

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2001 bis 2007 an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg am Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik.

Herrn Prof. Dr.-Ing. J. Schmidt - dem Leiter des Lehrstuhls für Thermodynamik - gilt mein ausdrücklicher Dank für die wegweisenden Anregungen und Hinweise sowie die wissenschaftliche Betreuung dieser Arbeit.

Herrn Jun.-Prof. Dr.-Ing. M Peglow und Frau Dr.-Ing. S. Fest-Santini danke ich für die engagierte Förderung der Arbeit insbesondere für die Unterstützung bei der Programmierung in Matlab.

Den Kollegen und Mitarbeitern des Institutes, insbesondere Herrn Dipl.-Chem. M. Könnig und Dipl.-Ing. G. Geike, danke ich für die kollegiale Unterstützung und die gute Zusammenarbeit. Auch möchte ich mich bei der Werkstatt des Institutes bedanken, die mich beim Aufbau der Versuche stets unterstützte.

Schließlich möchte ich mich bei meiner Familie bedanken, die mich in vielfältiger Art und Weise unterstützt hat.

Oktober 2009

T. Todorov

Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit wird der Wärmeübergang bei der Sprühkühlung an elektrisch direkt beheizten Blechen bei Temperaturen oberhalb des Leidenfrost Punktes experimentell untersucht. Die zur Verfügung stehende Sprühkammer erlaubt eine senkrechte und vertikale Ausrichtung des Testbleches für die Wärmeübergangsmessungen. Für die Temperaturerfassung wird eine Infrarotkamera eingesetzt, mit der das Temperaturfeld auf der trockenen Rückseite der besprühten Testsektion in Abhängigkeit der Zeit aufgezeichnet wird.

Ziel der Arbeit ist es, den Einfluss der Sprühstrahlparameter mittlerer Durchmesser d_{30} und mittlere Geschwindigkeit der Tropfen bei konstanter Wasserbeaufschlagungsdichte zu untersuchen. Die Sprühstrahlcharakteristiken der Düsen werden mittels eines fasergestützten 2D-Phasen-Doppler-Anemometers (PDA) untersucht. Die Beaufschlagungsdichten der Düsen werden mittels eines speziell dafür konstruierten Patternators vermessen.

Da die Software der Infrarotkamera keine zeitliche Auswertung von Flächendarstellungen erlaubt, werden die Temperatursequenzen des Abkühlprozesses ins Matlab-Format umgewandelt. Hierfür werden Routinen entwickelt, mit deren Hilfe die Datenauswertung mittels Matlab durchgeführt werden kann. Dabei werden unterschiedliche Auswertemethoden basierend auf analytischen Lösungen und einem expliziten Differenzenverfahren implementiert und vergleichend bewertet. Für die Auswertung der instationären Versuche ist stets eine Glättung der über der Zeit aufgezeichneten Temperatursequenzen notwendig. Für die Untersuchungen werden zielgerichtet Düsen und Betriebsbedingungen ausgewählt, die eine möglichst gleichmäßige Wasserbeaufschlagung der Testsektion ergeben, so dass sich im Vergleich der Methoden keine signifikanten Unterschiede ergeben und eine vereinfachte Auswertung vorgenommen werden kann.

Der Vergleich der mittels quasistationärer und instationärer Methode unter gleichen Bedingungen ermittelten Ergebnisse zeigt die Gleichwertigkeit beider Methoden im Rahmen des Messfehlers. Da die quasistationäre Messmethode einen deutlich höheren Aufwand erfordert und darüber hinaus nur für Messpunkte mit einer sehr gleichmäßigen Beaufschlagung der gesamten Testsektion anwendbar war, werden die meisten Messungen instationär durchgeführt.

Für ausgewählte Düsen werden sowohl die Spraycharakteristiken als auch die Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt, so dass im Ergebnis eine Korrelation des Wärmeübergangskoeffizienten mit den Sprayparametern vorgenommen werden kann. Am Beispiel einer Düse wird der Einfluss der Sprührichtung untersucht.

