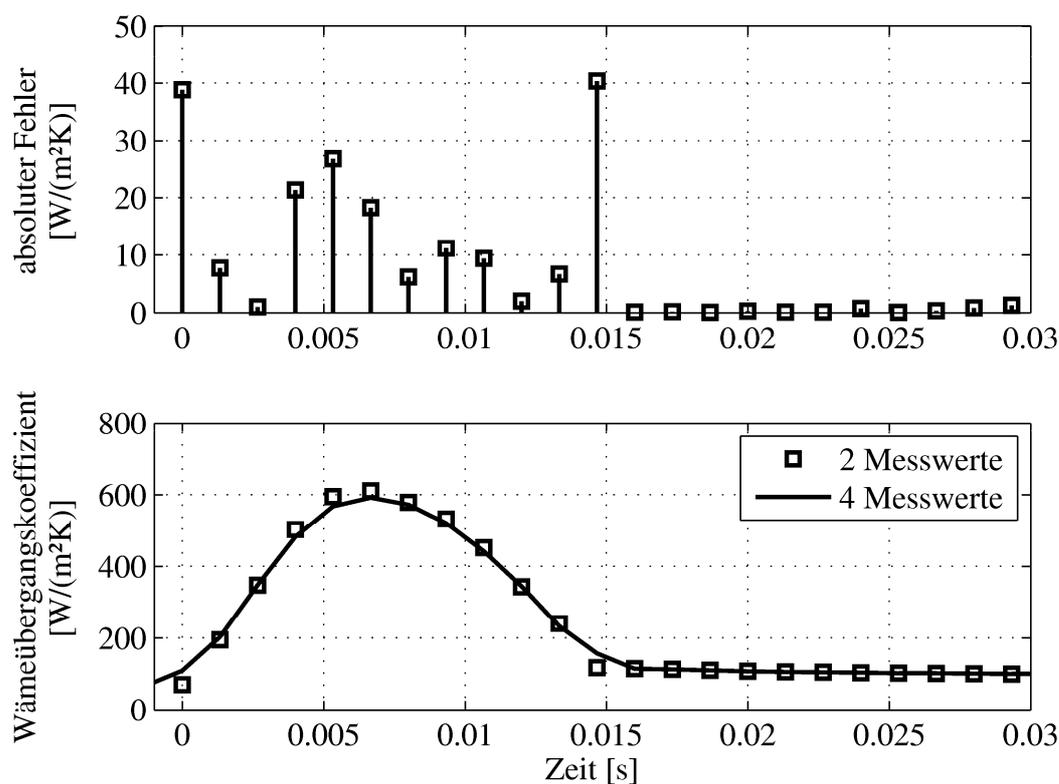


Abbildung 4-22: Glättung des Wärmeübergangskoeffizienten

4.3.4.3 Abschätzung des Messfehlers

Da es sich bei Gleichung (4-25) um ein Optimierungsproblem handelt, ist eine Fehlerabschätzung mittels arithmetischen Fehlerfortpflanzungsgesetzes nicht möglich und die Lösung des fehlerbehafteten Wärmeübergangskoeffizienten muss unter Berücksichtigung eines jeden Messfehlers einzeln gesucht werden. Die Bestimmungsgrößen der Gleichung (4-25) - der volumetrische Wärmestrom, die Querwärmeleitung, die Oberflächentemperatur der nassen Blechseite und der Wärmeübergangskoeffizient zur Beschrei-

bung der Wärmeverluste - werden mit den experimentell direkt gemessenen Daten⁹ von Spannung, Stromstärke und Oberflächentemperatur der trockenen Blechseite ermittelt. Aufgrund der geringen Dicke des Inconel 600-Blechtes wurden Temperaturgradienten über die Blechdicke vernachlässigt, so dass die aufgezeichneten Temperaturen der trockenen Blechseite den Temperaturen der nassen Blechseite entsprechen. Dieser Ansatz ist für die zu erwartenden Wärmeübergangskoeffizienten zulässig.

Die Unsicherheiten der messtechnischen Erfassung der Oberflächentemperatur im Hinblick auf den Emissionsgrad wurden bereits im Abschnitt 4.3.2.1 diskutiert. Zusätzlich ist die Aufzeichnung der absoluten Oberflächentemperatur mittels Infrarotthermographie fehlerbehaftet. Der Hersteller gibt eine Messunsicherheit von 2 % im betrachteten Temperaturintervall an. Die Abweichung der Temperatur vom absoluten Wert kann bei unterschiedlichen Oberflächentemperaturen mit folgendem Ausdruck beschrieben werden.

$$\Delta\vartheta_{F, \text{absolut}} = \Delta\vartheta_{\varepsilon} + \Delta\vartheta_{\text{IR}} = \left| T \left[\left(\frac{1}{1 + \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon}} \right)^{\frac{1}{4}} - 1 \right] \right| + 0,02 \cdot \vartheta \quad (4-30)$$

Die Messunsicherheit bei der Beschreibung des Emissionsgrades ist $\Delta\varepsilon = \pm 0,0123$.

Dementsprechend berechnen sich die Unsicherheiten für den Wärmeübergangskoeffizienten des Verlustwärmestromes unter Verwendung von Gleichung (4-11) zu

$$\begin{aligned} \Delta\alpha_{\text{Verlust}} &= \left| \frac{\partial\alpha_{\text{Verlust}}}{\partial\vartheta} \right| \cdot \Delta\vartheta_{F, \text{absolut}} \\ &= \left| 2,9504 \cdot 10^{-7} \cdot \vartheta^2 + 1,2289 \cdot 10^{-5} \cdot \vartheta + 4,7587 \cdot 10^{-2} \right| \cdot \Delta\vartheta_{F, \text{absolut}} \end{aligned} \quad (4-31)$$

und die des Wärmeleitkoeffizienten des Inconel 600-Blechtes (vergleiche Abschnitt 4.3.2.3) zu

$$\Delta\lambda = \left| \frac{\partial\lambda}{\partial\vartheta} \right| \cdot \Delta\vartheta_{F, \text{absolut}} = \left| 1,4048 \cdot 10^{-5} \cdot \vartheta + 1,1233 \cdot 10^{-2} \right| \cdot \Delta\vartheta_{F, \text{absolut}} \quad (4-32)$$

⁹ Die gerätespezifische Messunsicherheit des Voltmeters beträgt 0,3 % des Ablesewertes und die des Zangenmultimeters 1,3 % des Messwertes. Der Messfehler der absoluten Temperatur wird vom Hersteller mit 2 % des Anzeigewertes angegeben. Am Schwarzkörperstrahler Mikron M355 wurde ein Messwert-rauschen von 0,115 K bestimmt.

In die Bestimmungsgleichung des Wärmeübergangskoeffizienten gehen die Temperaturen zum Teil als Differenzen ein, so dass die Richtigkeit des absoluten Temperaturwertes als zweitrangig zu betrachten ist. Zeitlich aufeinander folgende Temperaturen unterscheiden sich um maximal 2 K, so dass eine Messunsicherheit durch den Emissionsgrad vernachlässigbar ist. Vielmehr verursacht das Messwertrauschen der Infrarotkamera Messwertschwankungen und damit Messungenauigkeiten. Das Messwertrauschen wurde am Schwarzkörperstrahler Mikron M355 im betrachteten Temperaturintervall zu maximal 0,115 K bestimmt, woraus

$$\Delta\vartheta_{F,Diff} = 0,115 \text{ K} \quad (4-33)$$

folgt.

Die Querwärmeleitung, Gleichung (4-20), ist eine Funktion der Wärmeleitfähigkeit des Inconel 600-Blechtes sowie der Differenzen der Oberflächentemperaturen. Die Abschätzung des Gesamtfehlers erfolgt nach dem Fehlerfortpflanzungsgesetz.

$$\Delta\dot{q}_{quer} = \left| \frac{\partial\dot{q}_{quer}}{\partial\lambda} \right| \Delta\lambda + \left| \frac{\partial\dot{q}_{quer}}{\partial\vartheta} \right| \Delta\vartheta \quad (4-34)$$

Für die Berechnung der Messunsicherheit der Querwärmeleitung $\Delta\dot{q}_{quer, \Delta\vartheta}$ verursacht durch das Messwertrauschen wird der in Gleichung (4-35) beschriebene vereinfachte Ansatz verwendet.

$$\begin{aligned} \left| \frac{\partial\dot{q}_{quer}}{\partial\vartheta} \right| \Delta\vartheta &= \Delta\dot{q}_{quer, \Delta\vartheta} (\Delta\vartheta) \\ &\approx \lambda \left(\frac{\vartheta_{k+1,1} - \vartheta_{k,1}}{\Delta x} - \frac{\vartheta_{k+1,1}^F - \vartheta_{k,1}^F}{\Delta x} + \frac{\vartheta_{k,1+1} - \vartheta_{k,1}}{\Delta y} - \frac{\vartheta_{k,1+1}^F - \vartheta_{k,1}^F}{\Delta y} \right) \\ &\stackrel{\Delta x = \Delta y}{=} 4 \cdot \lambda \frac{\Delta\vartheta_{F,Diff}}{\Delta x} \end{aligned} \quad (4-35)$$

Der volumetrische Wärmestrom ist eine Funktion der Stromstärke¹⁰ und des spezifischen elektrischen Widerstandes, so dass sich der Gesamtfehler aus der Bestimmungsgleichung (4-19) der spezifischen Wärmestromdichte ableiten lässt.

¹⁰ Die Stromstärke ist während der Kühlversuche eine konstante Größe von 140 A.

$$\Delta \dot{q}_v = \left| \frac{\partial \dot{q}_v}{\partial I} \right| \Delta I + \left| \frac{\partial \dot{q}_v}{\partial \left(\frac{\rho_{\text{elk}}}{s} \right)} \right| \Delta \left(\frac{\rho_{\text{elk}}}{s} \right) = \frac{2 \cdot I \cdot \rho_{\text{elk}}}{b^2 \cdot s^2} \Delta I + \frac{I^2}{b^2 \cdot s} \Delta \left(\frac{\rho_{\text{elk}}}{s} \right) \quad (4-36)$$

Der prozentuale Fehler des spezifischen elektrischen Widerstandes wurde in Abschnitt 4.3.2.3 mit 1,6 % des Messwertes angegeben. Für den volumetrischen Wärmestrom ergibt sich damit ein prozentualer Fehler von 4,2 %.

Bei der Analyse des Gesamtfehlers wird eine nur schwach ausgeprägte Abhängigkeit der Messunsicherheit von der Querwärmeleitung festgestellt. Der volumetrische Wärmestrom trägt zur größten Messunsicherheit bei. In der Abbildung 4-23 sind die relativen Gesamtmessunsicherheiten beispielhaft für einen charakteristischen Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Zeit dargestellt. Es wird deutlich, dass die Messsicherheit stark von der Größe des Wärmeübergangskoeffizienten beeinflusst wird. Im Bereich nahezu konstanter Wärmeübergangskoeffizienten werden Messabweichungen von bis zu 15 % ermittelt.

In die Differentialgleichung geht die Beaufschlagungsdichte nicht als direkte Berechnungsgröße ein und bleibt somit in der Fehlerbetrachtung unberücksichtigt. Systematische Wiederholungsversuche haben gezeigt, dass sich Messunsicherheiten in der Beaufschlagungsdichte überwiegend auf die Höhe des sich ausbildenden Maximums auswirken. Die Abweichung wurde zu 10 % bestimmt. Für die gesamte relative Abweichung lässt sich für den untersuchten Bereich des Wärmeübergangskoeffizienten folgende Aussage treffen:

$$\begin{array}{ll} \text{Bereich I:} & \Delta \alpha = \pm 12 \% \\ \text{Bereich II:} & \Delta \alpha = \pm 15 \% \end{array} \quad (4-37)$$

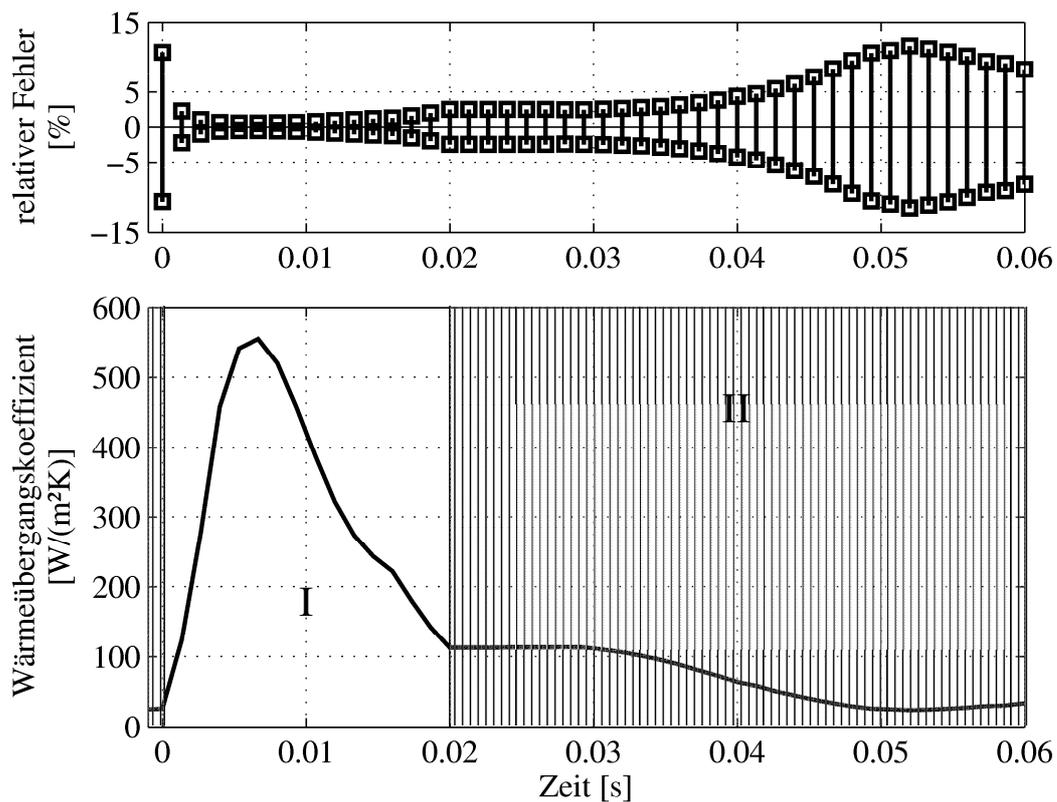
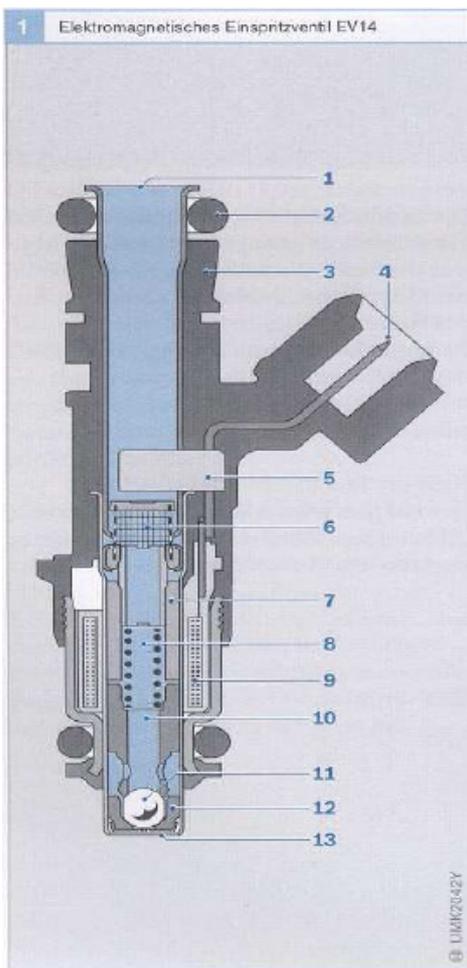


Abbildung 4-23: Relative Messunsicherheiten des Wärmeübergangskoeffizienten

5 Ergebnisse der Spraycharakterisierung

5.1 Beschreibung der Düse

Für die Experimente wurde eine Sechslöchdüse der Firma Bosch mit der Bezeichnung EV14 Standard, die eigentlich für die Benzineinspritzung konzipiert ist, verwendet. Der Aufbau dieses elektromagnetischen Einspritzventils ist in Abbildung 5-1 dargestellt.



1. Hydraulischer Anschluss
2. Dichtringe (O-Ringe)
3. Ventilgehäuse
4. elektrischer Anschluss
5. Plastikclip mit eingespritzten Pins
6. Filtersieb
7. Innenpol
8. Ventulfeder
9. Magnetspule
10. Ventalnadel mit Anker
11. Ventilkugel
12. Ventilsitz
13. Spritzlochscheibe

Abbildung 5-1: Aufbau des elektromagnetischen Einspritzventils EV14 [66]

Die wesentlichen Komponenten von elektromagnetischen Einspritzventilen sind:

- das Ventilgehäuse (3) mit dem elektrischen (4) und hydraulischen Anschluss (1),
- die Spule des Elektromagneten (9),
- die bewegliche Ventalnadel (10) mit Magnetanker und Ventilkugel (11),
- der Ventilsitz (12) mit der Spritzlochscheibe (13) sowie

- die Ventulfeder (8).

Im Kraftstoff führenden Bereich ist das Einspritzventil aus korrosionsbeständigem Stahl gefertigt. Ein Filtersieb (6) im Kraftstoffzulauf schützt das Einspritzventil vor Verschmutzungen. Die Kraftstoffzuführung verläuft in axialer Richtung zum Einspritzventil von oben nach unten (Top feed). Am hydraulischen Anschluss ist die Kraftstoffleitung mit einer Klemm-Spannvorrichtung befestigt. Mittels Dichtring (2) wird das Einspritzventil gegen das Kraftstoffverteilerstück abgedichtet. Der elektrische Anschluss ist mit der Steuereinheit verbunden. Bei stromloser Spule drücken die Feder und die aus dem Kraftstoffdruck resultierende Kraft die Ventilmadel mit der Ventilkugel in den kegelförmigen Ventilsitz. Hierdurch wird das Kraftstoffversorgungssystem gegen das Saugrohr abgedichtet. Wird die Spule vom Strom durchflossen, entsteht ein Magnetfeld, das den Magnetanker der Ventilmadel anzieht. Die Ventilkugel hebt vom Ventilsitz ab und der Kraftstoff wird eingespritzt. Nach Abschalten des Erregerstroms schließt die Ventilmadel wieder durch die Federkraft. Die Zerstäubung des Kraftstoffs geschieht mit einer Spritzlochscheibe, die 6 Löcher besitzt. Eine Bosch-Endstufe steuert das Einspritzventil mit dem Schaltsignal an (Abbildung 5-2a). Der Strom in der Magnetspule steigt (Abbildung 5-2b) und bewirkt eine Anhebung der Ventilmadel (Abbildung 5-2c). Nach Ablauf der Anzugszeit t_{an} ist der maximale Ventilhub erreicht. Sobald die Ventilkugel aus ihrem Sitz abhebt, wird der Kraftstoff abgespritzt. In Abbildung 5-2d ist die während eines Einspritzimpulses insgesamt abgespritzte Menge dargestellt. Nach Abschalten der Ansteuerung fließt kein Strom. Aufgrund der Massenträgheit schließt das Ventil aber nur langsam. Nach Ablauf der Abfallzeit t_{ab} ist das Ventil wieder vollständig geschlossen. Bei vollständig geöffnetem Ventil ist die Einspritzmenge proportional der Zeit.

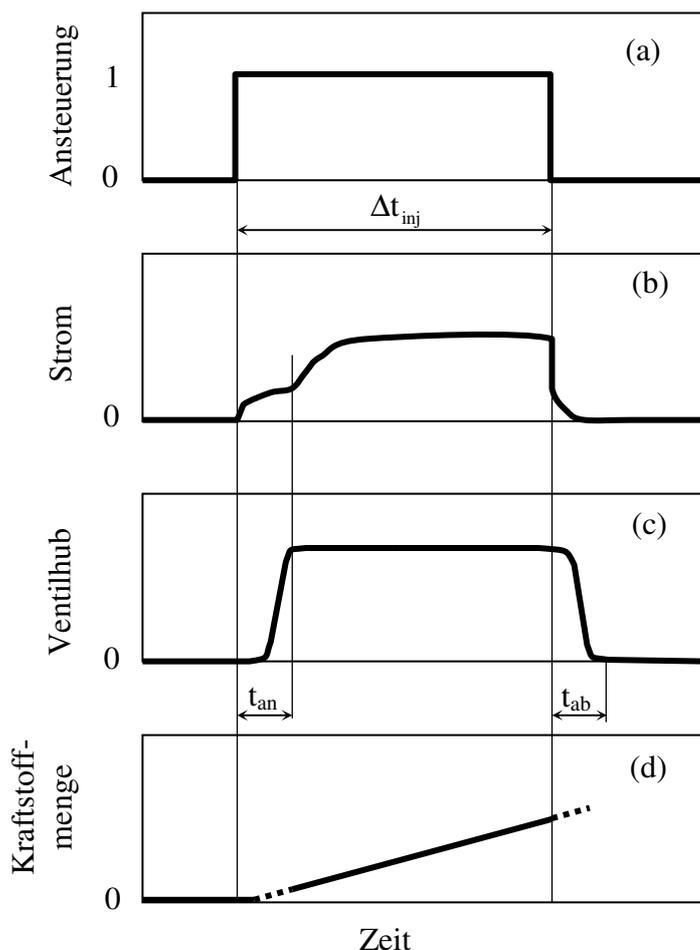


Abbildung 5-2: (a) Ansteuersignal, (b) Stromverlauf, (c) Ventilhub, (d) eingespritzte Kraftstoffmenge [66]

Die Anlaufzeit und die Ablaufzeit sind in der Regel unbekannte Größen. Daher dient für die Charakterisierung und Beschreibung eines intermittierenden Sprays die Ansteuerdauer, welche im Folgenden als Impulsdauer Δt_{inj} bezeichnet wird. Die zweite wichtige Beschreibungsgröße für intermittierende Sprays ist die Frequenz f_{inj} . Sowohl Frequenz als auch Impulsdauer sind über den Tastgrad (duty cycle) miteinander verknüpft [39].

$$DC = \Delta t_{inj} \cdot f_{inj} \cdot 100\% = \varphi \cdot \dot{M} \quad (5-1)$$

Der Tastgrad DC ist wiederum proportional zum Massenstrom. Eine Proportionalitätskonstante φ berücksichtigt die Nichtlinearität zwischen Impulsdauer und Flüssigkeitsmenge, die sich aufgrund der Anzugszeit und Abfallzeit einstellt. Die Proportionalitätskonstante ist eine düsenspezifische Größe und muss für jeden Arbeitsdruck experimentell ermittelt werden. Dafür wird die über einen definierten Zeitraum versprühte Flüssigkeit

sigkeitsmenge bei unterschiedlichen Impulsdauern aufgefangen. Die Ergebnisse sind in Abhängigkeit der Impulsdauer in Abbildung 5-3 dargestellt. Ab einer Impulsdauer von 5 ms ist die Proportionalitätskonstante nahezu gleich bleibend, so dass der Einfluss der Anzugszeit und der Abfallzeit auf die versprühte Flüssigkeitsmenge vernachlässigbar ist.

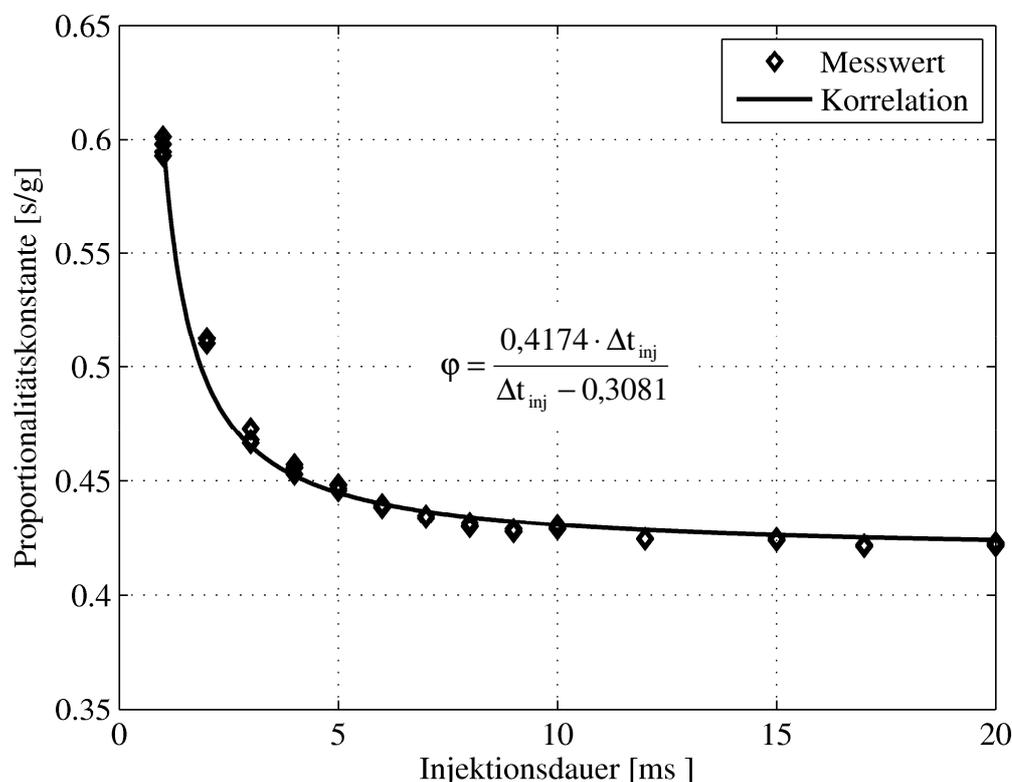


Abbildung 5-3: Proportionalitätskonstante als Funktion der Injektionsdauer für einen Düsenvordruck von 7 bar

5.2 Kühlmittelmenge und Beaufschlagungsdichte

Die versprühte Kühlmittelmenge wird wesentlich durch den eingestellten Düsenvordruck bestimmt. Der Solldruck wurde mit 7 bar festgelegt. Um die Fehlergrößenordnung der Flüssigkeitsmenge bei Abweichung vom Solldruck abzuschätzen, wird der Düsenvordruck zwischen 6 bar und 8 bar variiert. Eine Bestimmung der Flüssigkeitsmenge erfolgt durch Sammeln über eine definierte Injektionsanzahl und anschließendem Auswiegen. Die Abbildung 5-4 stellt den Zusammenhang zwischen Düsenvordruck und Masse für verschiedene Injektionszeiten dar, wobei sich nachfolgender Zusammenhang formulieren lässt.

$$M = a + b \cdot \sqrt{p} \quad \text{wobei} \quad M \text{ in [g] und } p \text{ in [bar]} \quad (5-2)$$

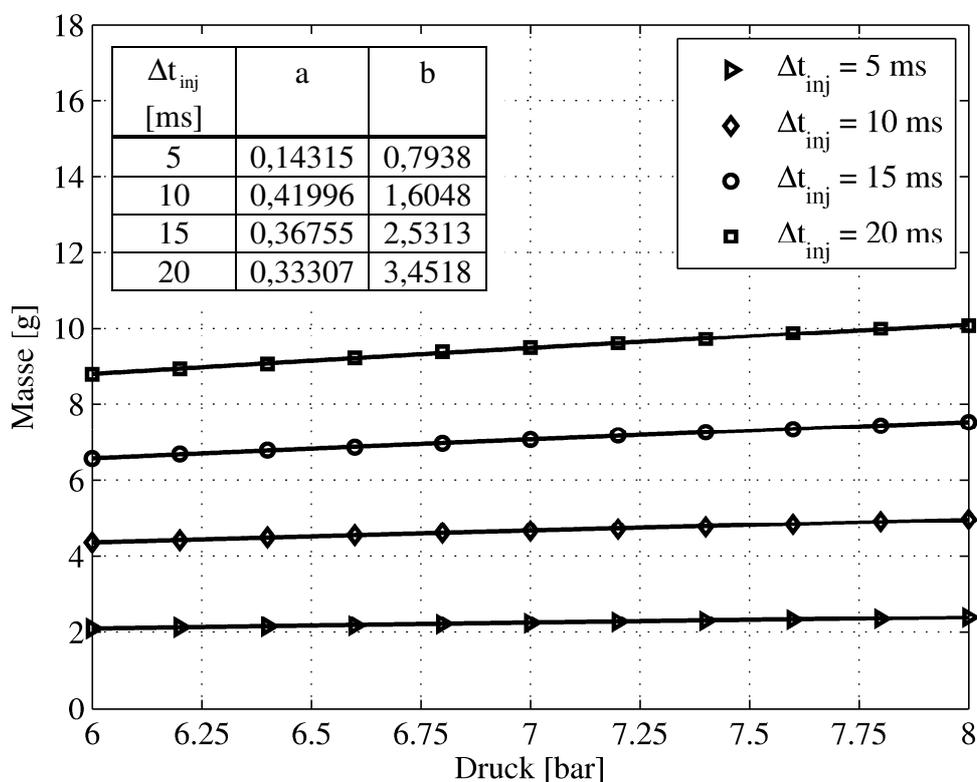


Abbildung 5-4: Versprühte Kühlmittelmenge in Abhängigkeit vom Druck

Die Abbildung 5-4 verdeutlicht den Fehler in der versprühten Flüssigkeitsmenge bei Abweichungen vom Solldruck. Aufgrund des degressiven Kurvenverlaufes nimmt der Fehler mit steigendem Druck leicht ab. In der Tabelle 5-1 sind die für einen Solldruck von 7 bar erhaltenen Differenzen der Flüssigkeitsmenge sowie der korrespondierende prozentuale Fehler dargestellt. Eine Abweichung des Druckes um 0,1 bar würde zu einem Massefehler von weniger als 1 % führen.