Inhaltsverzeichnis

1	Problemstellung	1
2	Stand des Wissens.....	3
2.1.	Grundlagen.....	3
2.2	Stand des Wissens.....	9
2.2.1	Versuchstechniken zur Bestimmung des Wärmestroms bei der Sprühkühlung heißer Oberflächen im Bereich des stabilen Filmsiedens.....	9
2.2.2	Einflussgrößen auf die Sprühkühlung heißer Oberflächen im Bereich des stabilen Filmsiedens.....	11
2.2.2.1	Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergang.....	12
2.2.2.2	Einfluss der Temperatur der Kühlflüssigkeit.....	14
2.2.2.3	Einfluss der Kühlflüssigkeitsart	15
2.2.2.4	Einfluss der Oberflächentemperatur auf den Wärmeübergang.....	15
2.2.2.5	Einfluss der Beaufschlagungsdichte und der Tropfenparameter auf den Wärmeübergang.....	18
2.2.2.6	Zusammenfassung der Literaturergebnisse und Zielstellung.....	31
3	Experimenteller Aufbau.....	34
3.1	Versuchsanlage.....	34
3.2	Messung der Sprühstrahlcharakteristiken.....	35
3.2.1	Bestimmung der Beaufschlagungsdichte.....	35
3.2.2	PDA-Messung der mittleren Tropfengrößen und -geschwindigkeiten.....	37
3.3	Infrarotthermographische Messung der Temperatur.....	42
4	Versuchsdurchführung und Datenauswertung.....	46
4.1	Versuchsdurchführung und Kalibrierversuche.....	46
4.2	Stationäre Messmethode zur Bestimmung des WÜK.....	56
4.3	Instationäre Messmethode zur Bestimmung des WÜK.....	59
4.4	Datenauswertung mittels Matlab	69
4.5	Überprüfung der Auswerteroutinen.....	82
4.5.1	Auswertung instationärer Messungen.....	82
4.5.2	Verwendung flächengemittelten Temperaturen.....	87
4.6	Vergleich zwischen der quasistationären und instationären Messmethode.....	89
4.7	Fehlerbetrachtung	91

4.7.1	Quasistationäre Messmethode.....	91
4.7.2	Instationäre Messmethode.....	93
4.7.2.1	Explizite Differenzenverfahren.....	94
4.7.2.2	Analytische Lösung der Differentialgleichungen.....	95
5	Experimentelle Ergebnisse.....	96
5.1	Versuchsplanung und Düsenauswahl.....	96
5.2	Messung der Wasserbeaufschlagungsdichte.....	100
5.3	Experimente zur Ermittlung der Sprühstrahleigenschaften.....	105
5.4	Wärmeübergangsmessungen	112
5.4.1	Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergang	112
5.4.2	Einfluss des Tropfendurchmessers auf den Wärmeübergang	115
5.4.3	Einfluss der Tropfengeschwindigkeit auf den Wärmeübergang	116
5.4.4	Vergleich der Ergebnissen mit theoretisch berechneten Werten	117
5.4.5	Einfluss der Position des Versuchsbleches auf den Wärmeübergang	118
6	Zusammenfassung und Ausblick.....	126
7	Literaturverzeichnis.....	129
8	Anhang.....	135
8.1	Eingesetzte Messsysteme.....	135
8.2	Ergebnisse der Beaufschlagungsdichtemessungen.....	136
8.3	Ergebnisse des PDA-Messungen.....	145
8.4	Ergebnisse der Infrarotmessungen.....	158

Symbolverzeichnis

Symbol	Einheit	Bezeichnung
a	[m ² /s]	Temperaturleitkoeffizient
a	[-]	Koeffizient
A	[m ²]	Fläche
A	[-]	Koeffizient
b	[m]	Blechbreite
b	[-]	Formfaktor in Fourier'schen DGL
b	[-]	Koeffizient
b	[-]	Faktor für Brechung bzw. Reflektion
B	[-]	Koeffizient
Bi	[-]	Biot - Zahl
c	[kJ/(kgK)]	spezifische Wärmekapazität
c	[-]	Koeffizient
C	[-]	Integrationskonstante
CHF	[W/m ²]	Critical Heat Flux
d	[μm]	Durchmesser
D	[μm]	Durchmesser
Gr	[-]	Grashof-Zahl
f	[-]	Lichtfrequenz
i	[-]	Klasse
i	[-]	Index in der x- Richtung
I	[A]	Stromstärke
I	[W/m ²]	Intensität der Strahlungsquelle
j	[-]	Index in der y- Richtung
k	[-]	Zeitschritt
l	[m]	Blechhöhe
l	[m]	Länge
M	[kg]	Masse
\dot{M}	[kg/s]	Massenstrom
\dot{m}	[kg/(m ² s)]	Wasserbeaufschlagungsdichte
n	[1/m ³]	Tropfendichte

n	[-]	Brechungsindex der kontinuierlichen Phase
\dot{n}	[1/(m ² s)]	Tropfenstromdichte
N	[1/m ³]	Tropfenanzahl
Nu	[-]	Nusselt-Zahl
Oh	[-]	Ohnesorge Zahl
p	[-]	Streumoden
P	[W]	Leistung
Pr	[-]	Prandtl-Zahl
\dot{q}	[W/m ²]	Wärmestromdichte
\dot{Q}	[W]	Wärmestrom
R	[Ω]	Ohmscher Widerstand
Re	[-]	Reynolds-Zahl
s	[m]	Blechdicke
t	[s]	Zeit
T	[K]	Temperatur
U	[V]	Spannung
V	[m ³]	Volumen
\dot{v}	[l/(m ² s)]	Flüssigkeitsbeaufschlagungsdichte
v	[m/s]	Geschwindigkeit
We	[-]	Weberzahl
$\dot{W}ÜK$	[W/(m ² K)]	Wärmeübergangskoeffizient
x	[m]	Ortskoordinate
y	[m]	Ortskoordinate
z	[m]	Ortskoordinate

Symbol	Einheit	Bezeichnung
α	[W/(m ² K)]	Wärmeübergangskoeffizient
ε	[-]	Emissionsgrad
λ	[W/(mK)]	Wärmeleitkoeffizient
λ	[m]	Wellenlänge
ρ	[kg/m ³]	Dichte
ρ_{el}	[Ω m]	spezifischer elektrischer Widerstand

σ	[N/m]	Oberflächenspannung
σ	[W/(m ² K ⁴)]	Stefan-Boltzmann-Konstante
τ	[-]	dimensionslose Zeit
τ	[-]	Transmissionsgrad
ϑ	[°C]	Temperatur

Indizes

0	Start
A	Anfang
Atm	Atmosphäre
α	Konvektion
B	Blech
ch	charakteristisch
ε	Strahlung
eins	einseitig
el	elektrisch
F	Filmsieden
fl	Flüssigkeit
G	Gas
ges	gesamt
H	Heizfläche
L	Luft
kam	Kamera
λ	Leitung
k	Kontinuum
M	Messung
m	mittel, mittlere
max	maximal
n	normal
O	Oberfläche
Obj	Objekt
quer	normal zur Sprührichtung
R	Rand

<i>Re</i>	real
<i>Si</i>	Sieden
<i>sp</i>	sprayseitig
<i>symm</i>	symmetrisch
<i>T.E.</i>	Thermoelement
<i>tr</i>	trocken
<i>U</i>	Umgebung
<i>V</i>	Verdampfung
<i>V</i>	Volumen
<i>verl</i>	Verluste
<i>W</i>	Wasser

1. Problemstellung

In vielen technischen Bereichen werden zur Kühlung heißer metallischer Oberflächen Flüssigkeiten eingesetzt. Als Beispiel kann man die Walztechnik, die Wärmebehandlung von Metallen und verschiedene Gießtechniken nennen. Anwendung finden Blockguss, Strangguss, Formguss und Schleuderguss. Beim Stranggießen z.B. wird das Material im flüssigen Zustand in eine Kokille gegossen. Gleichzeitig mit dem Formprozess wird der Strang mit Spritzwasser gekühlt. Es sind unterschiedliche Verfahren der Wärmebehandlung zu unterscheiden [1]- Glühen, Härten, Anlassen und Vergüten, wobei die Hauptarten Glühen und Härten sind.

Beim Glühen wird der Stahl auf die erforderliche Temperatur erwärmt und nachfolgend langsam abgekühlt. Durch das Härten werden die Stahleigenschaften verändert, z.B. die Zugfestigkeit und Härte werden erhöht und die Dehnung und Zähigkeit werden vermindert. Wird dabei das Gefüge in Form von Austenit rasch gekühlt und erreicht oder überschreitet man die kritische Abkühlgeschwindigkeit, so bildet sich Martensit, der große Härte und Festigkeit hat [2].