Tabelle 5-1: Fehler in der Flüssigkeitsmenge in Abhängigkeit vom Druck

	$\Delta M = M(p = 7 \text{ bar}) - M(p = 7 \text{ bar} \pm \Delta p) $	
	$p - \Delta p = 6,9 \text{ bar}$	$p + \Delta p = 7,1 \text{ bar}$
$\Delta t_{\text{inj}} = 5 \text{ ms}$	0,015 g \equiv 0,67 %	0,015 g \equiv 0,67 %
$\Delta t_{\text{inj}} = 10 \text{ ms}$	0,031 g \equiv 0,66 %	0,030 g \equiv 0,64 %
$\Delta t_{\text{inj}} = 15 \text{ ms}$	0,048 g \equiv 0,68 %	0,047 g \equiv 0,67 %
$\Delta t_{\text{inj}} = 20 \text{ ms}$	0,068 g \equiv 0,72 %	0,065 g \equiv 0,69 %

Die örtliche Beaufschlagungsdichte wird mit einem Patternator bestimmt. Dessen Aufbau ist im Unterkapitel 4.2.2 beschrieben. Gemäß Gleichung (4-1) ist die Beaufschlagungsdichte über den Durchmesser eines Patternatorröhrchens gemittelt. Der berechnete Wert wird dem Röhrchenmittelpunkt zugeordnet, so dass Messwerte im Abstand des Röhrchendurchmessers $d_r = 6 \text{ mm}$ erhalten werden. Mit Hilfe der 11 Patternatorröhrchen kann bei Festlegung des Koordinatenursprungs auf den Düsenmund ein Messbereich von $-30 \text{ mm} \leq x \leq 30 \text{ mm}$ abgedeckt werden. Durch den Einsatz einer 3-Achsen-Traversierung wird der Patternator mit einer Schrittweite von 1 mm in x- und y-Richtung durch den Sprühstrahl bewegt und mit Hilfe von 3600 Messpunkten über einer Fläche von $60 \times 60 \text{ mm}^2$ charakterisiert.

Die Reproduzierbarkeit der Patternatormessungen verdeutlicht die Abbildung 5-5, die die gesamte Wassermenge einer Versuchsreihe mit 11 Messröhrchen darstellt. Zwischen den Versuchen wurde der Patternator um je 1 mm versetzt. Dadurch verschiebt sich der Messbereich von anfänglich $-30 \text{ mm} \leq x \leq 30 \text{ mm}$ im ersten Versuch auf einen Messbereich von $-25 \text{ mm} \leq x \leq 35 \text{ mm}$ im sechsten Versuch. Unter der Annahme, dass die beaufschlagte Fläche einen Radius von circa 25 mm besitzt, sollte bei guter Reproduzierbarkeit der Messungen in allen 6 Versuchsreihen die gleiche gesamte Wassermenge mit 11 Patternatorröhrchen aufgefangen werden. Die Abbildung 5-5 zeigt, dass der Mittelwert der Flüssigkeitsmenge $\bar{M}_{\text{ges}} = 26,3 \text{ g}$ um lediglich ein Prozent abweicht. Die Messungen wurden für einen Arbeitsabstand Düse/Patternator von 150 mm und einen Solldruck von 7 bar durchgeführt.

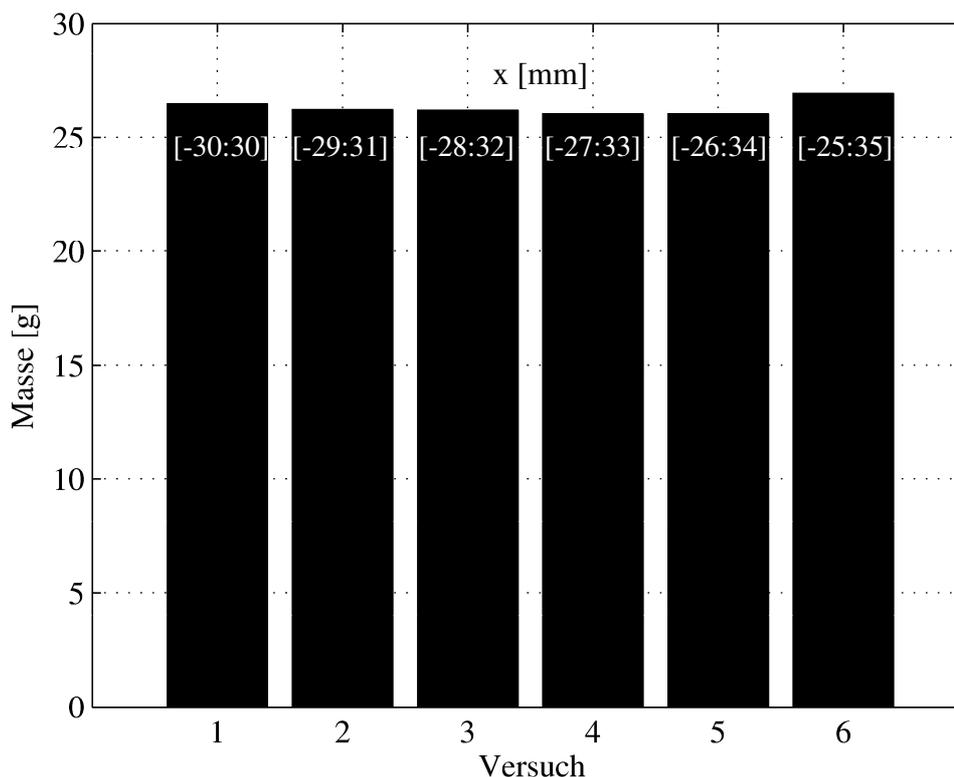


Abbildung 5-5: Reproduzierbarkeit der Patternatormessungen

Die Verteilung der Beaufschlagungsdichte zeigt die Abbildung 5-6 für eine Impulsdauer von 5 ms und einen Tastgrad von 5 % bei einem Abstand Düse/Patternator von 150 mm und einem Solldruck von 7 bar. Die Mehrlochdüse weist lokale Maxima der Beaufschlagungsdichte im Zentrum der Einzelstrahlen auf. Im Sprühradus von circa 15 mm variiert die Beaufschlagungsdichte um den Faktor 3. Daher liegt die größte Fehlerquelle bei den durchgeführten Messungen in der genauen Ausrichtung des Patternators auf den Düsenmittelpunkt und muss aufgrund der großen örtlichen Gradienten der Beaufschlagungsdichte mit großer Sorgfalt durchgeführt werden. Eine Traversierung des Patternators ist daher unumgänglich.

Eine Erhöhung der Frequenz führt zu einem linearen Anstieg der Beaufschlagungsdichte und leitet sich aus Gleichung (5-1) unter der Bedingung $\Delta t_{inj} = \text{konst.}$ ab.

$$\frac{\dot{m}_{f_1}}{f_1} = \frac{\dot{m}_{f_2}}{f_2} \quad (5-3)$$

Die Beaufschlagungsdichte für eine Impulsdauer von 5 ms und 15 ms ist für die Tastgrade 5 % und 20 % in Abbildung 5-7 dargestellt. Der Durchmesser der einzelnen

Sprühstrahlen nimmt mit Erhöhung der Beaufschlagungsdichte leicht zu. Das Sprühstrahlzentrum und somit die Lage der lokalen Maxima bleibt davon aber unbeeinflusst.

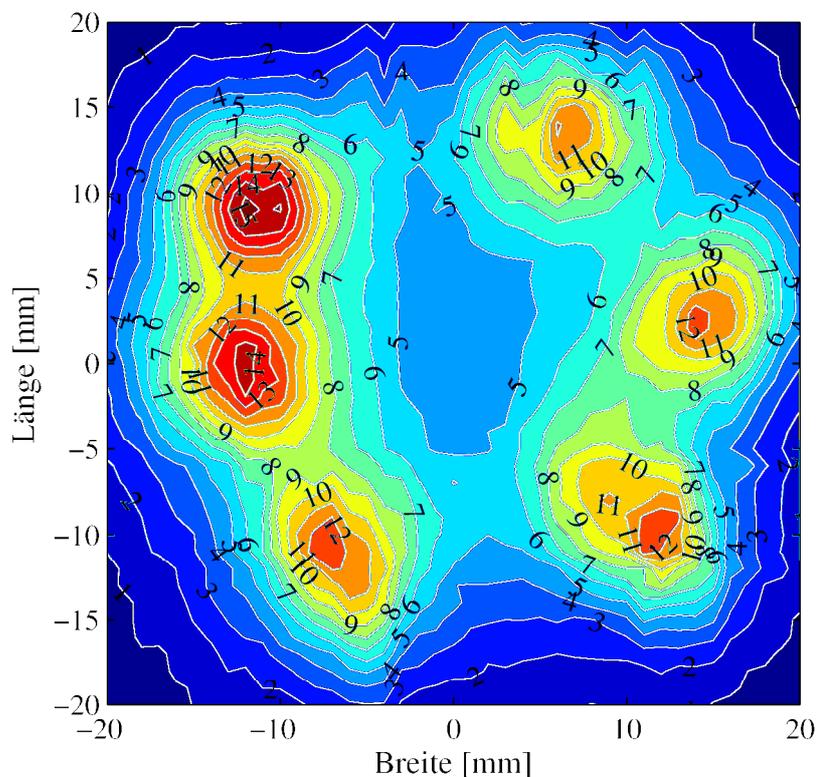


Abbildung 5-6: Verteilung der Beaufschlagungsdichte [$\text{mg}/(\text{cm}^2\text{s})$] für eine Impulsdauer von 5 ms und einen Tastgrad von 5 %

Bei den Messungen der Beaufschlagungsdichte handelt es sich um sehr zeitaufwendige Experimente. Demzufolge werden die Patternormessungen nur für bestimmte Frequenzen durchgeführt. Eine Umrechnung der Beaufschlagungsdichte auf andere Frequenzen erfolgt gemäß Gleichung (5-3). Die durchgeführten Kontrollmessungen (u.a. Abbildung 5-7) bestätigen dieses Vorgehen. Es sei an dieser Stelle vermerkt, dass eine Umrechnung der Beaufschlagungsdichte auf eine andere Impulsdauer bei konstantem Tastgrad oder Frequenz nicht zulässig ist, da die Impulsdauer den Durchmesser der einzelnen Sprühstrahlen leicht beeinflusst.

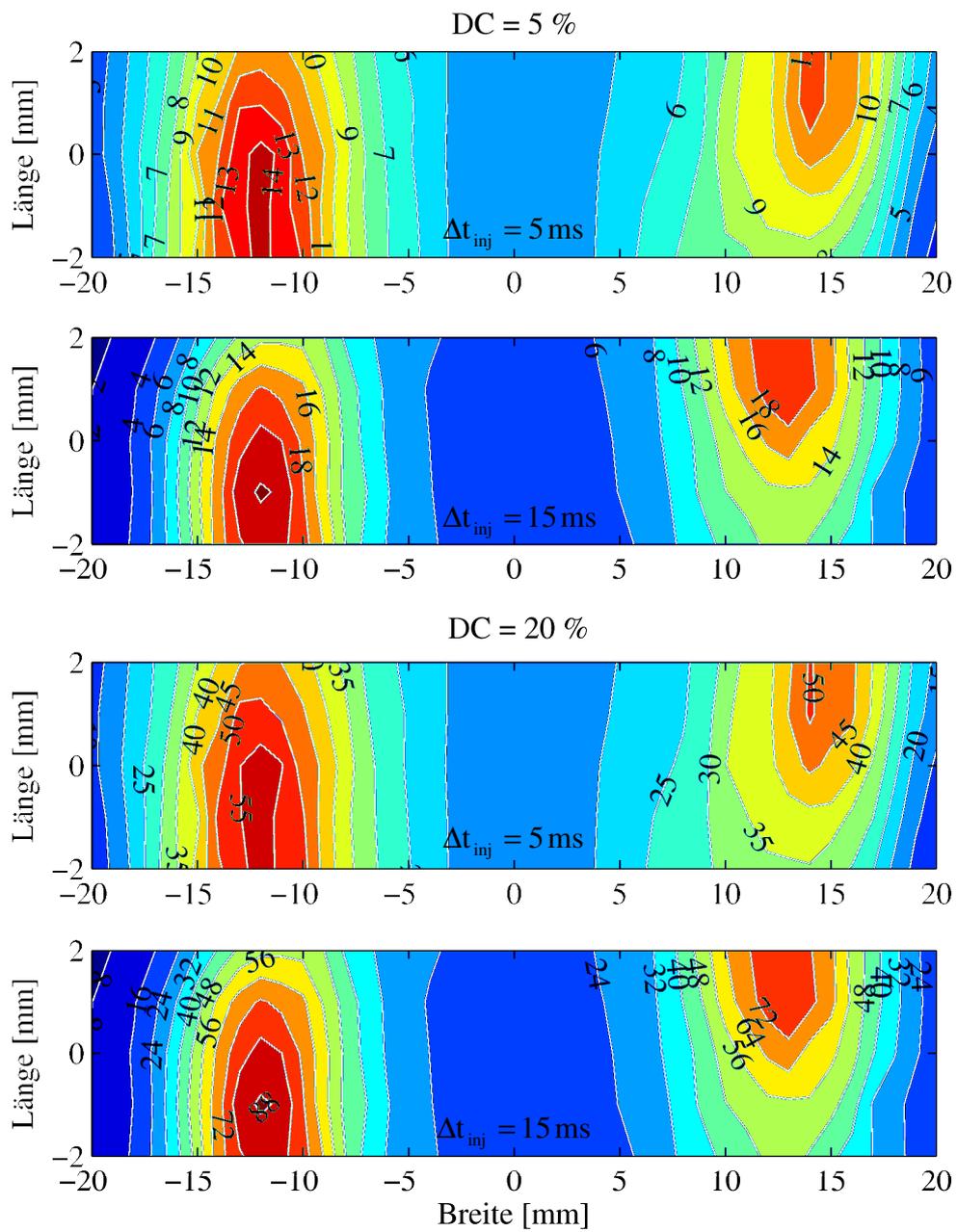


Abbildung 5-7: Beaufschlagungsdichte in $[mg/(cm^2s)]$ für eine Impulsdauer von 5 ms und 15 ms

5.3 Tropfendurchmesser und Tropfengeschwindigkeit

Tropfendurchmesser und -geschwindigkeit bei Einstoff-Druckdüsen werden wesentlich durch den Vordruck bestimmt. Allgemein gilt, dass mit steigendem Druck die Tropfendurchmesser kleinere Werte annehmen und die Breite einer Tropfengrößeverteilung abnimmt. Weiterhin weisen die Tropfen bei höherem Druck eine größere Geschwindigkeit auf. Während dieser Arbeit ist der Vordruck kein Variationsparameter. Es sind aber die Einflüsse der Impulsdauer und der Frequenz auf die Spraycharakteristik zu klären.

Das Ergebnis der Tropfengrößemessungen an einem Punkt im kontinuierlichen und im intermittierenden Spray ist in Abbildung 5-8 in Form von Anzahldichteverteilungen dargestellt.

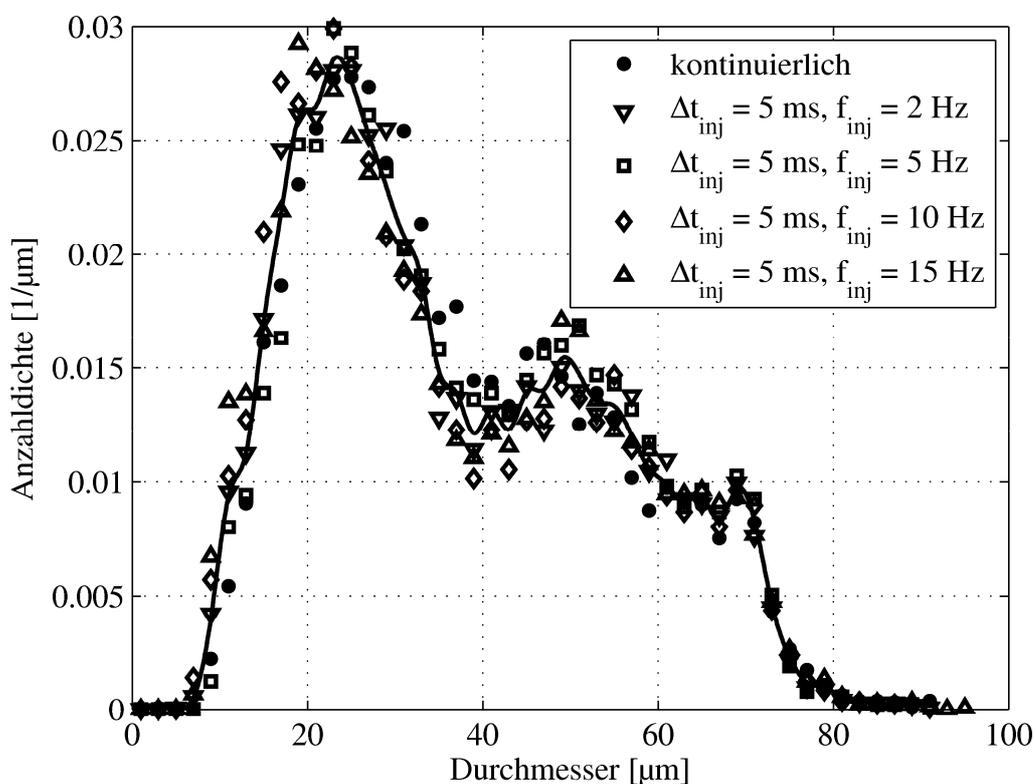


Abbildung 5-8: Vergleich der Anzahldichteverteilung der Durchmesser von intermittierenden und kontinuierlichen Sprays [21]

Die Messungen wurden bei einem Abstand zwischen Düse und Messvolumen von 150 mm im Sprühstrahlzentrum durchgeführt. Für die Anzahldichteverteilungen sind die pro Klasse aus der Messung berechneten Dichten über der Klassenmitte aufgetragen. Die Klassenbreite beträgt 2 μm . Das Tropfengrößespektrum sowie die Tropfengröße-

verteilung sind im untersuchten Frequenzbereich unabhängig von der Düsenansteuerung. Damit besitzen die erzeugten intermittierenden und das kontinuierliche Spray nahezu dieselbe Tropfengröße.

Abbildung 5-9 zeigt die Anzahldichteverteilung der axialen Geschwindigkeiten von intermittierenden und kontinuierlichen Sprays im Sprühstrahlzentrum bei einem Abstand von 150 mm zwischen Düse und Messvolumen. Es handelt sich hierbei um die Geschwindigkeitswerte, die simultan zu den Durchmessern der Abbildung 5-8 bestimmt wurden. Die Symbole sind wiederum die aus den Messdaten berechneten Klassendichten bei einer Klassenbreite von 0,25 m/s. Kontinuierliche Sprays weisen höhere axiale Geschwindigkeiten auf als diskontinuierliche Sprays. Das Maximum der Verteilung des kontinuierlichen Sprays liegt bei circa 10,8 m/s, das der intermittierenden Sprays nur bei ungefähr 2 m/s.

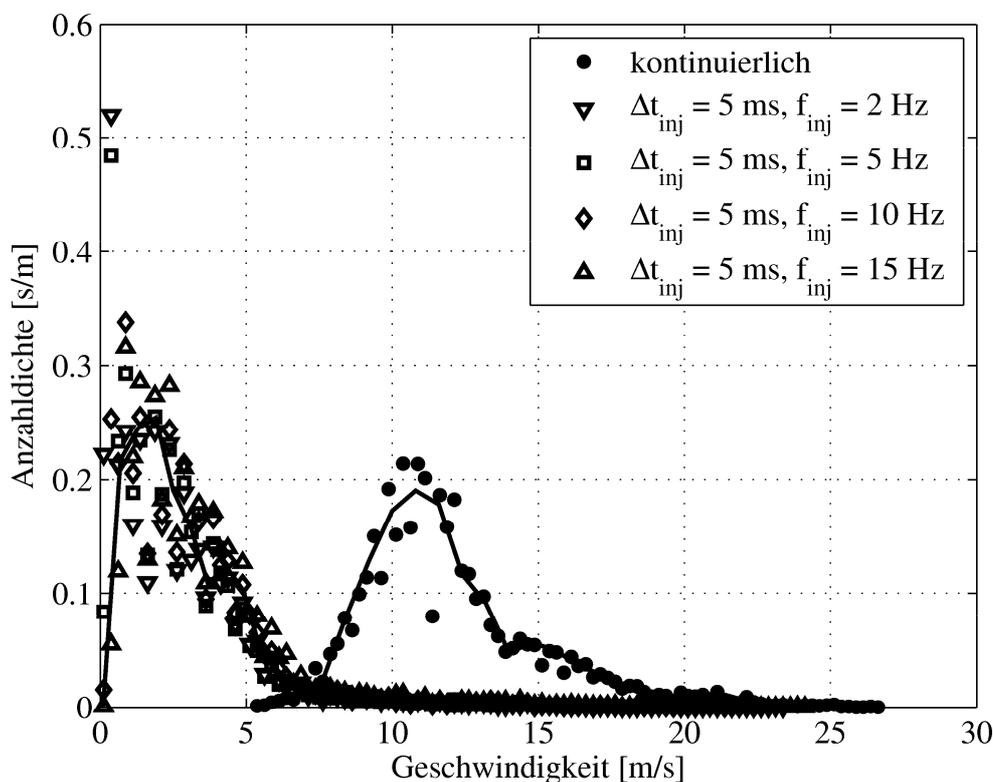


Abbildung 5-9: Vergleich der Anzahldichteverteilung der Geschwindigkeiten von intermittierenden und kontinuierlichen Sprays [20]

Panão und Moreira [56] zeigen, dass es einen Übergang zwischen den Eigenschaften eines kontinuierlichen Sprays und eines intermittierenden Sprays gibt. Intermittierende Sprays mit langen Impulsdauern, hohen Frequenzen und entsprechend hohen Tastgraden weisen die hohen Geschwindigkeiten eines kontinuierlichen Sprays auf. Als

Grenzwert wurde ein Tastgrad von $DC = 90\%$ bestimmt. Unterhalb dieses Grenzwertes sind weder die Tropfengrößeverteilung noch die Tropfengeschwindigkeitsverteilung von der Impulsdauer und der Frequenz beeinflusst. Im Rahmen dieser Arbeit beträgt der maximale Tastgrad 40% , so dass von intermittierendem Verhalten ausgegangen werden kann. Die Abbildung 5-10 verdeutlicht die Konstanz des mittleren Durchmessers und der mittleren axialen Geschwindigkeit im interessierenden Messbereich. Für den Wärmeübergang kann vorab geschlussfolgert werden, dass eine Änderung im Wärmeübergang nicht auf eine Änderung der Tropfdynamik zurückzuführen ist.

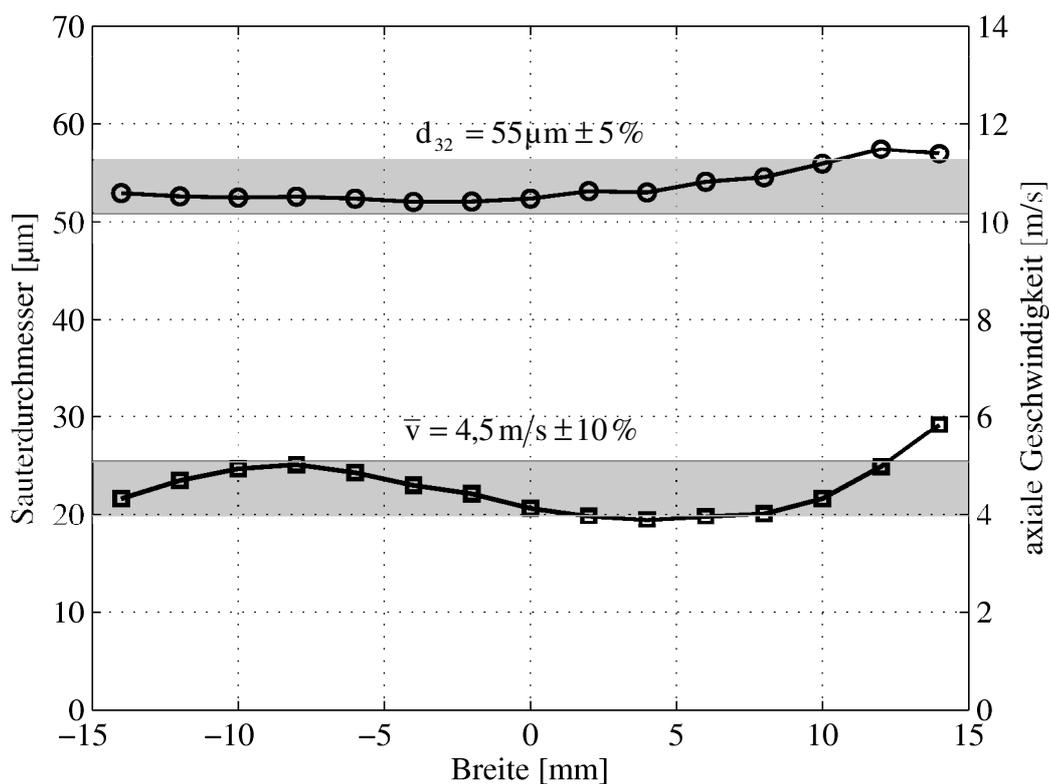


Abbildung 5-10: Sauterdurchmesser und mittlere axiale Geschwindigkeit über der Blechbreite für eine Impulsdauer von 5 ms und eine Frequenz von 15 Hz

6 Ergebnisse der Wärmeübergangsmessungen

6.1 Versuchsbedingungen und Besonderheiten der intermittierenden Düsensteuerung

Intermittierende Sprays werden mittels Frequenz f_{inj} und Impulsdauer Δt_{inj} beschrieben. Beide Größen sind gemäß Gleichung (5-1) mit dem Tastgrad DC verknüpft. Um die eingesetzte Kühlmittelmenge M eindeutig zu beschreiben, muss die Anzahl N der aufeinander folgenden Einzelimpulse festgelegt werden.

$$M \sim N \cdot \Delta t_{inj} \quad (6-1)$$

Wie in Unterkapitel 5.1 beschrieben, besteht eine Linearität zwischen Impulsdauer und Flüssigkeitsmenge erst bei vollständig geöffnetem Ventil. Der Einfluss der Anzugszeit und der Abfallzeit auf die versprühte Flüssigkeitsmenge ist ab einer Impulsdauer von 5 ms vernachlässigbar. Diese wird deshalb als untere Grenze des Untersuchungsbereiches der Impulsdauer betrachtet. Die Impulsdauer wird in 2,5 ms Schritten zwischen 5 ms und 20 ms variiert und die Frequenz wird entsprechend angepasst, um einen Tastgrad zwischen 2,5 % und 40 % zu realisieren.