Die Eigenschaften der Metalle, die zu kühlen sind, hängen von der Kühlgeschwindigkeit ab. Ist diese Geschwindigkeit zu groß, wird die thermische Belastung des Objektes zu groß und das kann zur Rissbildung führen. Bei der Durchführung eines solchen Kühlvorganges ist auch die Wirtschaftlichkeit des Prozesses zu beachten. Die Kosten des Herstellungsprozesses können durch Minderung der Kühlmittelmenge herabgesetzt werden. Die Optimierung der Kühltechniken und die Erstellung bestimmter Materialeigenschaften setzen damit genaue Kenntnisse zum Wärmeübergang für die Beschreibung der Abkühlprozesse voraus.

Der Wärmeübergang bei der Sprühkühlung wird im wesentlichen beeinflusst durch die verwendete Kühlflüssigkeit, die Geometrie und Oberflächentemperatur des Kühlgutes, die Art der Düse (Ein- oder Zweistoffdüse), deren Betriebsbedingungen und damit verbunden durch die Parameter des Sprühstrahls. Beschränkt man sich, wie in dieser Arbeit vorgesehen, auf die Verwendung von Einstoffdüsen mit Wasser als Kühlmittel, so sind die Tropfendichte-Verteilung sowie Tropfengeschwindigkeit und -durchmesser die Haupteinflussparameter.

Bei Oberflächentemperaturen oberhalb der Leidenfrosttemperatur tritt keine Benetzung der Oberfläche mehr auf. Es bildet sich ein Dampffilm, der zu einer wesentlichen Verringerung des Wärmeübergangs führt. Gerade dieser Bereich ist für die Kühlung hochoberflächlicher Oberflächen von entscheidender Bedeutung und soll schwerpunktmäßig untersucht werden. Es wird im Weiteren als Filmsiedebereich bezeichnet.

Die mit Model berechneten Wärmeübergangskoeffizienten weichen zum Teil erheblich von experimentellen Werten ab, die ebenfalls streuen. Bedingt durch die hohen Temperaturen, die Vielzahl der Einflussgrößen und die Instationarität des Prozesses, die auch einen Einfluss der Materialeigenschaften der zu kühlenden Oberfläche bewirkt, ist die experimentelle Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten bei der Sprühkühlung schwierig. In den meisten Untersuchungen wird deshalb der Wärmeübergangskoeffizient $\dot{\alpha}_{sp}$ nur mit der Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{m}_{sp} korreliert. Lediglich einzelne Autoren untersuchen den Einfluss der Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeit.

Ausgehend von den in der Literatur stark abweichenden Aussagen zum Einfluss von Tropfengeschwindigkeit und -durchmesser auf den Wärmeübergang bei der Sprühkühlung sollen systematische Messungen unter definierten Randbedingungen durchgeführt werden. Für diese werden Einstoffdüsen, die unterschiedliche Konstruktionen, Bauformen und Strahlcharakteristiken, wie Vollkegel und Flachstrahl, aufweisen, ausgewählt. Hierbei wird davon ausgegangen, dass das Wärmeübergangsverhalten auch beim Einsatz sehr unterschiedlicher Düsen eindeutig durch lokal zu bestimmende Werte der Beaufschlagungsdichte \dot{m}_{sp} , des mittleren Tropfendurchmessers d_{30} und der entsprechenden mittleren Tropfengeschwindigkeit v beschreibbar ist. Dies sollte zumindest für eine größere Anzahl von Düsen möglich sein, bei denen keine größeren Abweichungen in den Verteilungen der bezogenen Tropfendurchmesser d/d_{30} auftreten. Ist die Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Beaufschlagungsdichte sowie den mittleren Werten der Tropfengeschwindigkeit und des -durchmessers bekannt, können gesicherte Aussagen zum Wärmeübergang, relativ unabhängig von der Düsenart, getroffen werden. Vom Düsenhersteller sind dann lediglich die entsprechenden Strahlcharakteristiken dem Anwender zur Verfügung zu stellen.