Die Untersuchung des Einflusses von Impulsdauer und Frequenz auf den Wärmeübergang wird auf der Grundlage einer konstanten Kühlmittelmenge vorgenommen. Daher erfordert eine Änderung der Impulsdauer eine Anpassung der Anzahl der Einzelimpulse gemäß Gleichung (6-1). In der Tabelle 6-1 sind die experimentellen Bedingungen zusammengefasst.

Alle Experimente sind bei konstantem Düsenvordruck von 7 bar und einem Abstand von 150 mm zwischen Düse und Testblech durchgeführt. Als Kühlmittel wird destilliertes Wasser eingesetzt.

Um eine Reproduzierbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wurden alle Versuche der Tabelle 6-1 mindestens dreimal durchgeführt.

Die Abbildung 6-1 stellt die Ansteuerung des Injektors bei einem Tastgrad von 5 % für die untersuchten Impulsdauern zwischen 5 ms und 20 ms dar. Hierbei wird deutlich, dass ein bestimmter Tastgrad DC bei definierter Kühlmittelmenge für eine bestimmte Abkühlzeit steht. Das bedeutet wiederum, dass der mittlere Kühlmittelmassenstrom bei

einem festgelegten Tastgrad als konstant angesehen werden kann.

Tabelle 6-1: Experimentelle Bedingungen

Fall	Δt_{inj} [ms]	DC [%]	N [-]
1-28	5,0	2,5; 3; 3,5; 4; 4,5; 5; 5,5; 6; 6,5; 7; 7,5; 8; 8,5; 9; 9,5; 10; 12,5; 15; 17,5; 20; 22,5; 25; 27,5; 30; 32,5; 35; 37,5; 40	40
29-56	7,5		$26,6\bar{6} \approx 27$
57-84	10,0		20
85-112	12,5		16
113-140	15,0		$13,3\bar{3} \approx 13$
141-168	17,5		$11,4\bar{3} \approx 11$
169-196	20,0		10

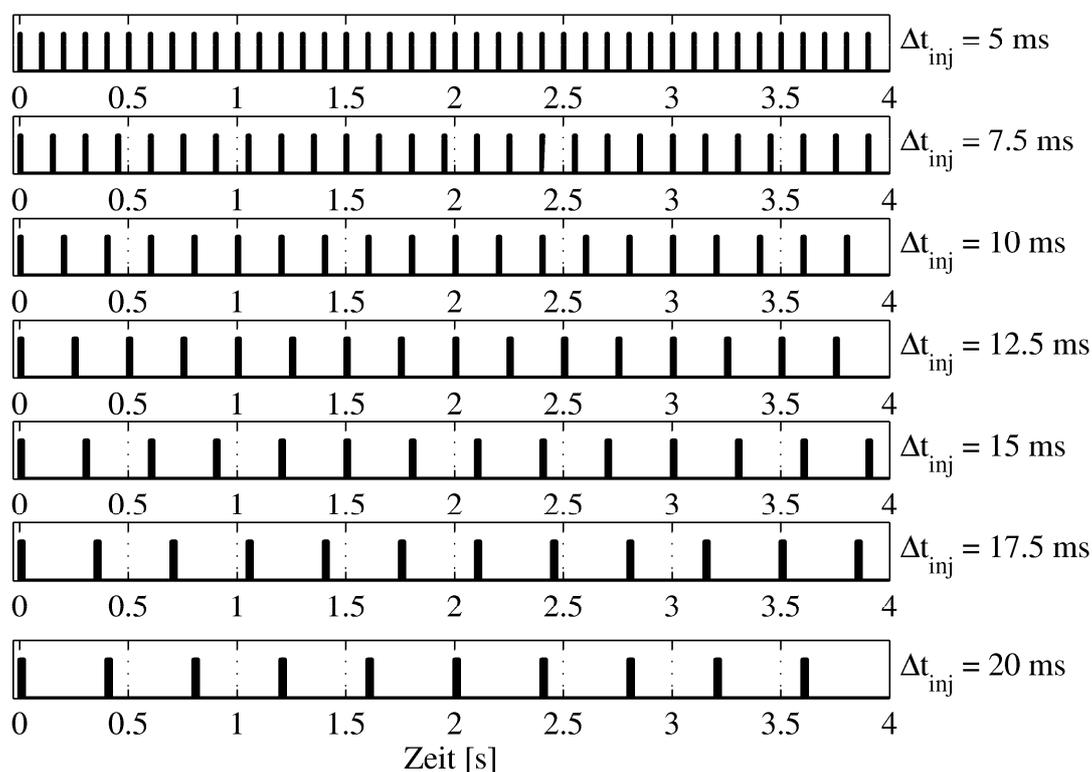


Abbildung 6-1: Ansteuerung für variierende Impulsdauern bei einem Tastgrad von 5 %

Auf der anderen Seite gilt für die konstant eingesetzte Kühlmittelmenge $N \cdot \Delta t_{inj} = \text{konst.}$, dass die Abkühlzeit $\Delta t_{Kühl}$ entsprechend

$$\Delta t_{Kühl} = N \cdot \frac{1}{f_{inj}} = N \cdot \frac{\Delta t_{inj}}{DC} = \frac{\text{konst.}}{DC} \quad (6-2)$$

umgekehrt proportional dem Tastgrad DC ist.

6.2 Analyse der lokalen transienten Oberflächentemperaturen

Die Abbildung 6-2 zeigt exemplarisch den zeitlichen Verlauf der Oberflächentemperatur für drei aufgenommene Sequenzen. Deren Auswertung ist in Abschnitt 4.3 beschrieben.

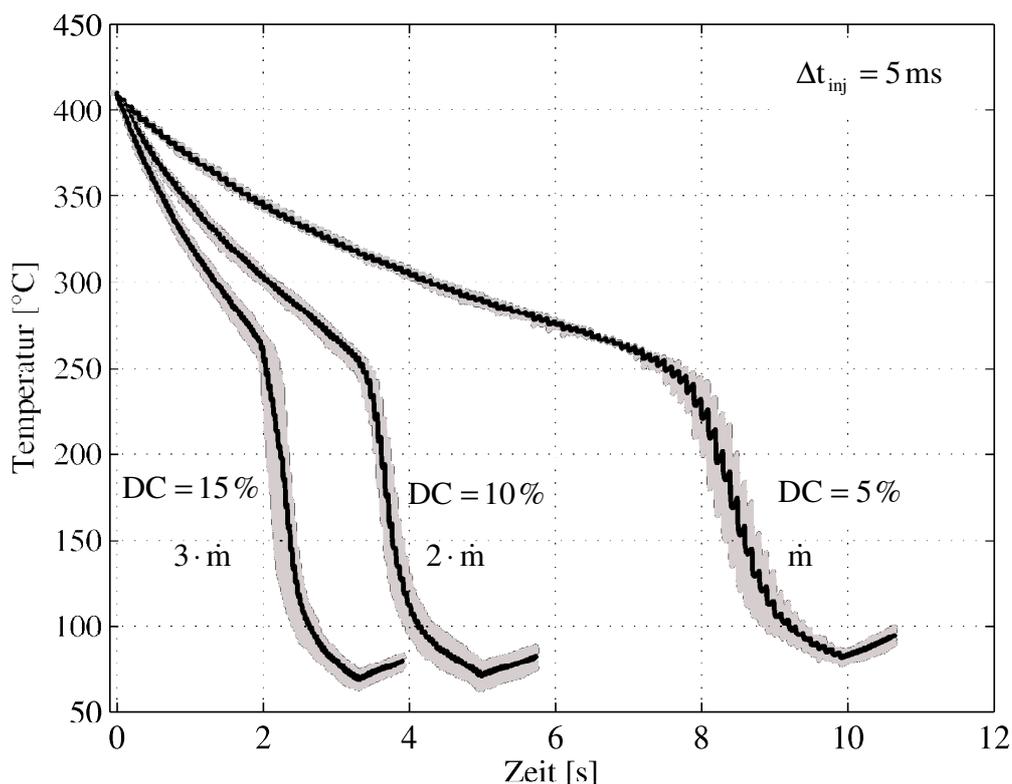


Abbildung 6-2: Abkühlkurven bei unterschiedlichen Beaufschlagungsdichten

Die Sequenzen unterscheiden sich in den Betriebsparametern der Düse. Über den Tastgrad wird die Wasserbeaufschlagungsdichte um den Faktor 3 variiert. Als Vorbereitung auf die instationäre Messung wird das Versuchsblech auf die Anfangstemperatur von circa 410°C aufgeheizt. Die Düse wird über TTL-Signale angesteuert und das Blech mit Kühlmittel intermittierend beaufschlagt. Zu Beginn der Abkühlung durchläuft die Oberflächentemperatur den Bereich des Filmsiedens, d.h., das Blech kühlt nur langsam ab. Unterhalb der Leidenfrosttemperatur steigt der abgeführte Wärmestrom aufgrund des Direktkontaktes zwischen Flüssigkeit und Oberfläche stark an. Bei einer Oberflächentemperatur von 100°C ist die Siedetemperatur des Wassers unterschritten. Steht keine

Kühlflüssigkeit mehr zur Verfügung beginnt der Wiederaufheizprozess des Probede-
 ches, da während des gesamten Versuches der Stromfluss nicht unterbrochen wird.

Die Abbildung 6-2 verdeutlicht, dass die Abkühlgeschwindigkeit maßgeblich von der
 Beaufschlagungsdichte beeinflusst wird und die Abkühlzeit maßgeblich von der Länge
 des Filmsiederegimes beeinflusst wird. Da sich diese Arbeit auf die Analyse des Wär-
 meübergangskoeffizienten oberhalb der Leidenfrosttemperatur konzentriert, werden
 gemäß Tabelle 6-1 N Impulse der thermographisch registrierten Abkühlsequenz ausge-
 wertet. Die auf das stabile Filmsieden reduzierten Kühlsequenzen sind in der Abbildung
 6-3 dargestellt. Hierbei wird deutlich, dass eine erhöhte Beaufschlagungsdichte bei de-
 finierter Kühlmittelmenge nicht zwangsläufig zu einer verbesserten Abkühlung führt.
 Daher wird zunächst der Temperaturverlauf von Einzelimpulsen unterschiedlicher Im-
 pulsdauer und Länge analysiert.

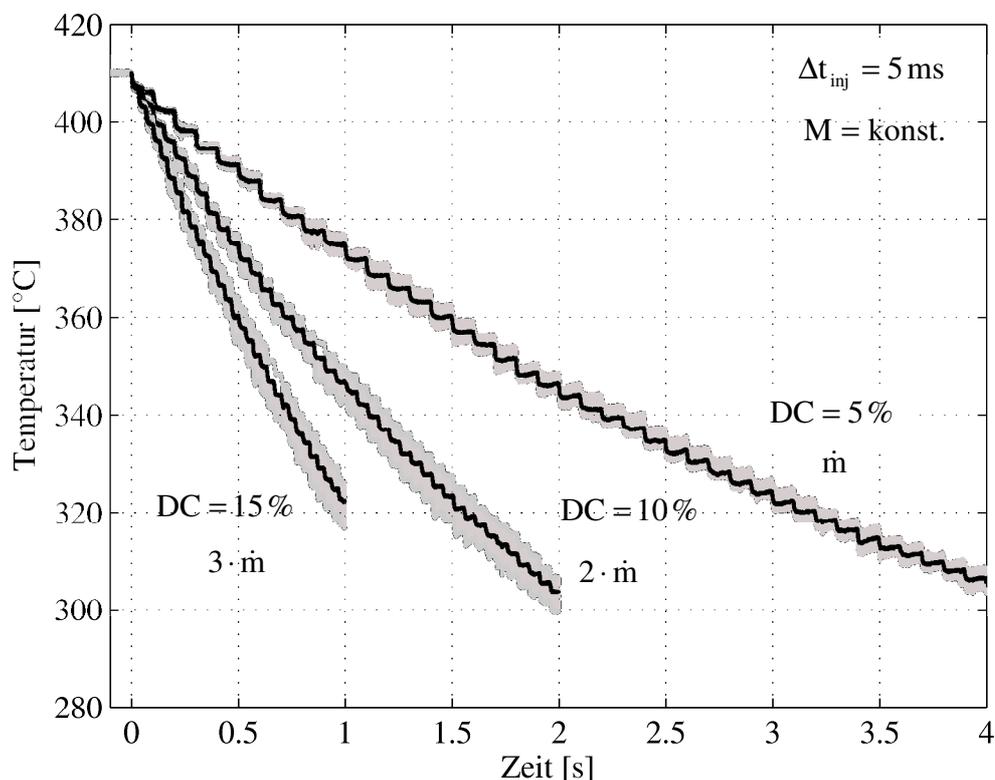


Abbildung 6-3: Reduzierung der Abkühlkurven auf das stabile Filmsieden

Den zeitlichen Temperaturverlauf eines Einzelimpulses zeigt die Abbildung 6-4. Hohe
 zeitliche Temperaturänderungen treten zum Zeitpunkt des Tropfenaufpralls auf. An-
 schließend stellt sich ein Temperaturplateau ein, dessen Länge durch den Abstand der
 Impulse festgelegt ist. Diese zwei zeitlichen Abschnitte wurden auch von Bernardin et
 al. [10] bei Wärmeübergangsunersuchungen mit Einzeltropfenketten beobachtet. Die

von Wruck [76] berichteten vier Abschnitte des transienten Temperaturprofils konnten aufgrund der limitierten zeitlichen Auflösung von 750 Hz nicht nachgewiesen werden. Die Temperaturänderung in der ersten Phase - charakterisiert durch eine hohe zeitliche Temperaturänderung - wird maßgeblich von der Impulsdauer und damit von der Kühlmittelmenge beeinflusst. So werden bei einer Impulsdauer von 15 ms in den ersten Millisekunden nach dem Tropfenaufprall eine Temperaturänderung von 3,9 K erreicht. Eine Impulsdauer von 5 ms führt bei gleicher Beaufschlagungsdichte hingegen nur zu einer Temperaturänderung von 1,6 K. Allerdings wird hierbei nur ein Drittel der Kühlmittelmenge eingesetzt. Drei Impulse von je 5 ms führen daher insgesamt zu einer höheren Abkühlung bei gleicher Kühlmittelmenge. Folglich kann eine geeignete Kombination von Impulsdauer und Frequenz die übertragene Wärme bei gleicher Beaufschlagungsdichte maßgeblich beeinflussen.

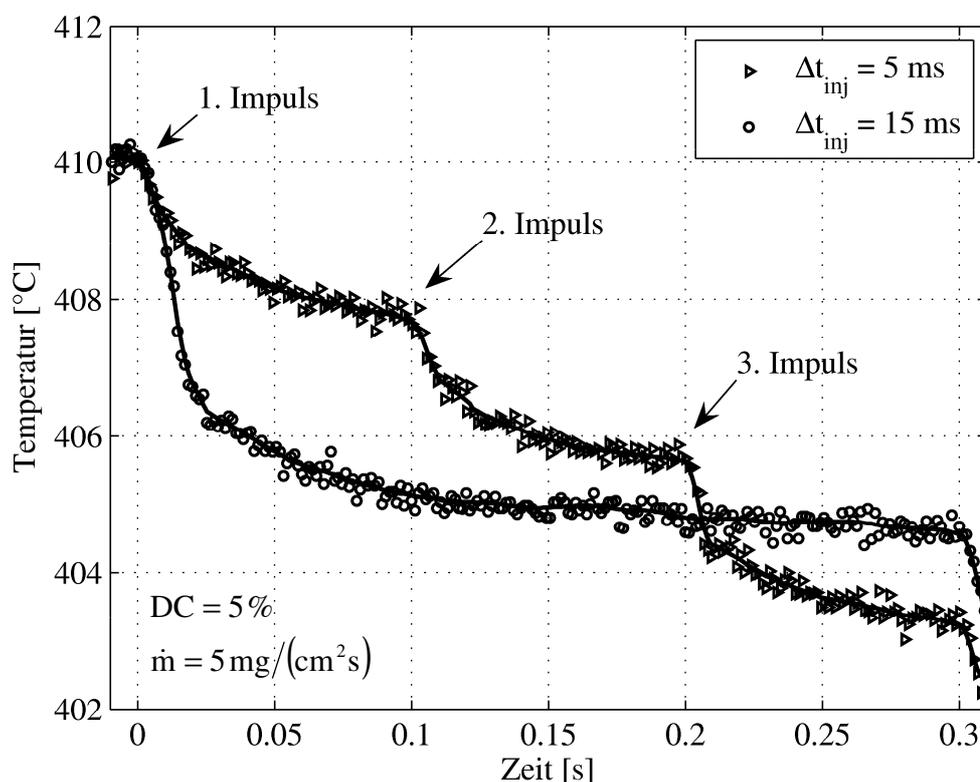


Abbildung 6-4: Zeitlicher Temperaturverlauf eines Einzelimpulses

Der Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf das transiente Temperaturprofil soll zunächst für eine konstante Impulsdauer und einen konstanten Tastgrad aufgezeigt werden. Aufgrund der ausgeprägten Spraycharakteristik der Mehrlochdüse variieren die Werte der lokalen Beaufschlagungsdichte für einen gegebenen Tastgrad und einer definierten Impulsdauer circa um den Faktor vier. Die Abbildung 6-5 zeigt für drei entspre-

chend ausgewählte Punkte den transienten Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Beaufschlagungsdichte. Eine maximale Blechabkühlung von 5 K wird bei einer Beaufschlagungsdichte von $20 \text{ mg}/(\text{cm}^2\text{s})$ registriert. Prinzipiell steigt die Blechabkühlung mit der Beaufschlagungsdichte.

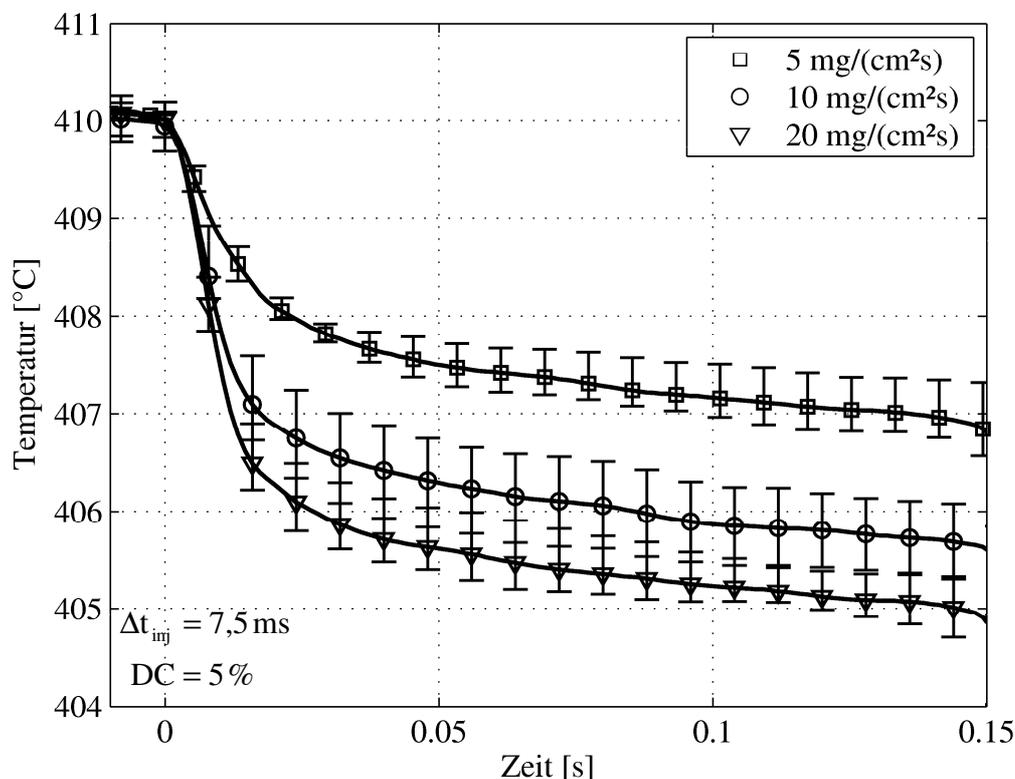


Abbildung 6-5: Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Beaufschlagungsdichte

Die Abbildung 6-4 und Abbildung 6-5 verdeutlichen, dass der Großteil der Wärme in den ersten Millisekunden nach dem Sprayaufprall übertragen werden, wobei die Impulsdauer oder die Beaufschlagungsdichte keinen wesentlichen Einfluss auf die Länge dieses Abschnittes besitzen. Vergleichsrechnungen haben gezeigt, dass bereits nach 35 ms mindestens 70 % des Abkühlungspotentials des Einzelimpulses erreicht werden. Ein Impulsabstand von 35 ms sollte daher als Richtwert für einen minimalen Impulsabstand eines Kühlprozess angesehen werden. In der Tabelle 6-2 sind die Temperaturänderungen während der Initialphase und für die gesamte Abkühlung, die mit einem Impuls erreicht werden, gegenübergestellt.

Tabelle 6-2: Temperaturänderung während der Initialphase und während eines Impulses

Δt_{inj} [ms]	\dot{m} [mg/(cm ² s)]	$\Delta T_{t=35\text{ms}}$ [K]	$\Delta T_{t=t_{impuls}}$ [K]	Verhältnis
5	5	1,6	2,3	0,70
15	5	3,9	5,4	0,72
7,5	5	2,3	3	0,77
7,5	10	3,5	4,3	0,81
7,5	20	4,2	5	0,84

Aufgrund des hohen Abkühlungspotentials in der Initialphase ermöglicht dieser Bereich bereits eine Abschätzung des Kühlpotentials. Daher wird aus dem gemessenen Temperaturverlauf der übertragene Wärmestrom der Initialphase ermittelt. Der Wärmeaustrag aus der Wand ist dabei proportional zur markierten Fläche A^* (Abbildung 6-6).

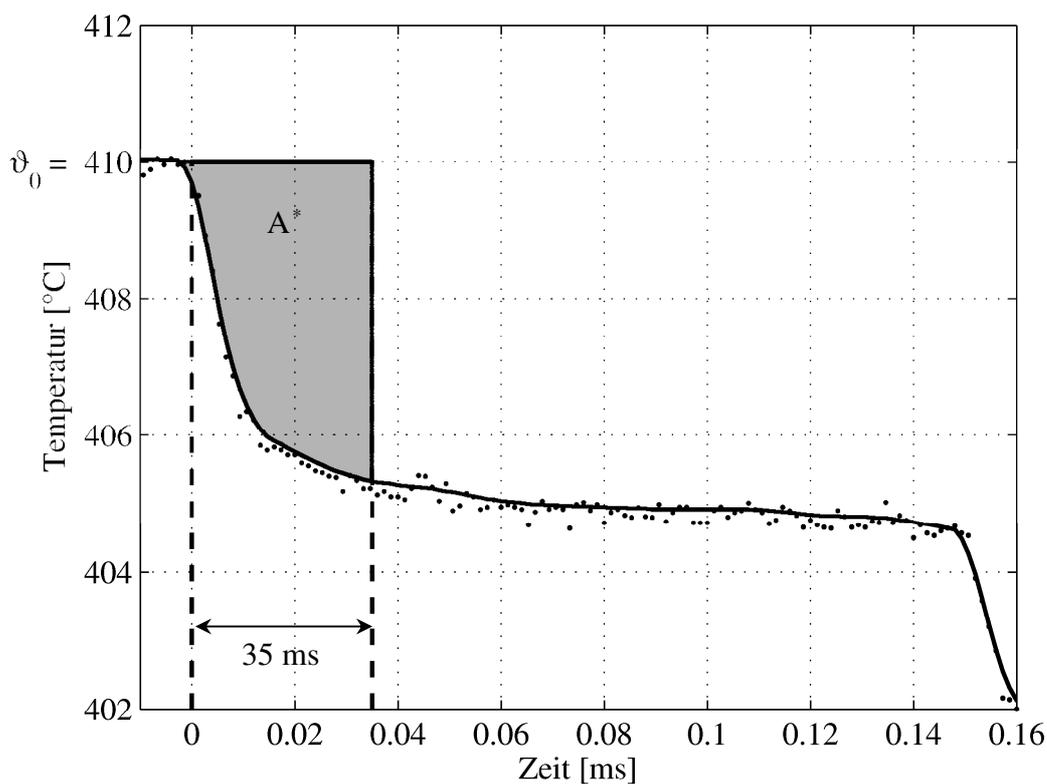


Abbildung 6-6: Skizze zur Ermittlung des relativen Wärmeaustrages

$$A^* = \int_{t=0}^{t=35\text{ms}} (\vartheta_0 - \vartheta(t)) dt \quad (6-3)$$

Die Flächen werden für verschiedene Impulsdauern und Beaufschlagungsdichten ermit-

telt und auf einen Referenzfall ($\Delta t_{inj} = 5 \text{ ms}$, $DC = 5\%$, $\dot{m} = 5 \text{ mg}/(\text{cm}^2\text{s})$) bezogen.

$$Q_{\text{relativ}} = \frac{A^*}{A_{\text{ref}}^*} \frac{\Delta t_{inj,ref}}{\Delta t_{inj}} \quad (6-4)$$

Das Ergebnis des relativen Wärmeaustuges zeigt die Abbildung 6-7. Bei vorgegebenen Flüssigkeitsvolumen sind die kleineren Impulsdauern hinsichtlich der Wandkühlung von höherer Wirksamkeit. Für eine Beaufschlagungsdichte von $5 \text{ mg}/(\text{cm}^2\text{s})$ weist die geringste untersuchte Impulsdauer von 5 ms den höchsten Wärmeaustrag auf. Bei einer Beaufschlagungsdichte von $10 \text{ mg}/(\text{cm}^2\text{s})$ ist der Wärmeaustrag für die Impulsdauern von 5 ms bis 10 ms nahezu identisch. Daher reicht für die Beurteilung eines Kühlprozesses die lokale Analyse der Temperaturänderung in Abhängigkeit der intermittierenden Parameter nicht aus, so dass die Analyse des gesamten zeitlich abhängigen Temperaturfeldes als notwendig zu erachten ist. Die Abbildung 6-7 deutet bereits daraufhin, dass die Abkühlung des Probebleches von der Verteilung der Beaufschlagungsdichte beeinflusst wird.