2. Stand des Wissens

2.1 Grundlagen

Die Kühlung heißer metallischer Güter wird in der Praxis vorrangig durch Tauchkühlung, Sprühkühlung und Filmkühlung ausgeführt. Bei der Tauchkühlung wird der heiße Körper in ein Bad getaucht, welches ruhend oder mit einem Rührwerk ausgerüstet ist. Bei dieser Methode bleibt die Wärmestromdichte oberhalb der Leidenfrosttemperatur im Fall ruhender Bänder konstant, unabhängig von der Temperatur [3]. Die Tauchkühlung findet Anwendung beim Härten von Stählen. Bei der Filmkühlung entzieht ein ablaufender Flüssigkeitsfilm die Wärme. Die Filmkühlung wird beim Warmwalzen von Blechen und Bändern angewendet [33]. Bei der Sprühkühlung werden Düsen eingesetzt. Die Wärmeübertragung oberhalb der Leidenfrost Temperatur wird insbesondere mit steigender Beaufschlagungsdichte verbessert. Das bedeutet, dass mit Variation der Beaufschlagungsdichte der Kühlprozess gezielt beeinflusst werden kann. Das ist der Vorteil dieser Methode im Vergleich zu den anderen. Sie wird u.a. bei der Stranggusskühlung von Metallen wie Stahl, Kupfer oder Aluminium verwendet. Im Fall der Sprühkühlung wird die Kühlflüssigkeit oder ein Flüssigkeitsgasgemisch auf die heiße Oberfläche durch Düsen aufgesprüht. Parameter der Flüssigkeit wie Oberflächenspannung, Zähigkeit und Dichte beeinflussen die gebildeten Tropfen. Man kann allgemein sagen [5]:

- Der Tropfendurchmesser wird kleiner mit Abnahme der Düsenöffnung, mit Abnahme der Flüssigkeitszähigkeit und mit Abnahme der Oberflächenspannung sowie mit Zunahme des Düsenvordruckes und der Flüssigkeitsdichte.
- Das Tropfengrößenspektrum wird dichter mit Abnahme der Düsenöffnung und der Flüssigkeitszähigkeit.
- Mit Abnahme der Düsenöffnung verringert sich der Sprühstrahlwinkel.

Entsprechend der Kühlaufgabe stehen verschiedene Einstoff- oder Zweistoffdüsen zur Verfügung. Für die Einstoffdüsen ist die Umwandlung der zugeführten Druckenergie in kinetische Energie am Düsenaustritt charakteristisch. Bei den Zweistoffdüsen wird die Flüssigkeit mittels eines Gases, gewöhnlich Luft, zerstäubt. Die Ein- und Zweistoffdüsen unterscheiden sich in der Zerstäubungsfähigkeit. Zweistoffdüsen produzieren feinere Sprays. Allerdings begünstigen Zweistoffdüsen die Bildung von Oxidationsschichten im Produktionsprozess.

Die Zweistoffdüsen können in solche mit innerer und mit äußerer Mischung von Gas und Flüssigkeit unterteilt werden. Die Luftzerstäuber mit innerer Mischung haben den Vorteil, dass der Gas- und Flüssigkeitsdurchfluss unabhängig voneinander variiert werden kann und auf diese Art und Weise Tropfencharakteristiken in einem relativ breiten Spektrum erzielt werden können.

Bei den Einstoffdüsen wird die kühlende Flüssigkeit (meistens Wasser) auf dem zu kühlenden Objekt zerstäubt. In Abhängigkeit von der Düsenkonstruktion sind laut [6] die folgenden Einstoffdüsen zu unterscheiden:

- Lochdüsen
- Mehrlochdüsen
- Dralldüsen
- Breitstrahldüsen
- Mehrstrahldüsen

Eine andere mögliche Düsenunterteilung kann entsprechend dem Sprühbild der Düsen vorgenommen werden:

- Vollkegeldüsen
- Hohlkegeldüsen
- Flachstrahldüsen.
- Vollstrahldüsen.

Zur Erzielung einer möglichst gleichmäßigen Beaufschlagungsdichte auf einer Oberfläche kommen meist Vollkegel- bzw. Flachstrahldüsen zum Einsatz.

In Abhängigkeit von der Massenbeaufschlagungsdichte und den daraus folgenden Wechselwirkungen zwischen benachbarten Tropfen können die von den Düsen produzierten Sprays in zwei Typen unterteilt werden, die Einfluss auf den Wärmeübergang haben: dünne Sprays (dilute sprays) mit relativ kleinem Massenstrom und dichte Sprays (dense sprays) mit größerem. In der Literatur gibt es keine klare Einteilung beider Sprays nach bestimmten Parametern. Bernardin et al. [65] sind der Meinung, dass bei den dünnen Sprays die ganze Flüssigkeit durch Sieden und Verdampfung verbraucht wird, während bei den dichten Sprays die Flüssigkeit während des Kühlvorganges an der Oberfläche angesammelt wird. Laut Deb et al. [63] ist die Tropfenanzahldichte so klein, dass Tropfenwechselwirkungen innerhalb des Sprays während des Kühlprozesses gering sind. Die dichten Sprays haben dagegen eine Tropfenan-