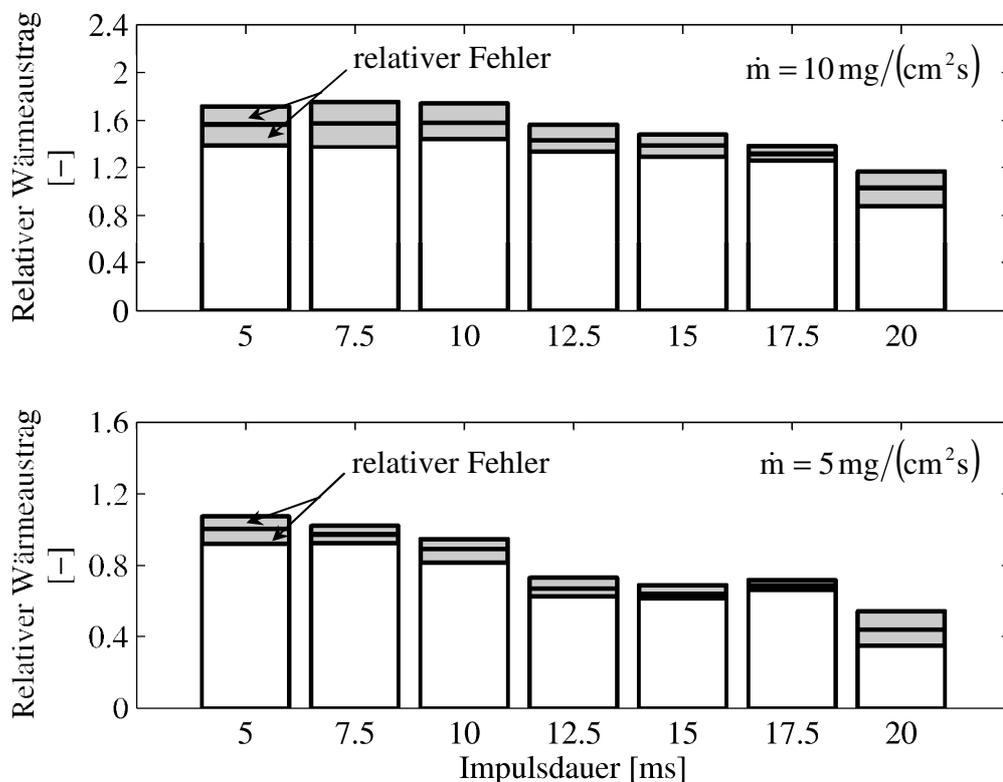


Abbildung 6-7: Relativer Wärmeaustrag in Abhängigkeit von der Impulsdauer und der Beaufschlagungsdichte

6.3 Analyse der mittleren Oberflächentemperaturen

Die Abbildung 6-8 zeigt die Verteilung der Beaufschlagungsdichte und die dazugehörige Verteilung der Temperaturänderung in Bezug auf die Anfangstemperatur für eine Impulsdauer von 5 ms und einen Tastgrad von 5 % bzw. 20 % nach 40 aufeinander folgenden Impulsen.

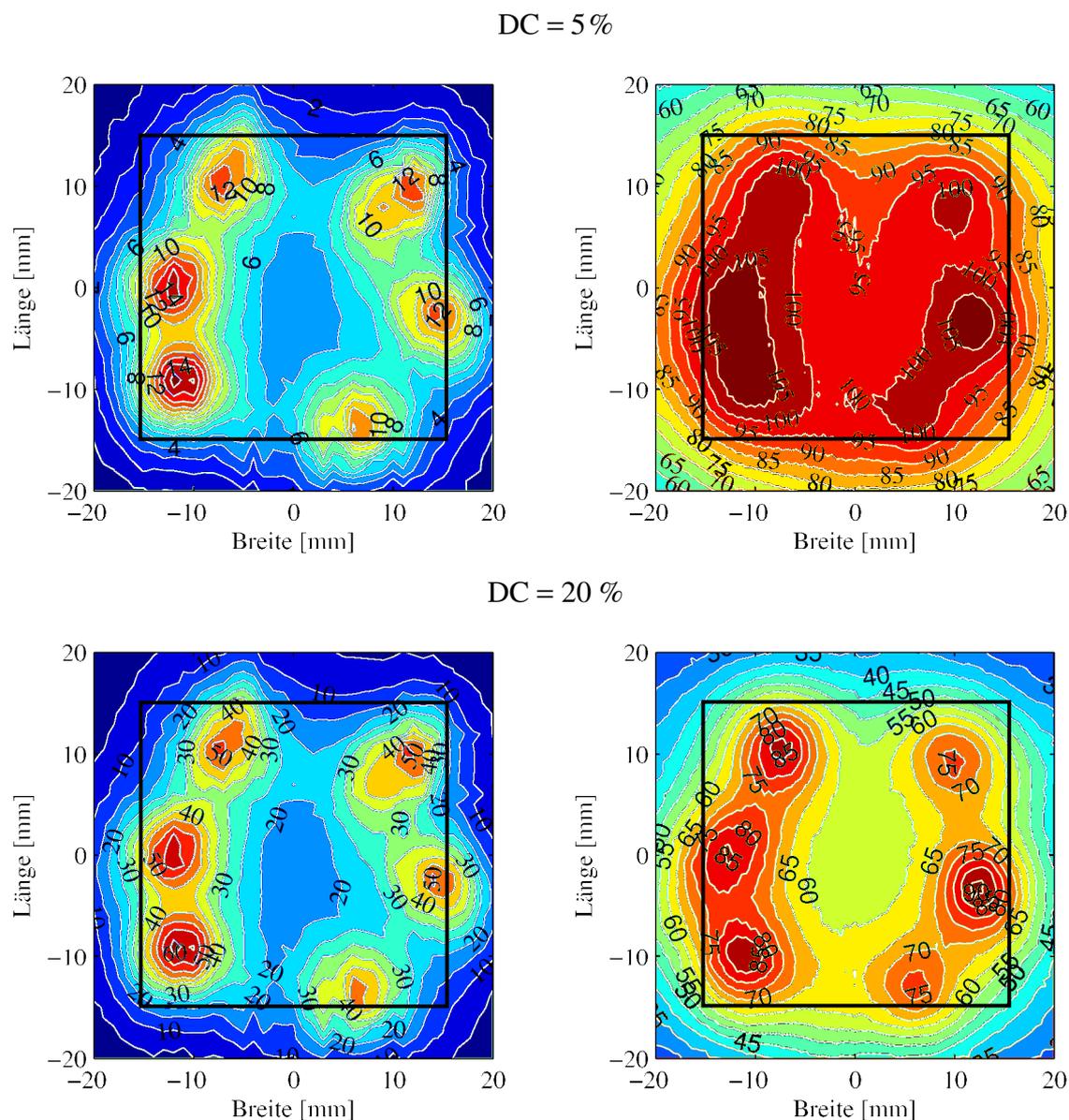


Abbildung 6-8: Beaufschlagungsdichte [$\text{mg}/(\text{cm}^2\text{s})$] (links) und Temperaturänderung [K] nach 40 Impulsen (rechts) für eine Impulsdauer von 5 ms [22]

Wie bereits in Unterkapitel 5.2 beschrieben, weist die Verteilung der Beaufschlagungs-

dichte lokale Maxima im Zentrum der Einzelstrahlen auf. Aus Untersuchungen mit kontinuierlichen Sprays ist bekannt, dass die Beaufschlagungsdichte die Haupteinflussgröße auf den Wärmeübergang darstellt und mit zunehmender Beaufschlagungsdichte die abgeführte Wärme zunimmt. Die Temperaturverteilungen der Abbildung 6-8 bestätigen diese prinzipielle Aussage. Allerdings wird die Testsektion relativ gleichmäßig bei einem Tastgrad von 5% abgekühlt. Bei einem Tastgrad von 20 % hingegen hängt die lokale Kühlung stärker von der örtlichen Beaufschlagungsdichte ab.

Für die Bewertung des Kühlprozesses und vergleichende Untersuchungen wird zweckmäßigerweise eine mittlere Oberflächentemperatur definiert. Hierzu wird eine Fläche von 30 x 30 mm² ausgewertet. Dieser Bereich entspricht der wesentlich vom Spray beaufschlagten Fläche und wird nicht von Randkühleffekten des Probebleches beeinflusst. Die Untersuchungen der mittleren Durchmesser und Geschwindigkeiten der intermittierenden Sprays haben gezeigt, dass der Sauterdurchmesser um lediglich 5 % und die axiale Geschwindigkeit um 10 % in diesem Bereich variieren.

Die Abbildung 6-9 verdeutlicht exemplarisch den zeitlichen Verlauf der mittleren Temperatur, welcher sowohl durch die Phase der hohen zeitlichen Temperaturänderungen als auch durch die Phase mit nahezu konstanter Oberflächentemperatur gekennzeichnet ist. Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden in den folgenden Diagrammen nur die Anfangstemperaturen der Einzelimpulse dargestellt. Diese sind in Abbildung 6-9 durch Symbole hervorgehoben und werden als Eingangsgrößen zur Erstellung einer Spline-Kurve genutzt.

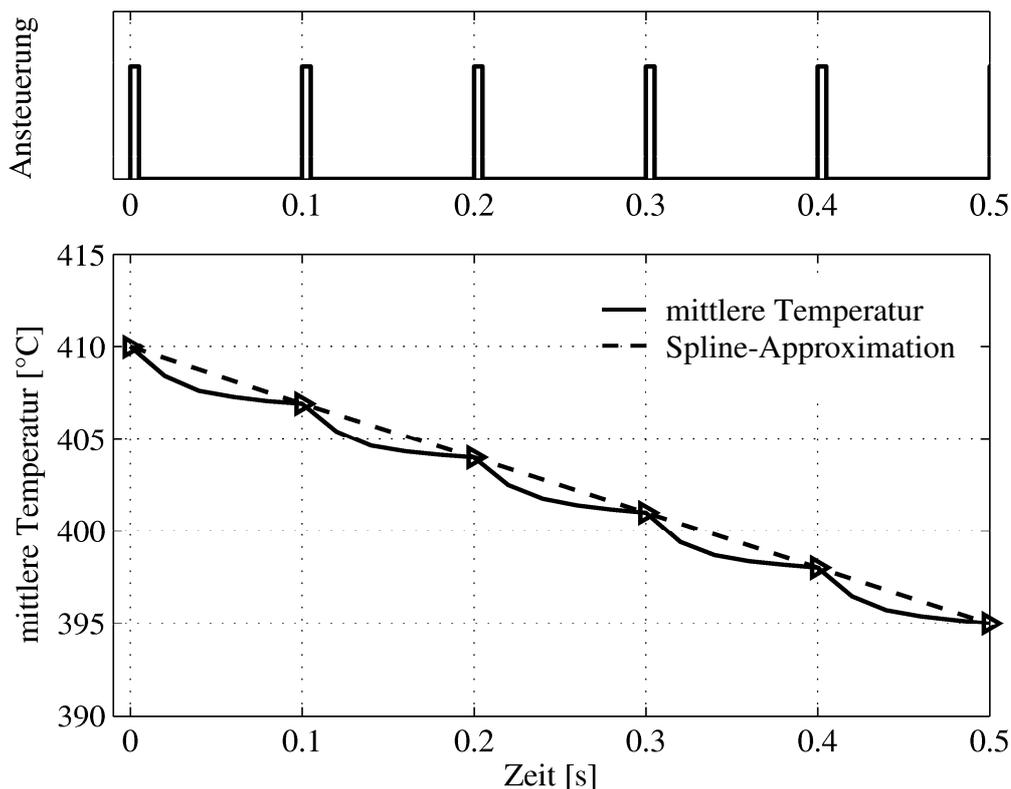


Abbildung 6-9: Prinzip der Darstellung der mittleren Temperatur

Die Abbildung 6-10 zeigt den Verlauf der mittleren Oberflächentemperatur in Abhängigkeit der Zeit für eine Serie von Einzelimpulsen für Impulsdauern zwischen 5 ms und 20 ms gemäß Tabelle 6-1 bei einem Tastgrad von 5 %. Hierbei führt die geringste untersuchte Impulsdauer von 5 ms zur stärksten Abkühlung der Oberfläche. Das Kühlpotential nimmt mit steigender Impulsdauer ab, wobei zwischen den Impulsdauern von 15 ms, 17,5 ms und 20 ms kein wesentlicher Unterschied festgestellt werden konnte. Um eine mittlere Temperatur von 340°C zu erreichen, werden bei einer Impulsdauer von 15 ms circa 13 Impulse benötigt. Diese Temperatur wird bei einer Impulsdauer von 5 ms schon nach 26 Impulsen erreicht. Das entspricht einer Einsparung an Kühlmittel von circa 30 %.

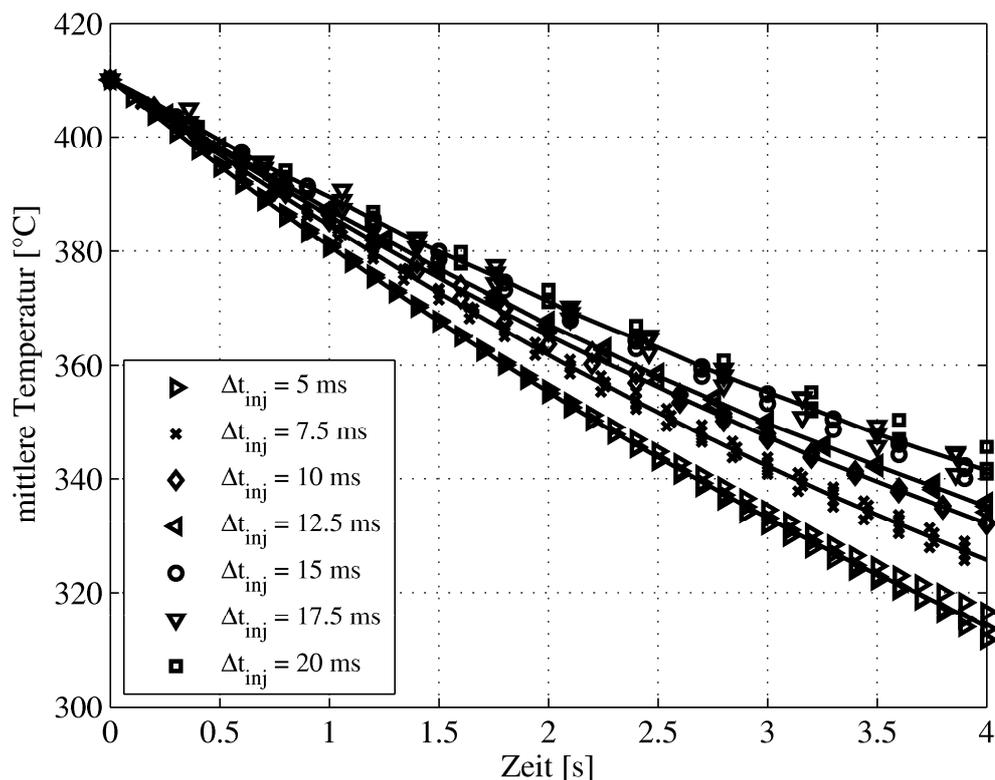


Abbildung 6-10: Änderung der mittleren Oberflächentemperatur für einen Tastgrad von 5 % und variierender Impulsdauer [23]

Die minimale Kühlmittelmenge $M_{\text{Kühl, min}}$ für eine Impulsdauer von 5 ms wird als Bezugsgröße für die relative Kühlmittelmenge festgelegt. Zur Bestimmung der relativen Kühlmittelmenge wird die benötigte Kühlmittelmenge, um eine mittlere Oberflächentemperatur von $\bar{\vartheta} = 340^\circ\text{C}$ zu erreichen, auf die minimale Kühlmittelmenge bezogen.

$$M_{\text{Kühl, relativ}} = \frac{M_{\text{Kühl, } \bar{\vartheta}=340^\circ\text{C}}(\Delta t_{\text{inj}})}{M_{\text{Kühl, min}}} \quad (6-5)$$

Die Abbildung 6-11 verdeutlicht das bestehende Einsparungspotential an Kühlmittel infolge einer zweckmäßigen intermittierenden Düsensteuerung.

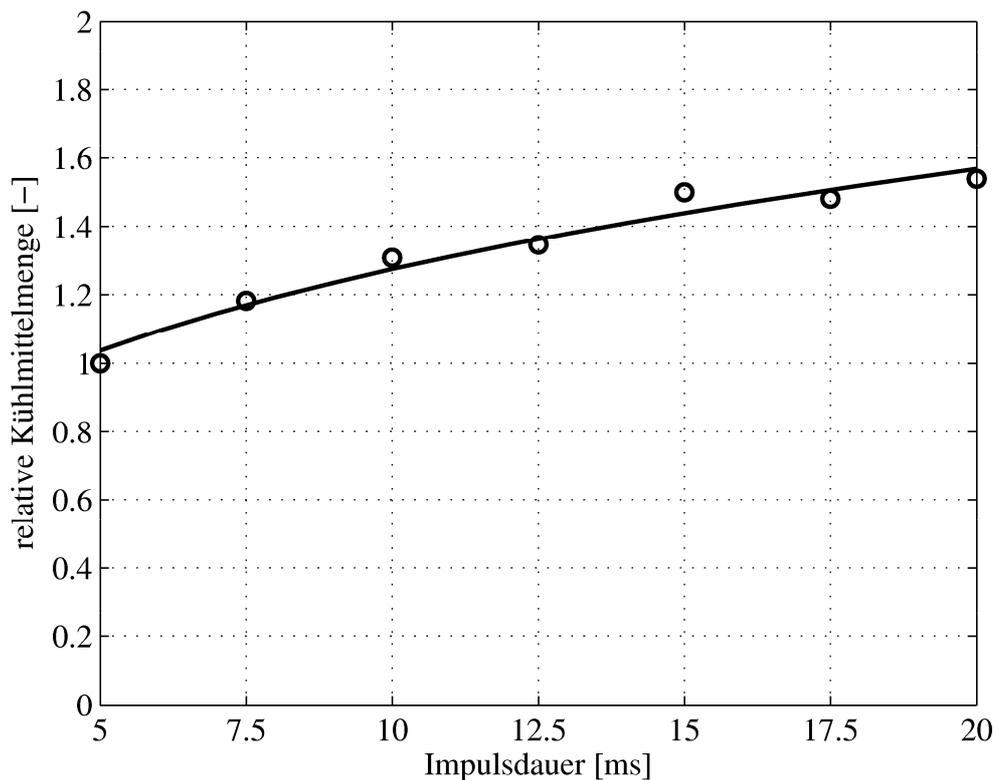


Abbildung 6-11: Relative Kühlmittelmenge in Abhängigkeit von der Impulsdauer

Die zeitlichen Verläufe der mittleren Temperaturen weisen eine ausgeprägte Nichtlinearität auf, welche auf die Abhängigkeit der abgeführten Wärme von der Oberflächentemperatur zurückzuführen ist. In Abbildung 6-12 ist die degressive Temperaturänderung der mittleren Oberflächentemperatur für eine Impulsdauer von 5 ms und einen Tastgrad von 5 % dargestellt und eine Einteilung in vier Kühlabschnitte vorgenommen. Die Messwerte eines jeden Abschnitts lassen sich durch Geraden beschreiben, deren Anstiege proportional zur Kühlgeschwindigkeit sind. Je höher der Betragswert des Anstiegs desto größer ist die Kühlgeschwindigkeit. Charakteristisch bei konstanten Werten des Tastgrades und der Impulsdauer ist damit ein stetiges Absinken der Kühlgeschwindigkeit. Soll diese zum Beispiel prozessbedingt konstant gehalten werden, so ist dies durch Erhöhung des Tastgrades bzw. der Frequenz während des Kühlprozesses möglich. Entsprechend Abbildung 6-12 wird dies durch eine schrittweise Erhöhung des Tastgrades bis auf 7 % erreicht. Dadurch lässt sich die Abkühlzeit um 20 % reduzieren bei gleicher Kühlmittelmenge. Dies zeigt wiederum die vorteilhaften Möglichkeiten zur Steuerung des Kühlprozesses bei Einsatz der intermittierenden Sprühkühlung.

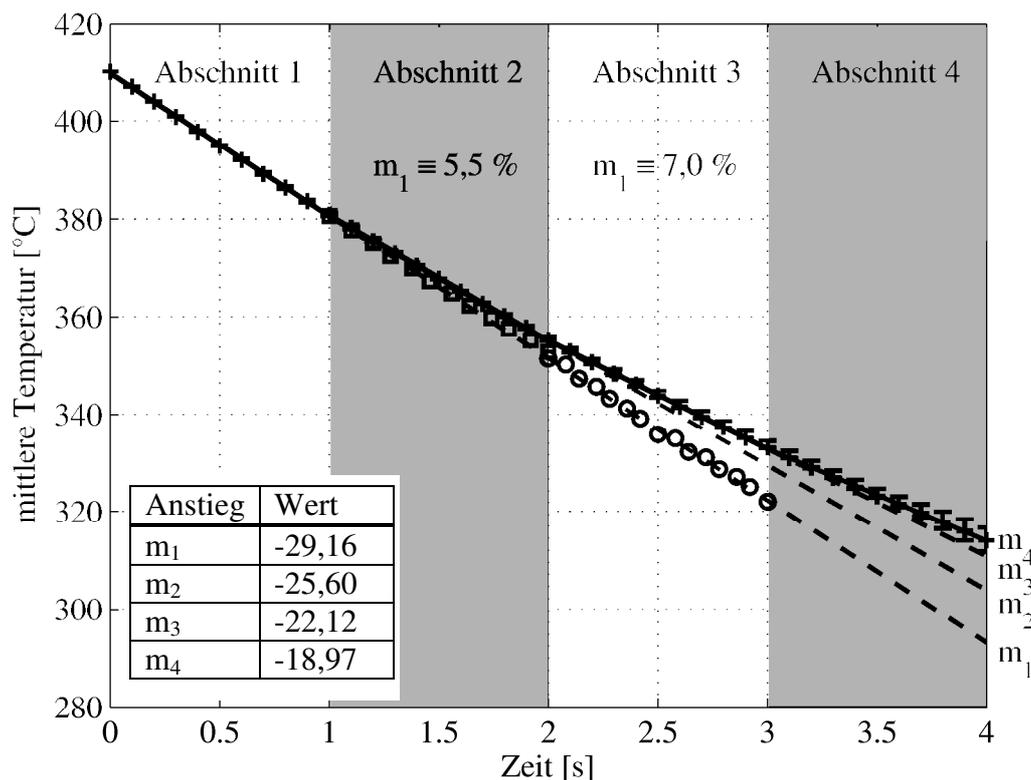


Abbildung 6-12: Degressive Änderung der mittleren Oberflächentemperatur für eine Impulsdauer von 5 ms und einen Tastgrad von 5 %

Der Einfluss der Frequenz auf den Kühlprozess wird in Abbildung 6-13 dargestellt. Hierfür wurde die erreichte Änderung der mittleren Oberflächentemperatur wiederum für jeweils gleich eingestellte Kühlmittelmengen nach einer Serie von Einzelimpulsen gemäß Tabelle 6-1 für die Impulsdauern von 5 ms bis 15 ms über dem Tastgrad aufgetragen. Dabei wird deutlich, dass sich die erzielte Abkühlung mit Zunahme der Impulsdauer verringert und asymptotisch verhält. Bei Tastgraden größer 35 % ist ein Einfluss der Injektionszeit vernachlässigbar. Weiterhin weist die geringere Temperaturänderung mit zunehmendem Tastgrad darauf hin, dass die pro Impuls versprühte Kühlmittelmengen nicht vollständig verdampft, so dass sich über dem Dampffilm ein Flüssigkeitsfilm ausbildet, der einen weiteren Widerstand für den Wärmetransport darstellt. Die mit steigender Frequenz abnehmende Kühlmittleffizienz ist ebenso ein Faktor für die geringere mittlere Temperaturänderung. Gleichzeitig beeinflusst die Frequenz nicht nur die Schnelligkeit des Kühlprozesses sondern auch maßgeblich dessen Gleichmäßigkeit (vergleiche Abbildung 6-8). Große lokale Temperaturänderungen würden im Werkstück zu thermischen Spannungen und Verzug führen. Die optimale Frequenz bzw. der Tastgrad in Bezug auf eine größtmögliche Abkühlung verschiebt sich mit zunehmender Im-

pulsdauer zu höheren Werten des Tastgrades. Prinzipiell wurde eine maximale Wärmeabfuhr für Tastgrade unterhalb von 15 % bzw. für Frequenzen kleiner als 10 Hz erreicht.

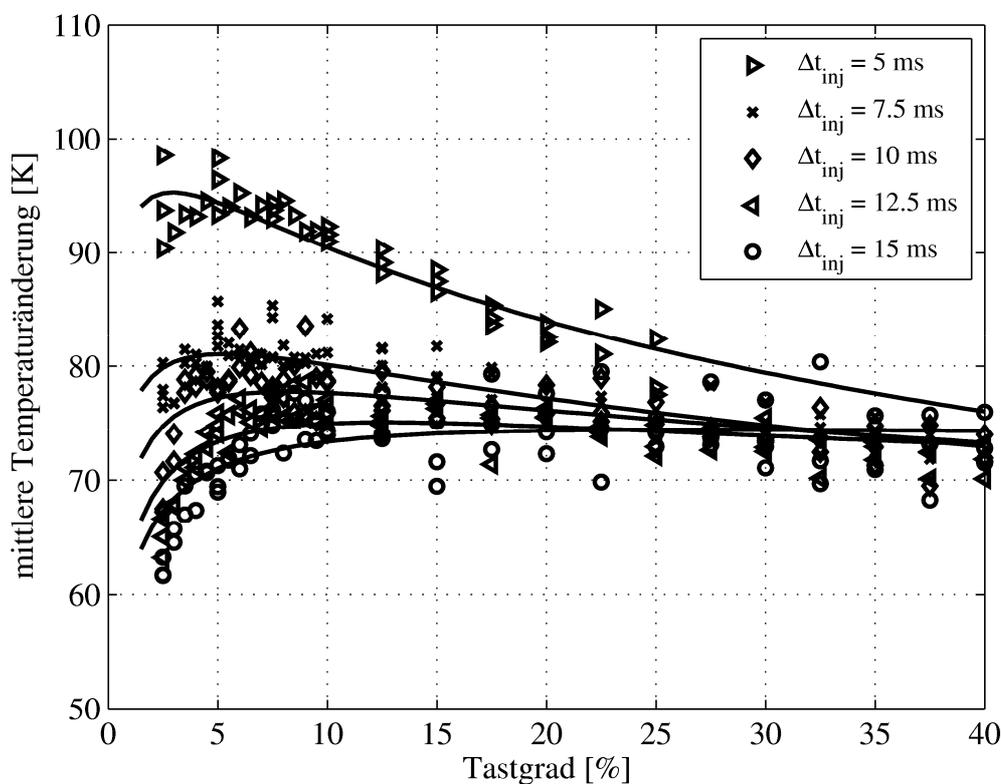


Abbildung 6-13: Mittlere Temperaturänderung in Abhängigkeit von der Frequenz für variierende Impulsdauern [23]

6.4 Lage des Leidenfrostpunktes

Für die vergleichenden Untersuchungen der unterschiedlichen Betriebsparameter wird die Leidenfrosttemperatur als Wendepunkt der Abkühlkurve festgelegt. Eine genauere Beschreibung erfordert ein inverses Lösungsverfahren, welches nicht Gegenstand dieser Arbeit sein soll.

Mit Hilfe der Anfangstemperaturen der Einzelimpulse wird ein Polynom 10. Ordnung aufgestellt. Dieses gibt am genauestens den interessierenden Bereich wieder. Allerdings steigt mit zunehmender Ordnung des Polynoms die Anzahl der Wendepunkte. Der Befehl *polyder* ermöglicht die Bestimmung der zweiten und dritten Ableitung des Polynoms in Matlab. Aus den Nullstellen der zweiten Ableitung werden die imaginären Ergebnisse verworfen und die übrigen auf die hinreichende Bedingung $f'''(\vartheta) \neq 0$ überprüft. Aus den mathematisch gültigen Wendepunkten des Polynoms wird schließlich die

Leidenfrosttemperatur ausgewählt. Die Abbildung 6-14 zeigt das Vorgehen bei der Bestimmung der Leidenfrosttemperatur.

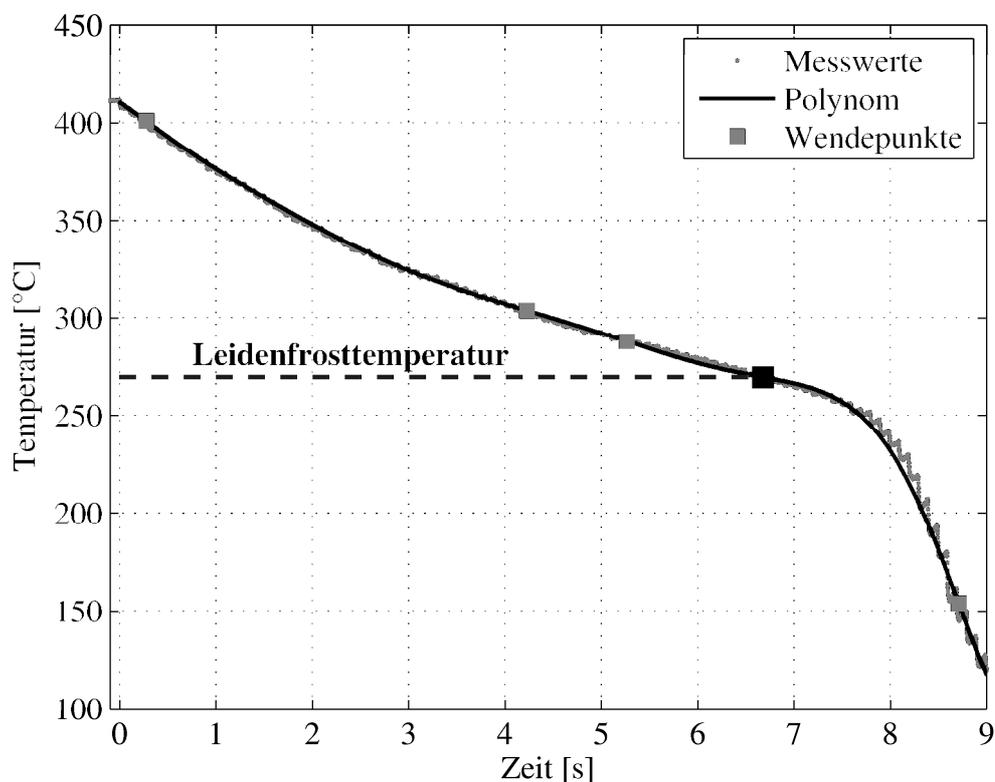


Abbildung 6-14: Vorgehen bei der Bestimmung der Leidenfrosttemperatur

In Abbildung 6-15 sind die aus dem Temperatur-Zeit-Verlauf ermittelten Leidenfrosttemperaturen in Abhängigkeit der Beaufschlagungsdichte aufgetragen. Die Impulsdauer beträgt in den vier Versuchsreihen¹¹ 5 ms und der Tastgrad 40 %, so dass ein sehr weites Spektrum an Beaufschlagungsdichten abgedeckt werden kann. Eine Abhängigkeit von der Beaufschlagungsdichte bei vorgegebenen Versuchsparametern – Impulsdauer und Frequenz – kann innerhalb der Fehlergrenzen von $\pm 6\%$ nicht festgestellt werden. Die mittlere Leidenfrosttemperatur beträgt $284^{\circ}\text{C} \pm 17\text{K}$. Folglich kann jedem Betriebsparametersatz bestehend aus Impulsdauer, Frequenz, Düsenvordruck sowie Abstand zwischen Versuchsblech und Düse eine bestimmte mittlere Leidenfrosttemperatur zugeordnet werden. Es sei an dieser Stelle noch einmal vermerkt, dass bei den lokalen Temperaturänderungen, welche von der örtlichen Beaufschlagungsdichte abhängen, der Einfluss der Wärmeleitung nicht mehr ausgeschlossen werden kann.

¹¹ Der Abbildung 6-15 liegen circa 3000 Messwerte aus insgesamt vier Versuchen zu Grunde. Diese wurde aus Gründen der Reproduzierbarkeit durchgeführt und liegen zeitlich weit auseinander. Zum Teil erfolgte ein Austausch des Probebleches.

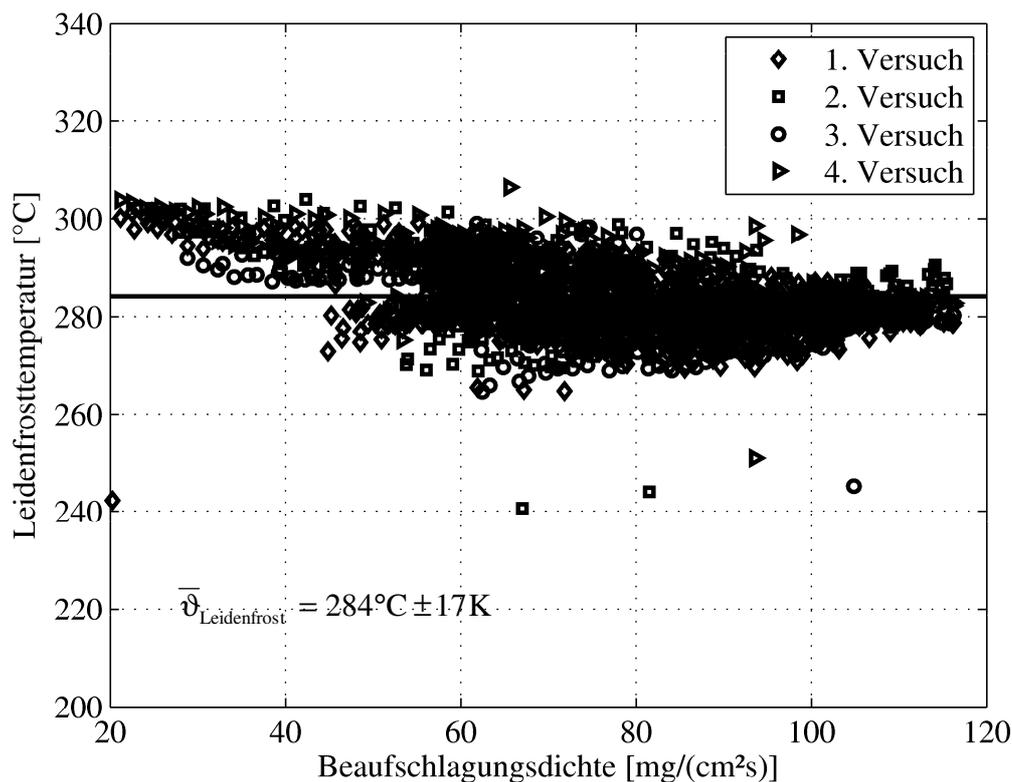


Abbildung 6-15: Einfluss der Leidenfrosttemperatur von der Beaufschlagungsdichte für eine Impulsdauer von 5 ms und einen Tastgrad von 40 %

In Abbildung 6-16 ist die gemittelte Leidenfrosttemperatur in Abhängigkeit vom Tastgrad für alle untersuchten Impulsdauern aufgetragen. Mit zunehmendem Tastgrad und damit zunehmender Beaufschlagungsdichte verschiebt sich die Leidenfrosttemperatur zu höheren Oberflächentemperaturen. Diese Ergebnisse stimmen mit den Beobachtungen von Yao und Cox [79] sowie Cowart und Cheng [15] überein. Eine Abnahme der Leidenfrosttemperaturen für Frequenzen größer als 15 Hz für eine Impulsdauer von 5 ms bzw. Frequenzen größer als 18 Hz für eine Impulsdauer von 10 ms wie von Panão und Moreira [52] berichtet, kann nicht bestätigt werden.

Ein Einfluss der Impulsdauer auf die Lage des Leidenfrostpunktes wird nur in den Grenzen von 5 ms bis 15 ms beobachtet. Eine weitere Steigerung der Impulsdauer auf 17,5 ms bzw. 20 ms führte zu keiner weiteren Zunahme der Leidenfrosttemperatur.

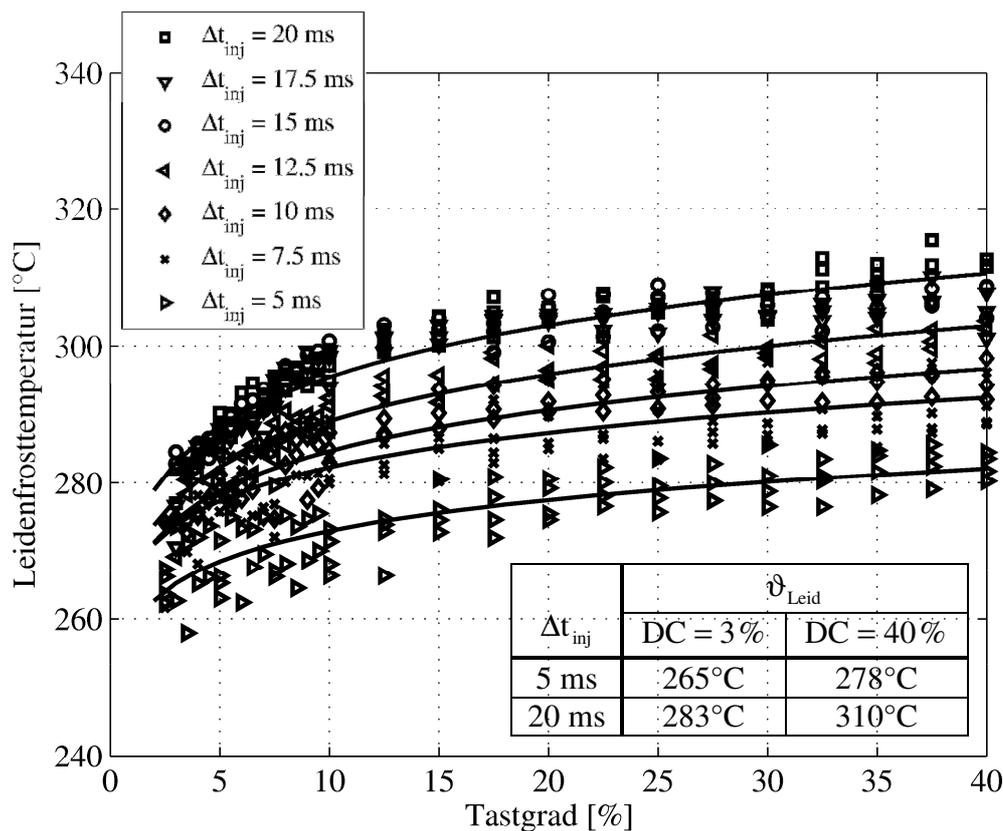


Abbildung 6-16: Leidenfrosttemperatur in Abhängigkeit des Tastgrades

6.5 Analyse des Wärmeübergangskoeffizienten

Der Wärmeübergangskoeffizient wird gemäß Abschnitt 4.3.4 im Bereich des stabilen Filmsiedens oberhalb der Leidenfrosttemperatur bestimmt. Die thermographisch aufgezeichneten Temperaturverläufe¹² umfassen alle vier Siederegime und müssen mit Hilfe eines Abbruchkriteriums im Auswertungsalgorithmus zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten auf den Bereich des stabilen Filmsiedens begrenzt werden. Das Abbruchkriterium orientiert sich an der Leidenfrosttemperatur. Diese variiert sowohl mit der Impulsdauer als auch mit der Frequenz bzw. mit dem Tastgrad (vergleiche Abbildung 6-16). Daher wird für jede Impulsdauer eine gesonderte Abbruchtemperatur festgelegt. Diese entspricht der Leidenfrosttemperatur für einen Tastgrad von 40% zusätzlich einem Wert von circa 10 K. Somit ergibt sich eine Abbruchtemperatur von circa 290°C für eine Impulsdauer von 5 ms und eine Abbruchtemperatur für den Auswertalgorithmus von circa 320°C für eine Impulsdauer von 20 ms, die für die gesamte Test-

¹² Die thermographisch aufgezeichneten Temperaturen werden korrigiert und geglättet (vergleiche Abschnitt 4.3.3).

sektion abzüglich Randbereich nicht unterschritten sein darf.

Den zeitlichen Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten für einen Einzelimpuls und den dazugehörigen Temperaturverlauf zeigt die Abbildung 6-17 für drei unterschiedliche Beaufschlagungsdichten $\dot{m}(\Delta t_{inj}, DC, x, y)$.

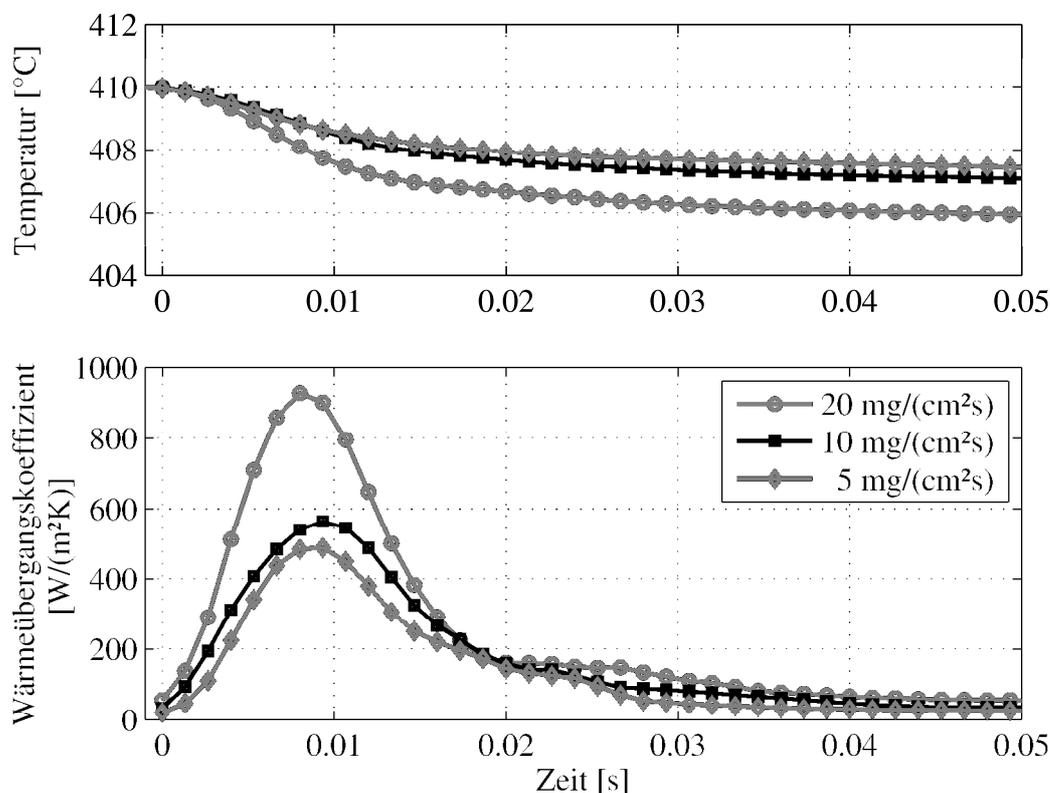


Abbildung 6-17: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient eines Einzelimpulses in Abhängigkeit der Beaufschlagungsdichte für eine Impulsdauer von 7,5 ms und einen Tastgrad von 5 % [24]

Den transienten Temperaturprofilen eines Einzelimpulses konnten zwei zeitliche Abschnitte zugeordnet werden (vergleiche Kapitel 6.2). Die erste Phase korreliert zeitlich mit dem Tropfenaufrall und ist durch hohe zeitliche Temperaturänderungen gekennzeichnet. Die hohen, zeitlich variierenden Temperaturänderungen führen zu einem glockenförmigen Verlauf der Wärmeübergangskoeffizienten. Die Blechabkühlung steigt mit Zunahme der Beaufschlagungsdichte, so dass sich die Maxima des Wärmeübergangskoeffizienten zu höheren Werten verschieben. Ein Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf die Länge der ersten Phase oder auf die zeitliche Ausbildung des Maximums des Wärmeübergangskoeffizienten eines Einzelimpulses konnte nicht festgestellt werden. Die Beaufschlagungsdichte wirkt sich lediglich auf die Höhe des Maximums aus.

In der zweiten Phase hingegen sind die Temperaturen und die dazugehörigen Wärme-

übergangskoeffizienten nahezu konstant und es liegt ein Gleichgewicht zwischen zu- und abgeführter Wärme vor. Der Wärmeübergang in der zweiten Phase ist scheinbar unabhängig von der lokalen Beaufschlagungsdichte bei konstanter mittlerer Beaufschlagung ($DC = \text{konst.}$) des Probebleches.

Die Abbildung 6-18 verdeutlicht den Einfluss der Impulsdauer auf den Wärmeübergang, wobei sowohl die Frequenz bzw. der Tastgrad als auch die Beaufschlagungsdichte konstant gehalten werden.

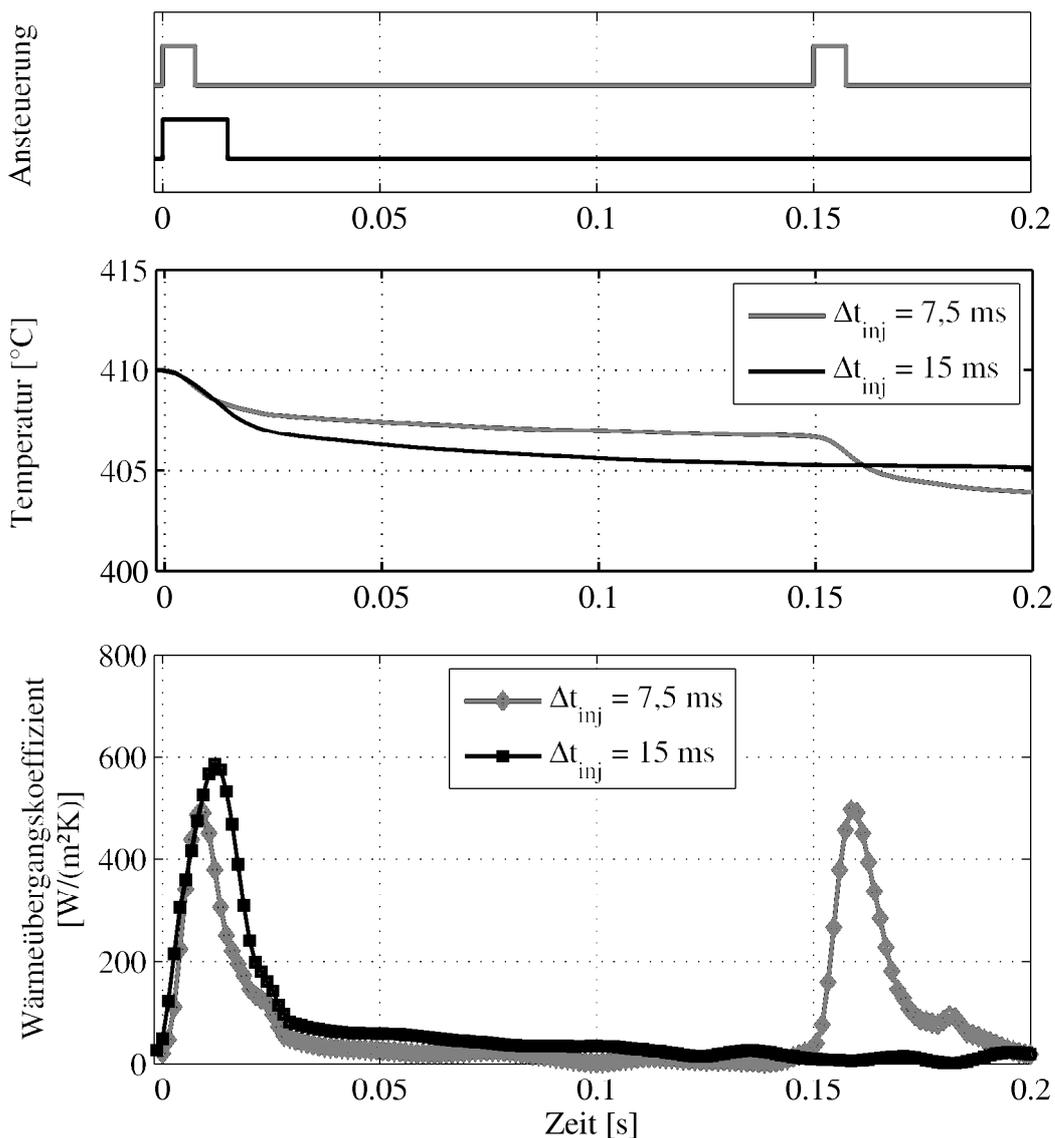


Abbildung 6-18: Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient eines Einzelimpulses in Abhängigkeit der Impulsdauer für einen Tastgrad von 5 % und eine Beaufschlagungsdichte von $5 \text{ mg}/(\text{cm}^2\text{s})$

Bereits die Abbildung 6-4 verdeutlichte, dass die Kühlwirkung von mehreren kurzen

Impulsen höher ist als die eines einzelnen langen Impulses. Die Temperaturänderung der ersten Phase des Wärmeübergangs wird wesentlich von der Impulsdauer beeinflusst. Folglich führt eine erhöhte Impulsdauer zu höheren Maximalwerten des Wärmeübergangskoeffizienten, welcher sich auf der Zeitachse nach rechts verschiebt. Allerdings liegt kein linearer Zusammenhang zwischen Impulsdauer und der Höhe des Maximalwertes des Wärmeübergangskoeffizienten vor. Dies deutet auf eine Abhängigkeit der Kühleffizienz von der Impulsdauer hin. Die Impulsdauer beeinflusst weiterhin nur unwesentlich die zeitliche Ausdehnung des glockenkurvigen Verlaufs des Wärmeübergangskoeffizienten.

Für den repräsentativen Vergleich der ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten unterschiedlicher intermittierender Betriebsparameter wurde ein zeitlich gemittelter Wärmeübergangskoeffizient definiert. In Abbildung 6-19 ist der Temperaturverlauf und der zeitlich gemittelte Wärmeübergangskoeffizient für eine exemplarisch ausgewählte Abkühlsequenz dargestellt.

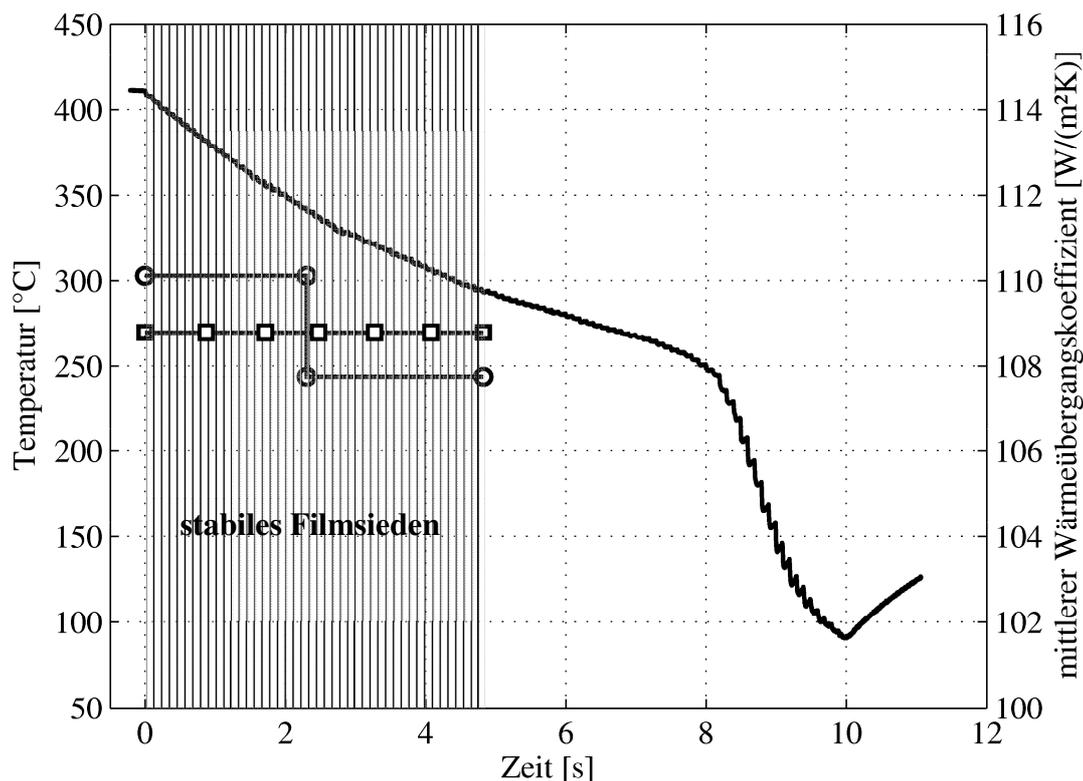


Abbildung 6-19: Exemplarischer Temperaturverlauf und zeitlich gemittelter Wärmeübergangskoeffizient für eine Impulsdauer von 5 ms und einen Tastgrad von 5 %

Der Zeitabschnitt reicht dabei vom Sprühbeginn bis zum erstmaligen Erreichen der für die Auswertung im stabilen Filmsiedebereich festgelegten Grenztemperatur oberhalb

der Leidenfrosttemperatur. Diese zeitliche Mittelung der Wärmeübergangskoeffizienten ist bei kontinuierlichen Sprays aufgrund der relativen Unabhängigkeit von der Oberflächentemperatur im stabilen Filmsieden durchaus üblich [45],[65],[69]¹³.

Eine Einteilung des Bereiches des stabilen Filmsiedens in Abbildung 6-19 in zwei Abschnitte zeigt, dass mit Abnahme der Oberflächentemperatur der gemittelte Wärmeübergangskoeffizient nur um 2 % abnimmt. Dies ist auf die Abnahme der Temperaturänderung pro Impuls zurückzuführen. Die Abbildung 6-20 zeigt exemplarisch den Temperatursprung eines Einzelimpulses für eine Oberflächentemperatur von 410°C und 311°C.

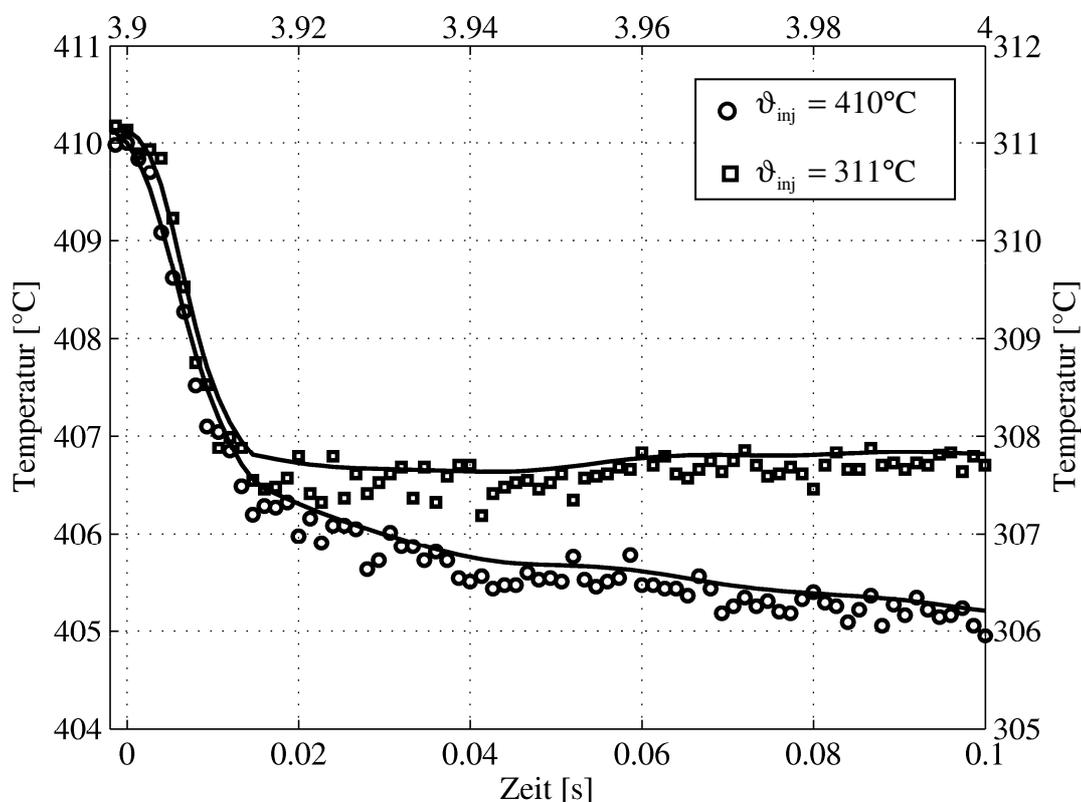


Abbildung 6-20: Temperaturverlauf für unterschiedliche Oberflächentemperaturen

Die Abbildung 6-21 zeigt die Verteilungen der zeitlich gemittelten Wärmeübergangsko-

¹³ Analog zur flächengemittelten Temperatur (vergleiche Abschnitt 6.3) lässt sich ein flächengemittelten Wärmeübergangskoeffizient definieren. Für einen Tastgrad von 5 % ergeben sich Werte von circa 80 W/(m²K) bis 110 W/(m²K) in Abhängigkeit von der Impulsdauer, wobei die kleinste untersuchte Impulsdauer von 5 ms die höchsten Werte aufweist. Der Wärmeübergangskoeffizient ist eine zeitbezogene Größe und nimmt folglich mit abnehmender Kühlzeit höhere Werte an. Mit Zunahme des Tastgrades, welcher sich indirekt proportional zur Kühlzeit verhält, steigt der flächenbezogene Wärmeübergangskoeffizient auf Werte von circa 540 W/(m²K) bei einem Tastgrad von 40 % an. Eine Darstellung des flächengemittelten Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit vom Tastgrad in Anlehnung an Abbildung 6-13 eignet sich daher nicht, um den Effekt der intermittierenden Betriebsparameter und speziell den Einfluss der Impulsdauer auf den Wärmeübergangskoeffizienten graphisch zu verdeutlichen.

effizienten und die dazugehörige Verteilung der Beaufschlagungsdichten für eine Impulsdauer von 5 ms und einen Tastgrad von 5 % bzw. 20 %.

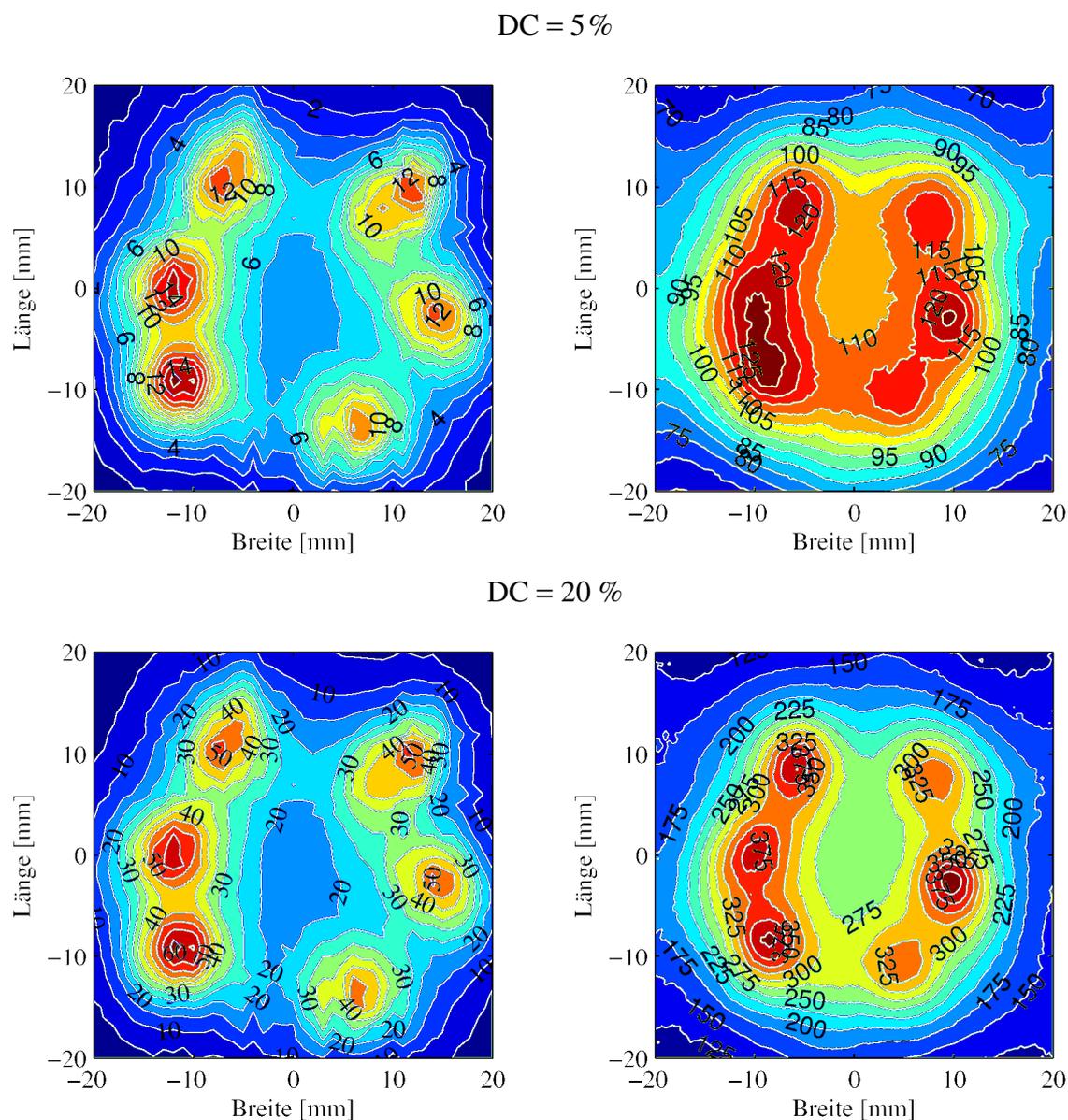


Abbildung 6-21: Beaufschlagungsdichte [$\text{mg}/(\text{cm}^2\text{s})$] (links) und zeitlich gemittelter Wärmeübergangskoeffizient [$\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$] (rechts) für eine Impulsdauer von 5 ms

Wie bereits in Unterkapitel 6.3 beschrieben, bestimmt die Frequenz bzw. der Tastgrad maßgeblich die Gleichmäßigkeit eines Kühlprozesses. Ein Tastgrad von 5 % führt zu relativ gleichmäßiger Kühlung, was sich in der Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten widerspiegelt. Für einen Tastgrad von 20 % stellt sich eine stärker ausgeprägte Abhängigkeit zwischen örtlicher Beaufschlagungsdichte und lokalem Wärmeübergangskoeffizienten ein.

Die Kenntnis der Verteilung der Beaufschlagungsdichte und des Wärmeübergangskoeffizienten erlaubt eine Zuordnung der beiden Größen. Das Ergebnis ist in Abbildung 6-22 für eine Impulsdauer von 5 ms und einen Tastgrad von 5 % dargestellt. Diesem Diagramm liegen circa 3500 Messwerte aus insgesamt vier Versuchen zu Grunde. Diese wurden aus Gründen der Reproduzierbarkeit durchgeführt und liegen zeitlich weit auseinander. Zum Teil erfolgte ein Austausch des Probebleches¹⁴.

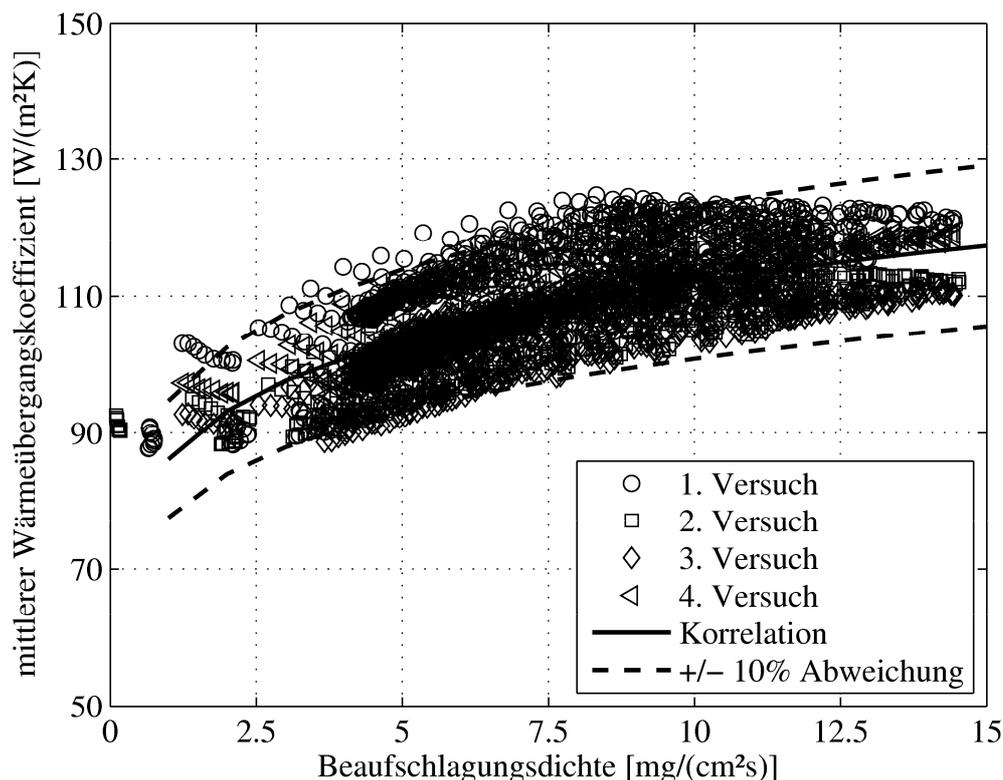


Abbildung 6-22: Zeitlich gemittelter Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit von der Beaufschlagungsdichte für eine Impulsdauer von 5 ms und einen Tastgrad von 5 %

Die aus Sprühkühlungsexperimenten mit kontinuierlichen Sprays hervorgegangenen Korrelationen beschreiben häufig die Abhängigkeit von der Beaufschlagungsdichte mit einem Potenzansatz

$$\alpha_{\text{Spray, konti}} \propto \dot{m}^\beta \quad (6-6)$$

Der Exponent β wird von den einzelnen Autoren mit unterschiedlichen Werten belegt. Diese liegen in der Größenordnung von $\beta = 0,616$ [42] bis hin zur theoretischen Grenze

¹⁴ Materialverzug in der Testsektion erforderte ein Austauschen des Probebleches. Die eingesetzten Bleche sind alle vom gleichen Coil.

von $\beta = 1$ [45],[65], die sich bei vollständiger Verdampfung der Flüssigkeit einstellen würde. Bei den Sprühhühlungsversuchen mit intermittierenden Sprays kann ebenfalls ein analoger Zusammenhang zwischen Beaufschlagungsdichte und dem zeitlich gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten angegeben werden. Dieser ist allerdings deutlich schwächer ausgebildet im Vergleich zu den Literaturangaben der kontinuierlichen Sprays und weist eine Abhängigkeit von der Impulsdauer und der Frequenz bzw. dem Tastgrad auf.

Die Abbildung 6-23 zeigt die Abhängigkeit des zeitlich gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten von der Beaufschlagungsdichte für Impulsdauern zwischen 5 ms und 20 ms bei einem Tastgrad von 5 %.

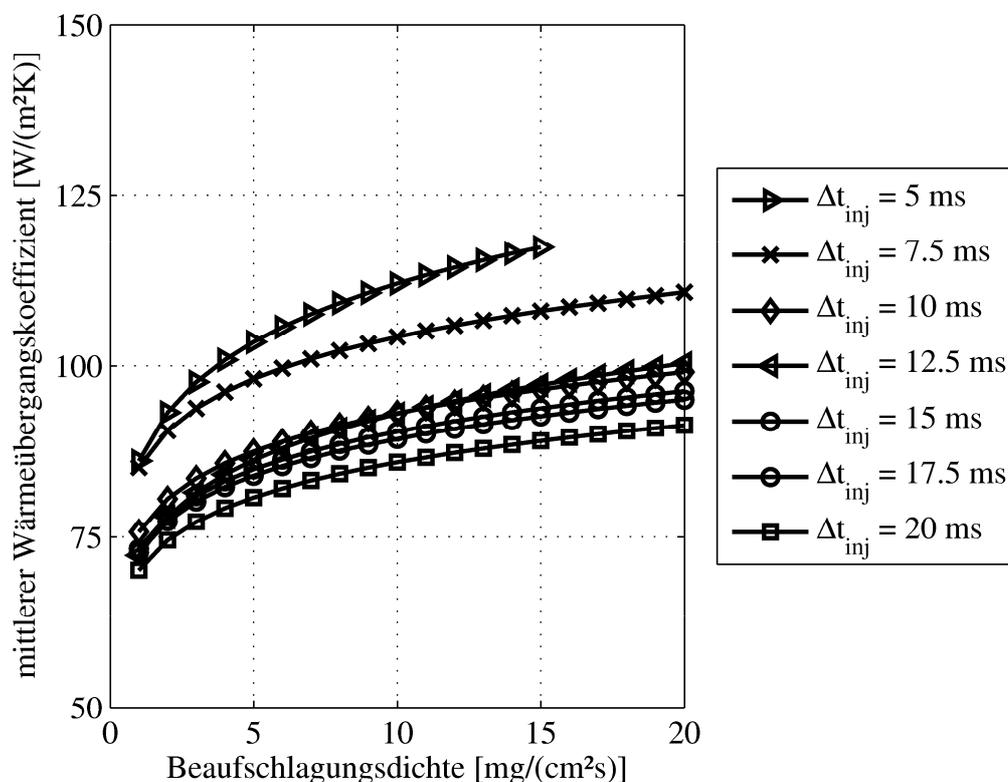


Abbildung 6-23. Zeitlich gemittelter Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit von der Beaufschlagungsdichte für einen Tastgrad von 5 %

Der geringsten untersuchten Impulsdauer von 5 ms sind die höchsten mittleren Wärmeübergangskoeffizienten bei gleicher Beaufschlagungsdichte zuzuordnen. Allgemein steigt der mittlere Wärmeübergangskoeffizient mit Abnahme der Impulsdauer. Für eine Beaufschlagungsdichte von $10 \text{ mg}/(\text{cm}^2\text{s})$ beträgt die Differenz des erzielten Wärmeübergangskoeffizienten zwischen der kleinsten und höchsten untersuchten Impulsdauer circa $25 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Das entspricht einer Erhöhung des Wärmeübergangs von ungefähr

30 %. Der erzielte Steigerungseffekt ist größer als die durch eine Verdopplung der Tropfengeschwindigkeit bei sonst konstanten Parametern erreichbare Erhöhung des Wärmeübergangs [69].

Die Abbildung 6-24 stellt die Abhängigkeit des zeitlich gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten von der Beaufschlagungsdichte für einen auf 20 % erhöhten Tastgrad und eine damit erhöhte mittlere Flüssigkeitsbeaufschlagungsdichte dar. Die geringste untersuchte Impulsdauer weist auch in diesem Fall die höchsten Werte des mittleren Wärmeübergangskoeffizienten auf. Zwischen den weiteren untersuchten Impulsdauern von 7,5 ms bis 20 ms konnte kein Einfluss der Impulsdauer auf den Wärmeübergang festgestellt werden. Diese Ergebnisse korrelieren mit den Erkenntnissen der Analyse der mittleren Oberflächentemperaturen (vergleiche Abbildung 6-13). Ein vernachlässigbarer Einfluss der Impulsdauer auf den Wärmeübergang wurde ab einem Tastgrad von 35 % beobachtet.

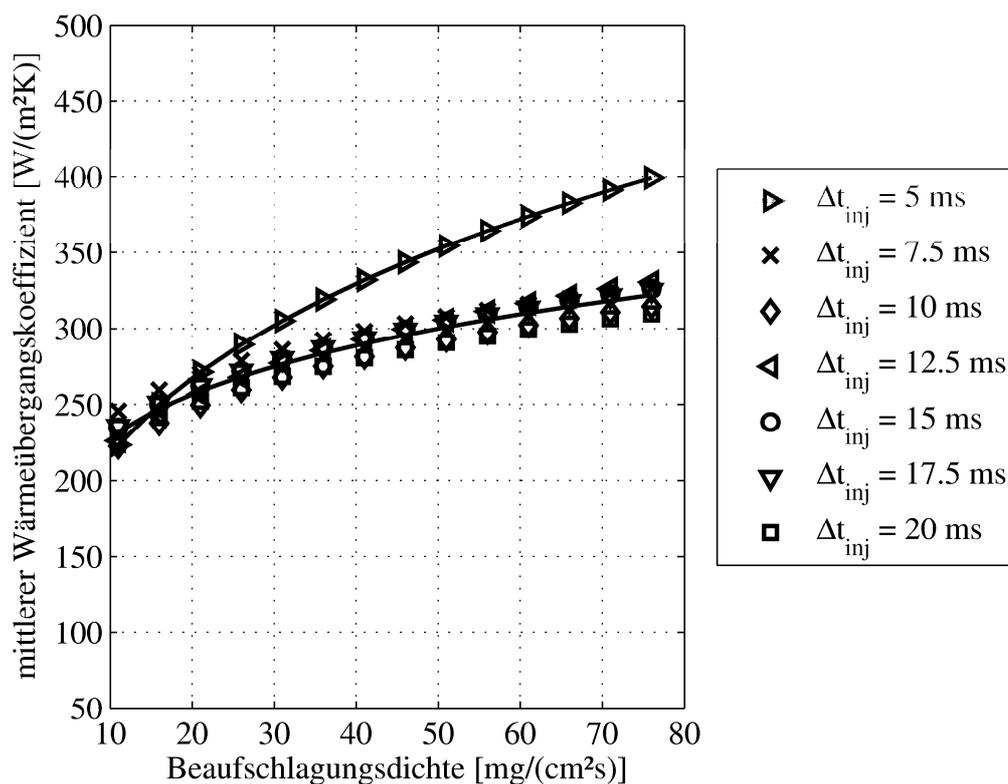


Abbildung 6-24: Zeitlich gemittelter Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit von der Beaufschlagungsdichte für einen Tastgrad von 20 %

Zu den Einflussparametern bei der intermittierenden Sprühkühlung bei niedrigen Tastgraden zählen die Impulsdauer, die Frequenz und die Beaufschlagungsdichte. Bei höheren Tastgraden ($DC \geq 35\%$) reduziert sich die Anzahl der Einflussgrößen auf die Be-

aufschlagungsdichte sowie die bei den vorliegenden Versuchen konstant gehaltenen mittleren Werte der Geschwindigkeit und des Durchmessers.

7 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde die intermittierende Sprühkühlung heißer Oberflächen oberhalb der Leidenfrosttemperatur untersucht. Hierbei können hohe Wärmeströme bei geeigneter Kombination der intermittierenden Betriebsparameter, Impulsdauer und Frequenz, bei verbesserter Kontrolle des Kühlprozesses erreicht werden. Die vorliegende Arbeit konzentriert sich neben der Ermittlung der Leidenfrosttemperatur auf die Analyse der zeitlich aufgelösten Verläufe der Temperatur und des Wärmeübergangskoeffizienten. Hauptziel der Arbeit ist dabei die Bewertung des Einflusses der an den intermittierenden Betrieb gebundenen zusätzlichen Parameter Impulsdauer und Frequenz auf die genannten Größen. Eine geeignete Definition einer mittleren Temperatur und eines mittleren Wärmeübergangskoeffizienten erlaubt die Beurteilung der Effizienz des Kühlprozesses. Die vorgenommenen Untersuchungen besitzen Grundlagencharakter und beschreiben die Kühlung einer horizontalen Platte. Die eingesetzte Testsektion ist ein 0,3 mm dickes ebenes Inconel 600 - Blech, das mittels direkter elektrischer Beheizung auf eine anfängliche stationäre Wandtemperatur im Bereich des stabilen Filmsiedens von circa 400°C erhitzt wird. Der instationäre Temperaturverlauf eines Kühlprozesses mit Wasser als Kühlmedium wird als Sequenz von Einzelbildern thermographisch aufgezeichnet. Die Temperaturinformationen dienen als Eingangsgrößen zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten für den Bereich des stabilen Filmsiedens bis circa 300°C. Variiert werden die Impulsdauer von 5 ms bis 20 ms und der Tastgrad, definiert als Produkt der Impulsdauer und der Frequenz, von 2,5% bis 40 %.

Die Spraycharakteristik wurde mit einem 2D-Phasen-Doppler-Anemometer und einem Patternator gemessen. Eine Abhängigkeit der Tropfengröße- und Tropfengeschwindigkeitsverteilung von der Impulsdauer oder Frequenz konnte bei den vorgenommenen Parametervariationen nicht festgestellt werden. Eine sensible Variation der Beaufschlagungsdichte mittels Impulsdauer und Frequenz beeinflusst somit nicht die Sprayparameter. Der Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergang kann somit bei Konstanz der weiteren Einflussparameter untersucht werden, was ein wesentliches Merkmal der vorliegenden Arbeit ist.

Die Leidenfrosttemperatur wurde aus den instationären Temperaturverläufen ermittelt. Mit Zunahme der Beaufschlagungsdichte nimmt die Leidenfrosttemperatur zu. Zwischen beiden Größen konnte ein analoger Zusammenhang zu kontinuierlichen Sprays

festgestellt werden. Für Impulsdauern von 5 ms bis 15 ms verschiebt sich der Leidenfrostpunkt mit steigender Impulsdauer zu höheren Temperaturwerten. Für Impulsdauern größer als 15 ms konnte keine weitere Abhängigkeit der Leidenfrosttemperatur von der Impulsdauer beobachtet werden.

Die Analyse der lokalen Oberflächentemperaturen erlaubt eine Einteilung des auf den Einzelimpuls bezogenen Wärmeübergangs in zwei Bereiche. Zeitgleich mit dem Sprayaufprall werden hohe zeitliche Temperaturänderungen registriert. Diese Periode dauert prinzipiell länger als die Impulsdauer an, nimmt aber nicht linear mit der Impulsdauer zu. Der Großteil der Wärme wird in den ersten Millisekunden nach dem Aufprall übertragen. Die Höhe der übertragenen Wärme wird wesentlich von der Impulsdauer, der lokalen Beaufschlagungsdichte und der Oberflächentemperatur beeinflusst. Nach der Periode mit hohen zeitlichen Temperaturänderungen schließt sich ein Temperaturplateau an. Dessen Länge wird maßgeblich durch die Frequenz des Kühlprozesses bestimmt. Die Analyse der Einzelimpulse ergab weiterhin, dass die drei kleinsten untersuchten Impulsdauern von 5 ms, 7,5 ms und 10 ms in Abhängigkeit von der lokalen Beaufschlagungsdichte die höchsten Abkühlungen bei gleicher Kühlmittelmenge erzielen. Die Beurteilung der Gesamtkühlwirkung ist abhängig von der Verteilung der Beaufschlagungsdichte über der gesamten Testsektion. Die Einführung einer örtlich gemittelten Temperatur erlaubt die Bewertung des gesamten Kühlprozesses. Für Tastgrade von 2,5 % bis 40 % hat sich herauskristallisiert, dass die kleinste untersuchte Impulsdauer von 5 ms zur stärksten Abkühlung der Oberfläche bei gleicher eingesetzter Kühlmittelmenge führt. Das Kühlpotential sinkt mit Zunahme der Impulsdauer. Für Impulsdauern größer als 15 ms konnte kein weiterer Einfluss der Impulsdauer auf den Wärmeübergang nachgewiesen werden. Die gleiche Wärme kann mit einer Impulsdauer von 5 ms mit bis zu 30 % weniger Kühlmittel abgeführt werden im Vergleich zu einer Impulsdauer von 20 ms bei identischem Tastgrad.

Mit zunehmender Frequenz bzw. zunehmendem Tastgrad verschlechtert sich die Kühlwirkung. Dies deutet darauf hin, dass die pro Impuls versprühte Kühlmittelmenge nicht vollständig verdampft und sich ein Flüssigkeitsfilm über der charakteristischen Dampfschicht des Filmsiederegimes ausbildet. Der Flüssigkeitsfilm stellt einen weiteren Widerstand für den Wärmetransport dar und würde den verschlechterten Wärmeübergang bei höheren Tastgraden erklären. Bei Tastgraden größer als 35 % ist weiterhin der Einfluss der Impulsdauer auf den Wärmeübergang vernachlässigbar. Eine optimale Frequenz in Bezug auf eine größtmögliche Abkühlung sollte kleiner als 10 Hz gewählt werden.

Die Auswertung einer definierten Fläche ergab weiterhin, dass die Frequenz nicht nur die Schnelligkeit der Kühlung sondern auch maßgeblich dessen Gleichmäßigkeit bestimmt. Niedrige Tastgrade führen zu einer relativ gleichmäßigen Abkühlung. Für hohe Tastgrade hängt die lokale Kühlung ausgeprägter von der Beaufschlagungsdichte ab. Dieser Effekt wurde für alle untersuchten Impulsdauern beobachtet.

Ein stetiges Absinken der Kühlgeschwindigkeit während des Kühlprozesses - aufgrund der abnehmenden Temperaturänderung pro Impuls mit sinkender Oberflächentemperatur - ist charakteristisch für einen definierten Tastgrad und eine definierte Impulsdauer. Soll die Kühlgeschwindigkeit prozessbedingt konstant gehalten werden, so ist dies durch Erhöhung des Tastgrades bzw. der Frequenz während der Kühlung möglich. Dies ist regelungstechnisch leicht umsetzbar und ein weiterer Vorteil der intermittierenden Betriebsweise.

Die Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich des stabilen Filmsiedens wird mit Hilfe einer entwickelten, kompakten Optimierungsroutine aus der Wärmeleitgleichung für ebene instationäre Temperaturfelder mit Wärmequelle unter Berücksichtigung der Querwärmeleitung und der Wärmeverluste an der strahlabgewandten Blechseite durch Strahlung sowie natürlicher Konvektion bestimmt.

Der zeitliche Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten eines Einzelimpulses weist ebenfalls die zwei typischen Bereiche des Wärmeübergangs auf. Die hohen zeitlich variierenden Temperaturänderungen in der ersten Phase führen zu einem glockenförmigen Verlauf der Wärmeübergangskoeffizienten. Die Beaufschlagungsdichte wirkt sich lediglich auf die Höhe des Maximums der Glockenkurve aus wohingegen die Impulsdauer die Höhe und die zeitliche Lage des Maximums beeinflusst. Für die Dauer der ersten Phase des Wärmeübergangs, die mit der zeitlichen Ausdehnung des glockenförmigen Verlaufs des Wärmeübergangskoeffizienten korreliert, konnte keine wesentliche Abhängigkeit von der Impulsdauer oder der Beaufschlagungsdichte festgestellt werden. In der zweiten Phase des Wärmeübergangs weist der Wärmeübergangskoeffizient nahezu konstante Werte auf.

Die Einführung eines zeitlich gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten hat sich bereits bei kontinuierlichen Sprays aufgrund der vernachlässigbaren Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Oberflächentemperatur im Bereich des stabilen Filmsiedens als zweckmäßig herausgestellt. Die Abhängigkeit des gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten des stabilen Filmsiedens von der Beaufschlagungsdichte kann durch eine Potenzfunktion beschrieben werden. Die Exponenten in Bezug auf die lokale Beaufschlagungsdichte sind jedoch geringer als diejenigen für kontinuierliche Sprays. Mit

zunehmendem Tastgrad bzw. zunehmender Frequenz nimmt die Bedeutung der Beaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergang zu.

Die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen erlauben keinen Rückschluss auf den Effekt von Tropfendurchmesser und Geschwindigkeit auf den Wärmeübergang bei der intermittierenden Sprühkühlung oberhalb der Leidenfrosttemperatur. Für diese Studie müssen weitere Düsen, die jeweils unterschiedliche Sprühstrahlcharakteristiken aufweisen, eingesetzt werden. Da die Literatur zum Teil stark abweichende Erkenntnisse zum Einfluss der Sprayparameter - Tropfengeschwindigkeit und Tropfendurchmesser - auf den Wärmetransport aufzeigt, sollten sich zukünftige Untersuchungen verstärkt diesem Themengebiet widmen. Mit den dann vorliegenden Ergebnissen zum Einfluss von Beaufschlagungsdichte, Tropfendurchmesser und Tropfengeschwindigkeit, jeweils bei Konstanz der anderen Parameter, sind gute Vergleichsmöglichkeiten mit entsprechenden Modellen gegeben. Die intermittierenden Sprays könnten dabei aufgrund der sensiblen Einstellung der Beaufschlagungsdichte im Zusammenhang mit konstanten Sprayparametern eine Schlüsselgröße in der Klärung der widersprüchlichen Literaturangaben für den Effekt insbesondere des Tropfendurchmessers auf den Wärmetransport sein und zur Klärung der den Wärmetransport bestimmenden Phänomene beitragen.

8 Literaturverzeichnis

- [1] Arcoumanis, C., Chang, J.-C., 1993, Heat transfer between a heated plate and an impinging transient diesel spray, *Experiments in Fluids*, Vol. 16, pp. 105-119
- [2] Agema Infrared Systems: Gerätehandbuch Thermovision ® 900 System Teil 1, Oberursel 1993
- [3] Aguilar, G., Wang, G.-X., Nelson, J.S., 2003, Effect of spurt duration on the heat transfer dynamics during cryogen spray cooling, *Physics in Medicine and Biology*, Vol. 48, pp. 2169-2181
- [4] Aguilar, G., Wang, G.-X., Nelson, J.S., 2003, Dynamic of cryogen spray cooling: effects of spurt duration and spray distance, *Laser in Surgery and Medicine*, Vol. 32, pp. 152-159
- [5] Albrecht, H.-E., Borys, M., Damaschke, N., Tropea, C., 2003, *Laser Doppler and Phase Doppler Measurement Techniques*, Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York
- [6] Baehr, H.D., Stephan, K., 2004, *Wärme- und Stoffübertragung*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 4. Auflage
- [7] Beck, J.V., Blackwell, B., Saint Clair, C.R., 1985, *Inverse heat conduction problem: III-proposed problems*, Wiley-Interscience Publication, New York, Chichester, Brisbane, Toronto, Singapore
- [8] Bell, K.J., 1967, The Leidenfrost phenomenon: a survey, *Chemical Engineering Progress Symposium Series*, Vol. 63, AIChE, New York, pp. 351-358
- [9] Bernadin, J.D., Mudawar, I., 1995, Use of the quench factor technique to predict material hardness in heat treatable aluminium alloys, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 38, pp. 863-873
- [10] Bernardin, J.D., Stebbins, C.J., Mudawar, I., 1997, Mapping of impact and heat transfer regimes of water drops impinging on a polished surface, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 40 (2), pp. 247-267
- [11] Bernadin, J.D., Mudawar, I., 1997, Film boiling heat transfer of droplet streams and sprays, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 40 (11), pp. 2579-2593
- [12] Bolle, L.; Moureau, J., C., 1976, *Spray Cooling of Hot Surfaces*, Multiphase Science and Technology 1, Hemisphere Publishing Corporation

- [13] Carvalho, J., Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., The thermal interaction of pulsed sprays with hot surfaces – application to port-fuel gasoline injection systems, 20th European Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, 5th-7th September 2005, Orléans, France
- [14] Choi, K.J., Yao, S.C., 1987, Mechanisms of film boiling heat transfer of normally impacting spray, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 30, pp. 311-318
- [15] Cowart, J., Cheng, W., 1999, Intake valve thermal behaviour during steady-state and transient engine operation, SAE Technical Papers, 1999-01-3643
- [16] Dontchev, D., 2007, Untersuchung inverser Probleme zu Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten bei der Sprühkühlung, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg
- [17] Dullenkopf, K., Willmann, M., Wittig, S., Schöne, F., Stieglmeier, M., Tropea, C., Mundo, C., 1998, Comparative mass flux measurements in sprays using a Patter-nator and the Phase-Doppler-techniques, Particle and Particle Systems Characterization, Vol. 15 (2), pp. 81-89
- [18] Fest, S., 2005, Sprühstrahl-Wand-Wechselwirkungen auf Mikroebene, Diplomarbeit, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg
- [19] Fest, S., Schmidt, J., Intermittent spray cooling of metals at surface temperatures above the Leidenfrost point, 22nd European Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, 7th - 10th September 2008, Como Lake, Italy
- [20] Fest, S., Geike, G., Breuninger, T., PDA measurements of intermittent sprays, 1st PDA User Meeting, 22nd - 23rd September 2008, Ulm, Deutschland
- [21] Fest, S., Schmidt, J., Heat transfer analysis of intermittent sprays above the Leidenfrost point using PDA and infrared measurements. 7th International Symposium on Heat Transfer, 26th - 29th October 2008, Peking, China
- [22] Fest, S., Schmidt, J., Wärmeübergang bei der Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays oberhalb der Leidenfrosttemperatur, Jahrestreffen der ProcessNet-Fachausschüsse: Mehrphasenströmungen und Wärme- und Stoffübertragung, 3. - 5. März 2009, Bad Dürkheim, Deutschland
- [23] Fest, S., Schmidt, J., Analysis of the effect of operating parameters on the effectiveness of intermittent spray cooling, 7th World Conference on Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, 28th June - 3rd July 2009, Krakow, Poland

- [24] Fest, S., Schmidt, J., An experimental study of intermittent spray cooling above the Leidenfrost point, 11th International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, 26th - 30th July 2009, Vail, Colorado, USA
- [25] Flir Systems, Leistungsmerkmale/Spezifikationen der Serie ThermoCam® SC Infrarotkamera für Forschung und Entwicklung
- [26] Fujimoto, H., Hatta, N., Asakawa, H., Hashimoto, T., 1997, Predictable modelling of heat transfer coefficient between spraying water and a hot surface above the Leidenfrost temperature, ISIJ International, Vol. 37, pp. 492-497
- [27] Gottfried, B.S., Lee, C.J., Bell, K.J., 1966, The Leidenfrost phenomenon: Film boiling of liquid droplets on a flat plate, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 9, pp. 1167-1187
- [28] Grissom, W.M., Wierum, F.A., 1981, Liquid spray cooling of a heated surface, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 24, pp. 261-271
- [29] Heidt, V., 1993, Berechnung der Wärmeübertragung und der Dampffilmdicke beim stabilen Filmsieden mit freier Konvektion, Dissertation
- [30] Jia, W., Aguilar, G., Wang, G.-X., Nelson, J.S., 2004, Heat-transfer during cryogenic spray cooling of substrate at different initial temperatures, Physics in Medicine and Biology, Vol. 49, pp. 5295-5308
- [31] Kramer, C., Mühlbauer, A., 2002, Praxishandbuch Thermoprozess-Technik: Band I Grundlagen und Verfahren, Vulkan-Verlag GmbH
- [32] Klinzing, W.P., Rozzi, J.C., Mudawar, I., 1992, Film and transition boiling correlations for quenching of hot surfaces with water sprays, Journal of Heat Treating, Vol. 9, pp. 91-103
- [33] Kaplan, H., 2007, Practical Applications of infrared thermal sensing and imaging equipment, Spie Press, Bellingham, Washington
- [34] Kudra, T., Pan, Y-K., Mujumdar, A.S., Evaporation from single droplets impinging on heated surfaces, Drying technology 9/3 (1991) 693-707
- [35] Labeish, V.G., 1994, Thermohydrodynamic of a drop impact against a heated surface, Experimental Thermal and Fluid Science, Vol. 31, pp. 847-849
- [36] Labeish, V.G., Pimenov, A.G., 1984, Experimental study of heat transfer between a hot wall and impinging drops, Journal of Engineering Physics and Thermophysics, Vol. 47, No. 6, pp. 911-919
- [37] Leidenfrost, J.G., 1759 De aquae communis nonnullis qualitatibus tractatus, Duisburg (übersetzt: On the fixation of water in diverse fire, International Journal of

- Heat and Mass Transfer, 1966, Vol. 9, pp. 1153-1166
- [38] Loureiro, H.M., Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., Simultaneous measurements of droplet characteristics and surface thermal behaviour to study spray cooling with pulsed sprays, 13th International Symposium on Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics, 12th -15th July 2006, Lisbon, Portugal
- [39] Majaron, B., Svaasand, L.O., Aguilar, G., Nelson, J.S., 2002, Intermittent cryogen spray cooling for optimal heat extraction during dermatologic laser treatment, *Physics in Medicine and Biology*, Vol. 47, pp. 3275-3288
- [40] Mayinger, F., Feldmann, O., 2001, *Optical Measurements: techniques and applications*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York
- [41] Michejew, M.A., 1968, *Grundlagen der Wärmeübertragung*, Verlag Technik, Berlin
- [42] Mitsutsuka, M., Fukuda, K., 1983, Cooling characteristics and heat transfer coefficients during water-spray cooling of hot steel plate, *Tetsu-To-Hagane/Journal of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 69, pp. 262-267
- [43] Moreira, A.L.N., Panão, M.R.O., 2006, Heat transfer at multiple-intermittent impacts of a hollow cone spray, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 49, pp.4132-4151
- [44] Mousa, M., 1997, Transient cooling of high temperature metal surface with impinging water sprays, *International Journal of Fluid Mechanics Research*, Vol. 24, pp. 607-622
- [45] Müller, H.R., Jeschar, R., 1983, Wärmeübergang bei der Spritzwasserkühlung von Nichteisenmetallen, *VDI-Fortschrittsberichte, Reihe 3, Nr. 77*
- [46] Nacheva, M., Schmidt, J., Micro modelling of the spray coling of hot metal surfaces above the Leidenfrost temperature, 10th International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, 27th August - 1st September 2006, Kyoto, Japan
- [47] Nachva, M., 2009, Mikromodell für den Wärmeübergang bei der Sprühkühlung hoch erhitzter Metalloberflächen, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, docupoint Verlag
- [48] Nishio, S., Hirata, M., 1978, Direct contact phenomenon between a liquid droplet and high temperature solid surface, 6th International Heat Transfer Conference, Vol. 1 Toronto, Canada, Hemisphere, New York, pp. 245-250
- [49] Nukiyama, S., 1934, Maximum and minimum values of heat transmission from

- metal to boiling water under atmospheric pressure, *Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol. 27, pp.367 (übersetzt: *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1966, Vol. 9, pp. 1419-1433
- [50] Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., 2004, Experimental study of the flow regimes resulting from the impact of an intermittent gasoline spray, *Experiments in Fluids*, Vol. 37, pp. 834-855
- [51] Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., Time resolved heat transfer characteristics of an impinging gasoline spray, 19th European Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, 6th – 8th September 2004, Nottingham, England
- [52] Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., 2005, Thermo- and fluid dynamic characteristics of spray cooling with pulsed sprays, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 30, pp. 79-96
- [53] Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., Two-phase cooling characteristics of a multiple-intermittent spray, 13th International Symposium on Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics, 26th -29th June 2006, Lisbon, Portugal
- [54] Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., Multiple-intermittent spray cooling for fast response thermal management systems, 10th International Congress on Liquid Atomization and Spray Systems, 27th August – 1st September 2006, Kyoto, Japan
- [55] Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., 2007, An experimental methodology to quantify the spray cooling event at intermittent spray impact, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, Vol. 28, pp. 191-202
- [56] Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., Intermittent spray cooling: towards a new technological concept, 6th International Conference on Multiphase Flow, ICMF 9th - 13th July 2007, Leipzig, Germany
- [57] Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., Multiple regime heat transfer correlation for spray/wall interaction and thermo-induced secondary atomization characteristics, 21st European Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, 10th – 12th September, Mugla, Turkey
- [58] Panão, M.R.O., Durão, D.F.G., Moreira, A.L.N., Dynamic spray/wall heat transfer correlation for “cold combustion” modes with port-fuel injection, 14th International Symposium on Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics, 7th - 10th July 2008, Lisbon, Portugal
- [59] Panão, M.R.O., Moreira, A.L.N., 2009, Intermittent spray cooling: a new technology for controlling surface temperature, *International Journal of Heat and Fluid*

- Flow, Vol. 30, pp. 117-130
- [60] Patel, B.M., Bell, K.J., 1966, The Leidenfrost phenomenon for extended liquid masses, Chemical Engineering Progress Symposium Series, Vol. 62, pp. 62-71
- [61] Pedersen, C.O., 1969, An experimental study of the dynamic behavior and heat transfer characteristics of water droplets impinging upon a heated surface, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 13, pp. 369-381
- [62] Pikkula, B.M., Torres, J.H., Tunnell, J.W., Anvari, B., 2001, Cryogen spray cooling: effects of droplet size and spray density on heat removal, Laser in Surgery and Medicine, Vol. 28, pp.103-112
- [63] Pikkula, B.M., Tunnell, J.W., Chnag, D.W., Anvari, B., 2004, Effect of droplet velocity, diameter, and film height on heat removal during cryogen spray cooling, Annals of Biomedical Engineering, Vol. 32, pp. 1131-1140
- [64] Popiolek, G., 2007, Sprühstrahl-Wand-Wechselwirkungen bei der Benzindirekt-einspritzung, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, docupoint Verlag
- [65] Puschmann, F., 2003, Experimentelle Untersuchung der Spraykühlung zur Qualitätsverbesserung durch definierte Einstellung des Wärmeübergangs, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg
- [66] Robert Bosch GmbH, 2005, Ottomotormanagement, 3. Auflage, Vieweg
- [67] Roisman, I.V., Tropea, C., 2001, Flux measurements in sprays using phase doppler techniques, Atomization and Sprays, Vol. 11, pp. 667-669
- [68] Ruan, S., 1994, Experimentelle Untersuchung der kritischen Wärmestromdichte von aufwärts und abwärts strömenden Wasser in einem senkrechten Kreisrohr bei niedrigen Drücken und niedrigen Massenstromdichten, Fortschrittsberichte VDI Reihe 3 Nr. 351, VDI-Verlag GmbH Düsseldorf
- [69] Schmidt, J., Boye, H., 2001, Influence of velocity and size of droplets on the heat transfer in spray cooling, Chemical Engineering and Technology Vol. 24, pp.255-260
- [70] Schuster, N., Kolobrodov, V.G., 2000, Infrarotthermographie, WILEY-VCH Verlag Berlin GmbH
- [71] Senda, J., Yamada, K., Fujimoto, H., Miki, H., 1988, The heat-transfer characteristics of a small droplet impinging upon a hot surface, JSME International Journal, Series B: Fluids and Thermal Engineering, Vol. 31, pp. 105-111
- [72] Sengupta, J., Thomas B.G., Wells, M.A., The use of water cooling during the con-

- tinuous casting of steel and aluminium alloys, *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*, Vol. 36 A, pp. 187-204
- [73] Spraying Systems Deutschland GmbH, 2002, Düsen und Zubehör für die Industrie
- [74] TSI Operations Manual for Phase Doppler Particle Analyzer (PDPA), 2000, Revision C
- [75] Wachters, L.H., Westerling, N.A., The heat transfer from a hot wall to impinging water drops in the spheroidal state, *Chemical Engineering Science*, Vol. 21 (11), pp. 1047-1056
- [76] Wruck, N., 1999, *Transientes Sieden von Tropfen beim Wandaufprall*, Dissertation, RWTH Aachen, Shaker Verlag
- [77] Yao, S.C., Cai, K.Y., 1988, The dynamics and Leidenfrost temperature of drops impacting on a hot surface at small angles, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 1, pp. 263-266
- [78] Yao, S.C., Choi, K.J., 1987, Heat transfer experiments of mono-dispersed vertically impacting sprays, *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 13, pp. 639-648
- [79] Yao, S.C., Cox, T.L., 2002, A general heat transfer correlation for impacting water sprays on high-temperature surfaces, *Experimental Heat Transfer*, Vol. 15, pp. 207-219
- [80] Yu, H., 1985, The effect of cooling water quality on aluminium ingot casting, *light metals: Proceedings of Sessions, AIME Annual Meeting, Warrendale, Pennsylvania*, pp. 1331-1347
- [81] www.alleghenyludlum.com

9 Anhang

9.1 Spraycharakterisierung mittels Phasen-Doppler-Anemometer

9.1.1 Tropfengeschwindigkeit

Grundlage des Messverfahrens ist die Ausnutzung des Dopplereffektes. Die von einer sich bewegenden Quelle durch einen ruhenden Beobachter empfangene Frequenz ist:

$$f_r = \frac{f_p}{1 - \frac{\vec{v}_p \cdot \vec{e}_{pr}}{c}} \quad (9-1)$$

mit	f	Frequenz [Hz]
	\vec{v}	Geschwindigkeitsvektor [m/s]
	\vec{e}	Einheitsvektor
	c	Lichtgeschwindigkeit [m/s]
	r	Empfänger (Receiver)
	p	Quelle (Partikel)

Befindet sich die Quelle im Ruhezustand und der Beobachter bewegt sich, so kann dessen Frequenz beschrieben werden mit:

$$f_p = f_L \left(1 - \frac{\vec{v}_p \cdot \vec{e}_{Lp}}{c} \right) \quad (9-2)$$

mit L Laser

Beide Dopplereffekte werden nacheinander für den Fall eines beleuchteten Streuteilchens angewandt. Das Teilchen wirkt als Empfänger in Bezug auf die vom Laser abgestrahlte Welle und das Teilchen wirkt wiederum als bewegter Sender des Streulichtes, welches vom stationären Empfänger detektiert wird. Das Einsetzen der Gleichung (9-2) in Gleichung (9-1) führt zur Frequenz der Welle, mit der diese am Empfänger detektiert wird.

$$f_r = f_L \frac{1 - \frac{\vec{v}_p \cdot \vec{e}_{Lp}}{c}}{1 - \frac{\vec{v}_p \cdot \vec{e}_{pr}}{c}} \quad (9-3)$$

Die Gleichung (9-3) belegt die Abhängigkeit der Empfängerfrequenz von der Partikelgeschwindigkeit. Eine direkte Ausnutzung des Doppler-Effektes gestaltet sich praktisch als schwierig, da die Frequenzverschiebung gegenüber der Lichtfrequenz selbst für hohe Teilchengeschwindigkeiten sehr klein ist. Es wird deshalb im Allgemeinen die so genannte Zweistrahl-Anordnung verwendet (siehe Abbildung 9-1).

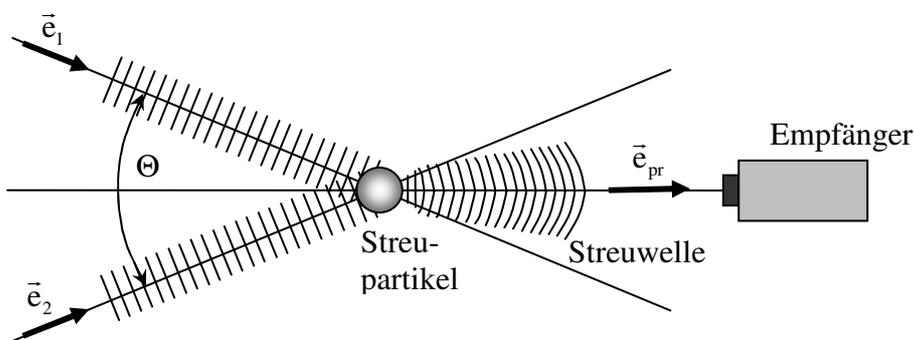


Abbildung 9-1: Zweistrahl-Anordnung

Die Frequenzdifferenz der Lichtwellen entspricht der Dopplerfrequenz und ist proportional der Geschwindigkeitskomponente, die senkrecht auf der Winkelhalbierenden zwischen den Laserstrahlrichtungen \vec{e}_1 und \vec{e}_2 liegt.

$$f_D = f_1 - f_2 \approx f_L \frac{\vec{v}_p \cdot (\vec{e}_2 - \vec{e}_1)}{c} = v_{\perp} \frac{2 \sin \Theta / 2}{\lambda} \quad \text{mit} \quad c \gg \vec{v}_p \quad (9-4)$$

mit f_D Dopplerfrequenz [Hz]
 λ Wellenlänge [μm]

Somit kann aus der Frequenz des empfangenen Lichtes die Teilchengeschwindigkeit ohne Kalibration bestimmt werden, da die Proportionalitätskonstante durch Θ und λ gegeben ist.

9.1.2 Bestimmung der Tropfengröße

Grundlage für die Bestimmung von Partikeldurchmessern ist die Tatsache, dass gestreutes Licht beobachtet aus verschiedenen Raumrichtungen eine Phasendifferenz aufweist. Diese ist proportional zum Partikeldurchmesser. Eine mögliche Anordnung der Detektoren zeigt die Abbildung 9-2. Üblicherweise sind die Detektoren unter demselben Off-axis-Winkel φ angebracht, aber um den Elevator-Winkel Ψ aus der x-y-Ebene verschoben.

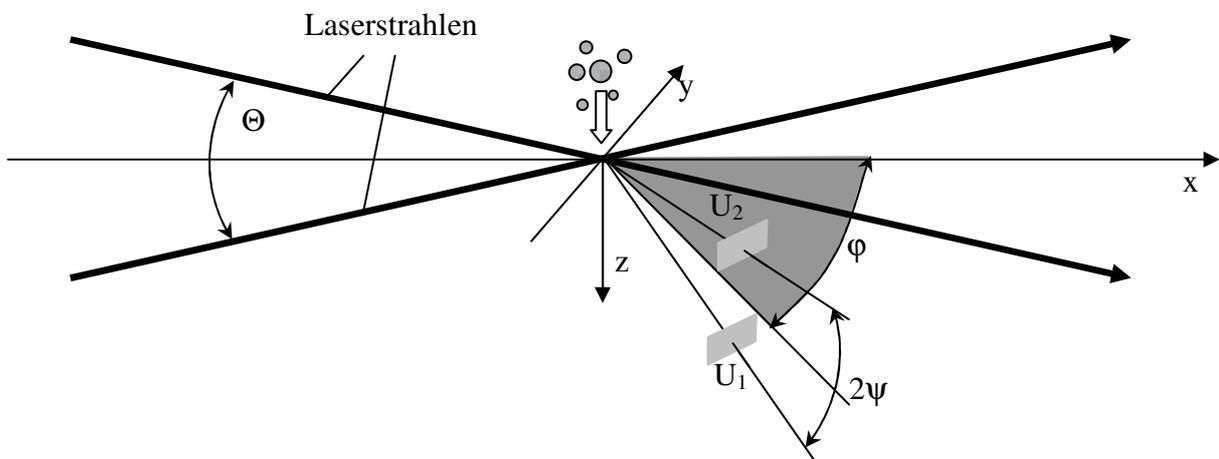


Abbildung 9-2: Optische Anordnung eines Phasen-Doppler-Anemometers mit 2 Detektoren mit symmetrischen Elevator-Winkel [5]

Das Streulicht setzt sich aus gebeugtem, reflektiertem und gebrochenem Licht zusammen, wobei der gebeugte Lichtanteil bei der Phasen-Doppler-Anemometrie nicht genutzt wird. Die Intensitäten der Lichtanteile der einzelnen Streumodi hängen vom Off-axis-Winkel ab. Da gebrochenes und reflektiertes Licht Phasenverschiebungen mit entgegengesetzten Vorzeichen erzeugen, muss zur Bestimmung von Partikeldurchmessern ein Streulichtmodus dominieren. Andernfalls kann die lineare Beziehung zwischen Phasendifferenz und Partikeldurchmesser nicht aufrechterhalten werden. Die mathematische Beschreibung zwischen Phasendifferenz und Partikeldurchmessern verdeutlichen Gleichungen (9-5) und (9-6) für Reflexion bzw. Brechung erster Ordnung für symmetrische Elevator-Winkel ($\psi = \psi_1 = -\psi_2$).

Reflexion [5]:

$$\Delta\Phi_{12} = \sqrt{2} \frac{2\pi}{\lambda} d_p \left(\begin{array}{l} \sqrt{1 - \cos \psi \cos \varphi \cos \Theta/2 + \sin \psi \sin \Theta/2} \\ -\sqrt{1 - \cos \psi \cos \varphi \cos \Theta/2 - \sin \psi \sin \Theta/2} \end{array} \right) \quad (9-5)$$

mit $\Delta\Phi_{12}$ Phasendifferenz zwischen Detektor 1 und 2

d_p Partikeldurchmesser [m]

ψ Elevator-Winkel des Detektors [°]

Brechung [5]:

$$\Delta\Phi_{12} = \frac{4\pi}{\lambda} d_p \left(\begin{array}{l} \sqrt{1 + m^2 - m\sqrt{2}\sqrt{1 + \sin \psi \sin \Theta/2 + \cos \psi \cos \varphi \cos \Theta/2}} \\ -\sqrt{1 + m^2 - m\sqrt{2}\sqrt{1 - \sin \psi \sin \Theta/2 + \cos \psi \cos \varphi \cos \Theta/2}} \end{array} \right) \quad (9-6)$$

mit m relativer Brechungsindex

Für transparente Medien wie Wasser weist vorwärtsgestreutes Licht der Brechung erster Ordnung die höchste Intensität auf. Daher wird ein Off-axis-Winkel von 30° empfohlen [74]. Hierbei muss beachtet werden, dass der relative Brechungsindex eine Funktion von der Temperatur darstellt. Daher setzen Messungen, die auf dem Streulicht durch Brechungen basieren, die Kenntnis der Flüssigkeitstemperatur voraus.

Da die Phasendifferenz ausschließlich Werte zwischen 0 und 360° annimmt, würden Partikel, die diese Grenze überschreiten, zu Messfehlern führen. Ein großes Partikel, dem eine Phasendifferenz von 420° zuzuordnen wäre, würde als kleines Partikel mit einer Phasendifferenz von 60° registriert werden. Um Messfehler aufgrund der 2π -Mehrdeutigkeit zu vermeiden, ist der Empfänger mit drei Detektoren ausgestattet, wobei der dritte Detektor sich nahe an einem der beiden anderen befindet. Diese Anordnung führt zu einer geringeren Phasendifferenz zwischen Detektor 1 und 3 und einer höheren Phasendifferenz für das Detektorpaar 1 und 2 (siehe Unterkapitel 4.2.1). Zwei der drei Phasendifferenzen sind linear unabhängig, so dass die dritte Paarung als Validierungskriterium bei der Durchmesserbestimmung verwendet wird.

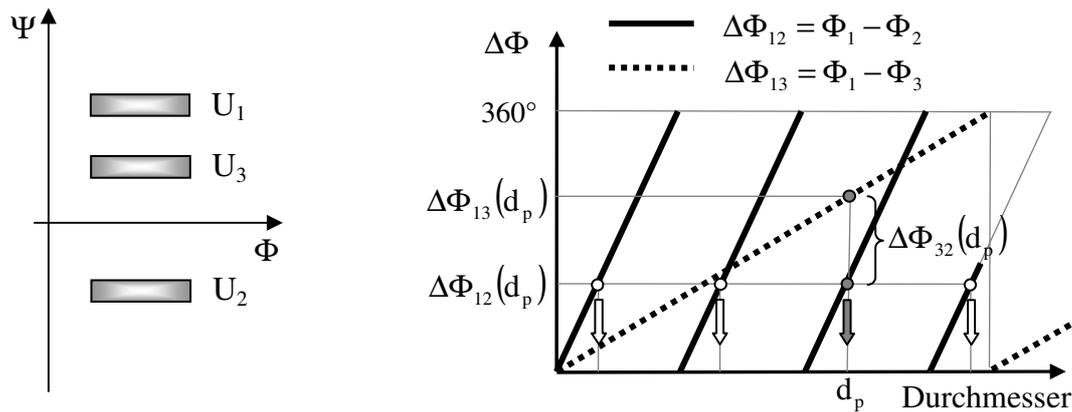


Abbildung 9-3: Anordnung der Detektoren (links) und Phasendifferenz Partikeldurchmesser-Diagramm (rechts)

9.1.3 Messgenauigkeit

Trotz der Tatsache, dass bei der Bestimmung der Tropfendurchmessern und Tropfengeschwindigkeiten mittels Phasen-Doppler-Anemometrie keine Kalibrierung erforderlich ist, liegt die Messgenauigkeit nicht bei 100 %. Ganz allgemein steigt die Messgenauigkeit mit der Signalqualität, bei der das Spray analysiert wird. Eine hohe Messgenauigkeit erfordert ein hohes Signal-Rausch-Verhältnis, welches auf einer möglichst hohen Lichtintensität und einer akkuraten Überlagerung der einfallenden Laserstrahlen basiert (entsprechend Abschnitt 4.2.1). Überlagern sich die Laserstrahlen nicht in ihren Strahl-tailen wirkt sich dies auf den Interferenzstreifenabstand sowie auf die Anzahl der Interferenzstreifen aus. Folglich ist die gemessene Geschwindigkeit fehlerbehaftet. Prinzipiell unterliegt die Durchmesserbestimmung einer höheren Anzahl an Fehlerquellen. So fordern hohe Partikelkonzentrationen eine akkurate Einstellung der Hochspannung am Photodetektor. Bei geringen Spannungen unterscheiden sich die schwachen Signale der kleinen Partikel kaum vom Rauschen und es werden vorwiegend große Partikel registriert. Ein Anheben der Hochspannung verstärkt das Rauschen und kann bei großen Partikeln zur Übersättigung des Detektors führen. Grundlage der Durchmesserbestimmung ist ein lineares Verhältnis zwischen Partikelgröße und Phasendifferenz, welches nur bei einem dominierenden Streulichtmodus gegeben ist und über einen geeigneten Off-axis-Winkel gewährleistet wird. Nichtlinearitäten zwischen Partikelgröße und Phasendifferenz können zusätzlich durch den *Gaussian-Beam*- und durch den *Slit-Effekt* verursacht werden. Letzterer wird durch Einbauten erzeugt, die das Messvolumen begrenzen. Der Einfluss des *Gaussian-Beam-Effekts* ist bei relativ großen transparenten Partikeln rele-

vant und wird durch das Intensitätsprofil des Laserstrahls hervorgerufen. Von relativ großen Partikeln spricht man, wenn deren Durchmesser 30 % des Messvolumendurchmessers beträgt [40]. In Abhängigkeit von der Position des Partikels im Messvolumen überwiegt entweder die Intensität des gebrochenen oder reflektierten Lichtes, wodurch kein dominierender Streulichtmodus vorherrscht.

9.1.4 Bestimmung der Beaufschlagungsdichte

Die Beaufschlagungsdichte wird gemäß dem Ansatz von Roisman und Tropea [67] berechnet.

$$\vec{m}_{\perp} = \frac{\pi \cdot \rho}{6 \cdot t} \sum_{i=1}^{N_{sv}} \frac{\eta_{v,i} \cdot d_i^3 \cdot \cos \gamma_i}{A_{\gamma,i}} \quad (9-7)$$

- mit: N_{sv} Anzahl der gültigen Ereignisse
 t Messzeit
 γ_i Winkel der Tropfentrajektorie definiert als $\gamma_i = \arcsin\left(\frac{v_{\parallel}}{\sqrt{v_{\perp}^2 + v_{\parallel}^2}}\right)$
 $A_{\gamma,i}$ Referenzfläche des Messvolumens
 $\eta_{v,i}$ statistischer Korrekturfaktor für Mehrfachvorkommen

Messungenauigkeiten werden hierbei ausschließlich bei der Durchmesserbestimmung erwartet. Basierend auf der Annahme, dass die Verteilung der Ankunftszeiten der Tropfen im Messvolumen der Poisson-Verteilung unterliegt, wurde ein Korrekturfaktor definiert, der das Mehrfachvorkommen von Tropfen im Messvolumen und daraus resultierende Messfehler berücksichtigt.

$$\eta_{v,i} = \left(2 + \frac{\lambda}{\varepsilon} \frac{N_d}{t} \tau_i\right) / \left(2 \frac{N_{sv}}{N_d} + \lambda \frac{\varepsilon_v}{\varepsilon}\right) \quad (9-8)$$

$$\varepsilon = \frac{1}{t} \sum_{i=1}^{N_s} \tau_i, \quad \varepsilon_v = \frac{1}{t} \sum_{i=1}^{N_{sv}} \tau_i, \quad \lambda = -\ln(1 - \varepsilon), \quad N_d = \frac{N_s}{1 + \ln(1 - \varepsilon)}$$

- mit: N_s Anzahl der registrierten Ereignisse
 N_{sv} Anzahl der gültigen Ereignisse
 τ Durchtrittszeit durch das Messvolumen

- λ Häufigkeitswahrscheinlichkeit von Tropfen im Messvolumen
 $\varepsilon, \varepsilon_v$ relatives Zeitintervall von allen registrierten bzw. gültigen Ereignissen
 N_d korrigierte Anzahl der gesamten Ereignisse

Die Abbildung 9-4 stellt die effektive Referenzfläche A_γ des Messvolumens unter Berücksichtigung der gerätespezifischen Schlitzblende dar. Tropfen, deren Trajektorie die Seitenflächen schneiden, werden als nicht gültige Ereignisse gewertet. Die Referenzfläche berechnet sich zu

$$A_{\gamma,i} = \frac{d_{t,i} \cdot L_s}{\sin \phi} - \frac{\pi \cdot d_{t,i}^2 \cdot |\sin \gamma_i|}{4 \cdot \tan \phi}. \quad (9-9)$$

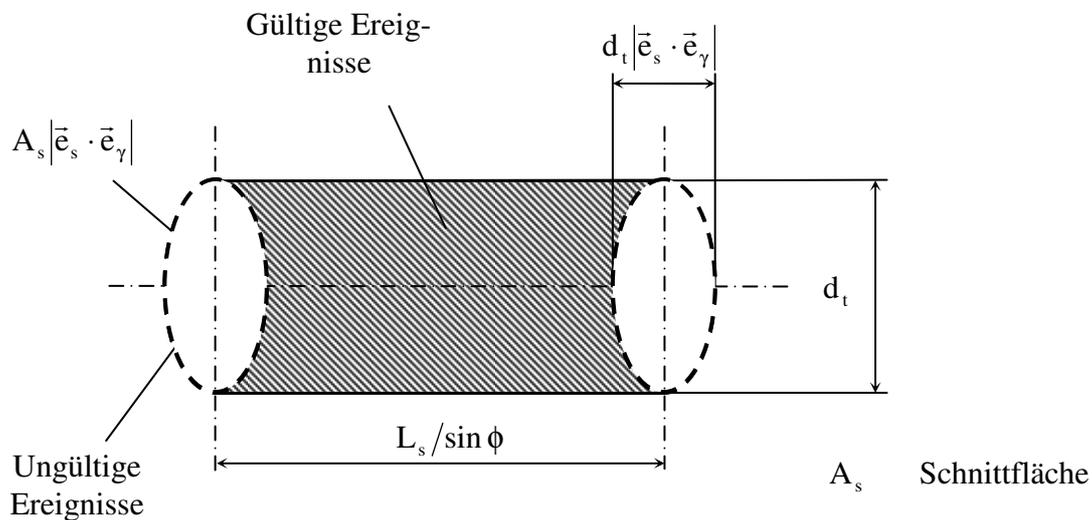


Abbildung 9-4: Effektive Querschnittsfläche des Messvolumens [67]

Ist die effektive Länge L_s des Messvolumens im Verhältnis zum Durchmesser d_t relativ klein und der Winkel γ groß, können sich die elliptischen Schnittflächen des Messvolumens überlagern. Die Referenzfläche berechnet sich dann gemäß Gleichung (9-10).

$$A_{\gamma,i} = \frac{d_{t,i} \cdot L_s}{\sin \phi} - \frac{\pi \cdot d_{t,i}^2 \cdot |\sin \gamma_i|}{2 \cdot \tan \phi} \left[W_i \sqrt{1 - W_i^2} + \arcsin W_i \right] \quad \text{für } W < 1 \quad (9-10)$$

mit
$$W_i = \frac{L_s}{d_{t,i} \sin \gamma_i \cos \phi}$$

Die obigen Gleichungen für die Referenzfläche des Messvolumens sind nur gültig, wenn die Länge des Messvolumens $L_s/\sin \varphi$ groß genug ist, um von der Schlitzblende begrenzt zu werden (siehe Abbildung 4-6). Die Prüfbedingung lautet

$$L_i > \frac{2 \cdot L_s}{3 \cdot \mu_2 \cdot \sin \varphi}. \quad (9-11)$$

mit μ_2 Achsenverhältnis des Ellipsoids $\mu_2 = \cos(\theta/2)/\sin(\theta/2) \gg 1$

Für relativ kleine Tropfen ist die Gleichung (9-11) nicht erfüllt. Die Referenzfläche ist dann unabhängig von der Tropfentrajektorie und ist definiert als

$$A_{\gamma,i} = \frac{\pi \cdot \mu_2 \cdot d_{t,i}^2}{4}. \quad (9-12)$$

In Abbildung 9-5 ist der Algorithmus zur Berechnung der Beaufschlagungsdichte zusammengefasst.

Die Ergebnisse des Berechnungsalgorithmus wurden mit denen der Patternormessungen verglichen. Die Bezugsflächen für die Berechnung der Beaufschlagungsdichte beider Methoden unterscheiden sich allerdings um Größenordnungen. Das in dieser Arbeit untersuchte Spray weist erschwerend eine starke örtliche Verteilung der Beaufschlagungsdichte auf. Ein PDA-Messpunkt wäre daher nicht repräsentativ für die Beurteilung der Anwendungsmöglichkeit des Berechnungsalgorithmus. Daher wird ein Messraster bestehend aus insgesamt 121 Positionen in einem Abstand von circa 0,5 mm über die Referenzfläche des Patternators gelegt. Der Mittelwert dieser Messung dient als Vergleichswert für die Beaufschlagungsdichte der Patternormessungen.

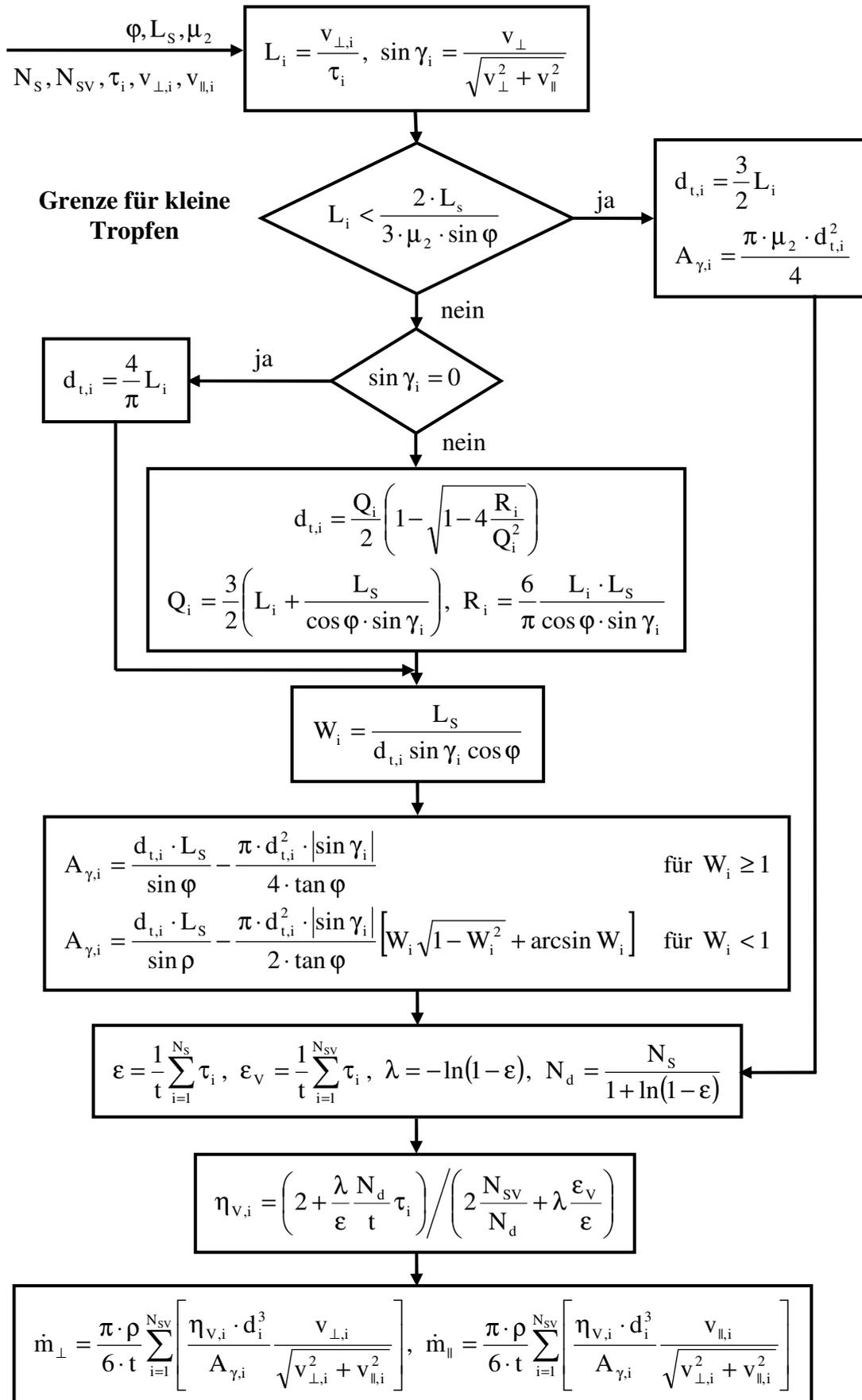


Abbildung 9-5: Algorithmus zur Berechnung der Beaufschlagungsdichte [67]

In Tabelle 9-1 sind die Ergebnisse der Vergleichsmessungen beider Messtechniken gegenübergestellt. Für das kontinuierliche Spray konnten sehr gute Übereinstimmungen in den Werten der Beaufschlagungsdichte gefunden werden. Die Beaufschlagungsdichten für das diskontinuierliche Spray unterscheiden sich aber um mehr als 100 %.

Tabelle 9-1: Vergleich der Ergebnisse der Beaufschlagungsdichten für einen Solldruck von 9 bar und einen Abstand Düse/Messvolumen von 150 mm im Zentrum der Düse

Versuchsbedingungen	$\dot{m}_{\text{Patternator}}$ [mg/(cm ² s)]	\dot{m}_{PDA} [mg/(cm ² s)]	
		1. Messung	2. Messung
Kontinuierliches Spray	204	214	220
Intermittierendes Spray $f_{\text{inj}} = 15 \text{ Hz}$, $\Delta t_{\text{inj}} = 5 \text{ ms}$	9,707	19,27	20,10

Die von Roisman und Tropea [67] vorgeschlagene Auswerterroutine und speziell der eingeführte Korrekturfaktor, um Messfehler durch Mehrfachvorkommen von Tropfen im Messvolumen zu reduzieren, setzt voraus, dass die Ankunftszeiten der Tropfen im Messvolumen der Poisson-Verteilung¹⁵ unterliegen. In Abbildung 9-6 und Abbildung 9-7 sind Tropfenanzahlverteilungen der Zeitdifferenz Δt von zeitlich aufeinander folgenden Tropfen des Experiments der Poisson-Verteilung gegenübergestellt. Der Poisson-Parameter λ ist definiert als das Verhältnis der detektierten Tropfen N_s zur gesamten Messzeit t . Das kontinuierliche Spray kann sehr gut mit Hilfe einer Poisson-Verteilung wiedergegeben werden, wohingegen das intermittierende Spray nicht der Poisson-Verteilung unterliegt. Auf eine Berechnung der Beaufschlagungsdichte nach dem von Roisman und Tropea [67] vorgeschlagenen Algorithmus aus den Statistiken der Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeit der PDA-Messungen muss daher verzichtet werden. Die Beaufschlagungsdichten der intermittierenden Sprays werden gemäß Abschnitt 4.2.2 mit einem Patternator bestimmt.

¹⁵ $P(\lambda, \Delta t) = \lambda \cdot e^{-\lambda \cdot \Delta t}$ [67]

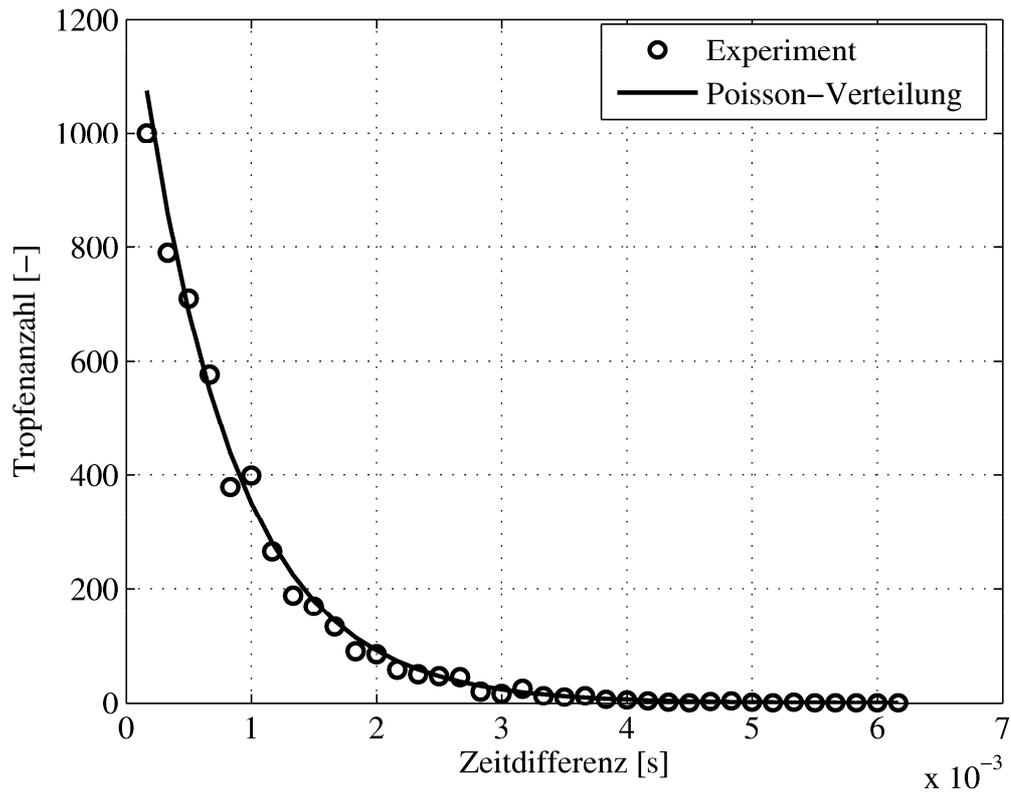


Abbildung 9-6: Statistik der Ankunftszeiten für das kontinuierliche Spray

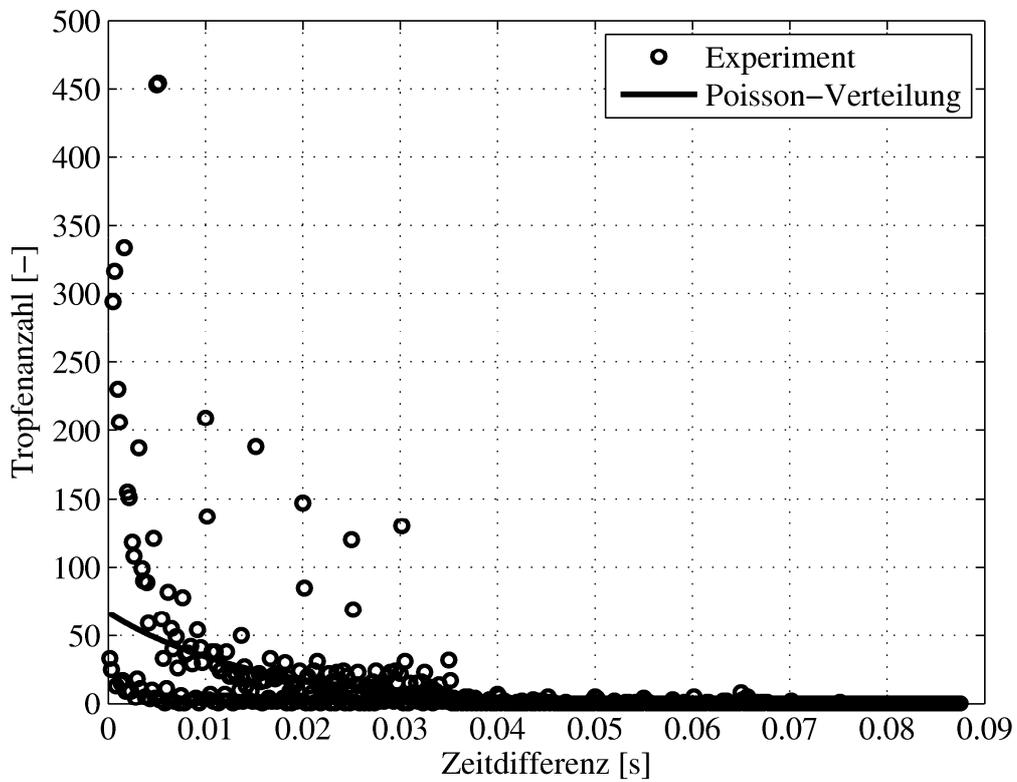


Abbildung 9-7: Statistik der Ankunftszeiten für das intermittierende Spray

9.2 Leistungsmerkmale der Infrarotkamera

Die wichtigsten technischen Spezifikationen der Flir ThermaCam SC 3000 sind in Tabelle 9-2 zusammengefasst.

Tabelle 9-2: Technische Spezifikationen der Infrarotkamera [25]

Bildleistung	TFOV Standardobjektiv/ Min. Fokussierabstand Geometrische Auflösung IFOV Thermische Empfindlichkeit NETD bei 30°C Bildwiederholungsfrequenz Integrationszeiten des Detektors	20° x 15°/ 0,4 m 1,1 mRad <0,02 K bei 30°C 50 Hz (320 x 240) 150 Hz (320 x 80) 250 Hz (320 x 48) 750 Hz (320 x 16) 3 ms (80°C-Bereich) 1,5 ms (150°C-Bereich) 0,5 ms (500°C-Bereich)
Detektor	Typ Spektralbereich	GaAs, Quantum Well Infrared Photodetektor (QWIP) 320 x 240 Pixel 8 bis 9 µm
Messung	vier Temperaturmessbereiche Genauigkeit	-20 bis 80°C 10 bis 150°C 100 bis 500°C 350 bis 1500°C ± 1% bis 150°C ± 2% über 150°C

Die Infrarotkamera Flir ThermaCam SC 3000 gehört zu den so genannten Focal Plane Array-Sensoren. Diese arbeitet mit mehreren Tausend Detektoren. Kameras der Serie ThermaCam SC besitzen 76800 Einzeldetektoren, die in einem zweidimensionalen Raster angeordnet sind. Jeder Detektor ist dabei auf einen Punkt der Infrarot-Szenerie ausgerichtet. Die Infrarotkamera Flir ThermaCam SC 3000 arbeitet mit Quantendetektoren bestehend aus Galliumarsenid (GaAs). Quantendetektoren nutzen den inneren photo-

elektrischen Effekt und fungieren auch als Photonenzähler. Zum Strahlungsnachweis muss eine Energieschwelle überwunden werden, bevor eine Spannung induziert wird. Die Empfindlichkeit und die Detektivität bei Quantenempfängern hängen stark von der Wellenlänge ab. Galliumarsenid weist im Wellenlängenbereich von $8\ \mu\text{m}$ - $9\ \mu\text{m}$ die besten Eigenschaften auf, so dass der Arbeitsbereich der Flir ThermaCam SC 3000 in das langwellige atmosphärische Fenster von $8\ \mu\text{m}$ - $14\ \mu\text{m}$ fällt.

Quantenempfänger werden mit den drei Eigenschaften schnell, empfindlich und rauscharm in Verbindung gebracht. Dabei ist zu berücksichtigen, dass diese Eigenschaften nur bei tiefen Betriebstemperaturen zu erreichen sind, die bei der Flir ThermaCam SC 3000 durch einen Stirling-Kühler gewährleistet werden.

Thermographiesysteme werden wesentlich durch die Aufnahmegeschwindigkeit, die Größe des Sichtfeldes, die räumliche Auflösung und die Temperaturempfindlichkeit beschrieben. Die Flir ThermaCam SC 3000 zeichnet mit vier unterschiedlichen Aufnahmegeschwindigkeiten auf: 50 Hz, 150 Hz, 250 Hz und 750 Hz. Die Größe des dabei beobachteten Sichtfeldes und die räumliche Auflösung sind in Abbildung 9-8 skizziert.

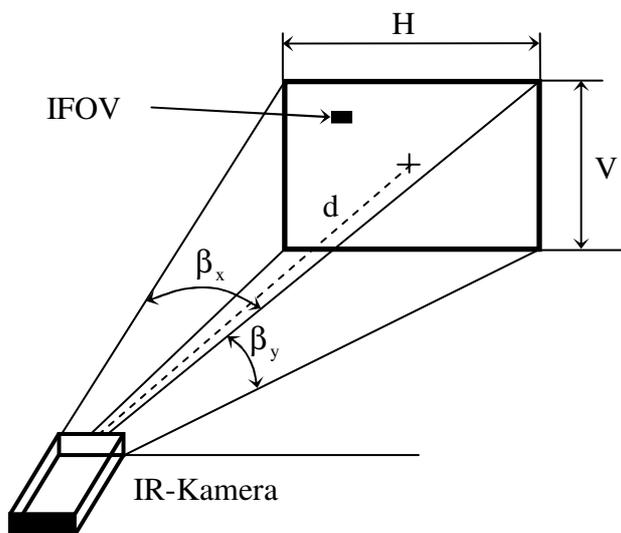


Abbildung 9-8: TFOV and IFOV einer Infrarotkamera

Die Größe des Sichtfeldes wird in Form von Winkeln in Grad angegeben und ist durch den Begriff *Total field of view* (TFOV) gekennzeichnet. Mit Hilfe der Gleichung (9-13) kann aus den Herstellerangaben und dem Fokussierabstand d das Sichtfeld der Kamera berechnet werden.

$$\begin{aligned} \text{TFOV} &= V \times H \\ H &= 2 \cdot d \cdot \tan \frac{\beta_x}{2} \quad \text{und} \quad V = 2 \cdot d \cdot \tan \frac{\beta_y}{2} \end{aligned} \quad (9-13)$$

Für die Infrarotkamera Flir ThermaCam SC 3000 ergibt sich aus den in Tabelle 9-2 angegebenen technischen Spezifikationen für den Arbeitsabstand von 0,4 m ein Sichtfeld mit den Abmessungen $H = 14,11\text{cm}$ und $V = 10,53\text{cm}$. Diese Angaben des TFOV beziehen sich auf eine Aufnahme­frequenz von 50 Hz. In Tabelle 4-2 sind die Abmessungen des Sichtfeldes in Abhängigkeit der unterschiedlichen Aufnahme­frequenzen für den minimalen Fokussierabstand von 0,4 m dargestellt.

Die Größenordnung eines Pixels wird als *Instantaneous field of view* (IFOV) bezeichnet und vom Hersteller in der Einheit mRad angeben. Die Umrechnung in eine Längeneinheit unterliegt der nachfolgenden Vorschrift.

$$\text{IFOV} = \alpha \cdot d \quad \text{wobei } \alpha \text{ in [Rad]} \quad (9-14)$$

Gemäß Gleichung (9-14) ergibt sich für die Flir ThermaCam SC 3000 bei einem minimalen Fokussierabstand von 0,4 m eine räumliche Auflösung für ein Pixelelement von 0,44 mm.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Stephanie Fest-Santini geb. Fest
Geburtsdatum: 04.01.1981
Geburtsort: Magdeburg

Schulausbildung

1987 – 1991 Grundschule in Magdeburg
1991 – 1999 Gymnasium, Abitur an der Europaschule Gymnasium Gommern

Hochschulausbildung

10/1999-12/2005 Studium der Verfahrenstechnik an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg
ab 12/2005 Beginn der Promotion am Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Mitglied im Graduiertenkolleg 828 „Mikro-Makro-Wechselwirkungen in strukturierten Medien und Partikelsystemen“
01/2006 – 07/2006 Forschungsaufenthalt mittels Marie-Curie-Stipendium an der Università degli Studi di Bergamo, Department of Industrial Engineering