zahldichte, die groß genug ist, dass die Tropfenwechselwirkungen beachtlich mehr sind, als bei den dünnen Sprays. Laut [63] produzieren die dichten Sprays Tropfen mit Durchmessern, deren Spektrum umfangreicher ist. Diese Sprays haben gegenseitig abhängige Tropfengeschwindigkeit und Durchsatz. Die Autoren sind der Meinung, dass Ergebnisse von Forschungen mit dichten Sprays nicht zu verallgemeinern sind. Bei den dünnen Sprays hängt der Wärmeübergang stark von den Tropfencharakteristiken ab. Eine weitere unscharfe Kategorisierung der Sprays bezüglich ihrer Dichte ist von [40] vorgenommen worden. Laut den Autoren steigt der Wärmeübergang im Filmsiedebereich bei Kühlung mittels dünner Sprays bei einer Steigung der Beaufschlagungsdichte und ist abhängig von den Tropfencharakteristiken. Bei dichten Sprays dagegen haben die Tropfencharakteristiken keinen Einfluss auf den Wärmeübergang.

Zur Beurteilung des Wärmeübergangs bei der Sprühkühlung können verschiedene bekannte Zusammenhänge zum Verhalten eines Tropfens beim Aufprall auf einer heißen Oberfläche herangezogen werden. Ein Maß dafür ist die Weber Zahl:

$$We = \frac{v_{fl}^2 \rho_{fl} d}{\sigma} \quad (2.1)$$

Diese Zahl stellt das Verhältnis der kinetischen Energie zur Oberflächenenergie dar. Wenn ihr Wert klein ist ($We \leq 30$), springt der Tropfen zurück von der Oberfläche, ohne dabei seine Gestalt zu ändern [7]. Bei $We \geq 80$ zerplatzt der Tropfen beim Wandaufprall [7]. Es bilden sich mehrere Tropfen, jeder davon hat kleinere kinetische- und Oberflächenenergie in Vergleich zu dem Tropfen im Anfangsmoment. Andere Autoren wie [64] geben als Grenze $We > 100$ an, bei der der Tropfen zerplatzt, wobei diese als unscharf betrachtet werden sollte. Modelle zur Beschreibung des dynamischen Verhaltens eines Tropfens sind in [7] und [8] enthalten.

Weiterhin beschreibt auch die Ohnesorge Zahl das Verhalten eines Tropfens. Sie lässt sich von der Weber- und Reynolds Zahlen ableiten:

$$Oh = \frac{\sqrt{We}}{Re} \quad (2.2)$$

Oh beschreibt den Einfluss der Flüssigkeitgeschwindigkeit auf die Tropfendesintegration [6].

Beim Kühlen eines hoch erhitzten Körpers lassen sich in Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur Siedezustände unterscheiden, die für alle Kühltechniken ähnlich sind [3]. Der prinzipielle Mechanismus des Wärmeübergangs ist durch die Arbeit von [4] zum Behältersieden bekannt (Abb. 2.1). Die Kurve in Abb. 2.1 wird als Nukijama Kurve, auch als Siedekurve des Wassers bezeichnet. Sie stellt die Abhängigkeit der Wärmestromdichte bzw. des Wärmeübergangskoeffizienten von der Temperaturdifferenz zwischen Wandtemperatur und Siedetemperatur dar. Wenn die Oberflächentemperatur nur wenig größer ist als die Wassersiedetemperatur, bilden sich keine Blasen. Die Wärme wird durch freie Konvektion und Leitung an die Flüssigkeitsoberfläche transportiert (Abb. 2.1- A). Beim Überschreiten eines Grenzwertes der Temperatur fängt das Blasensieden an (Abb. 2.1- B). Es bilden sich Dampfblasen an bestimmten Stellen der beheizten Oberfläche. Die Zahl der Blasen nimmt mit Erhöhung der Temperatur zu. Es tritt eine verstärkte Durchmischung der Flüssigkeit auf. Die Wärmestromdichte sowie der Wärmeübergangskoeffizient wachsen stark mit dem Temperaturanstieg der Heizfläche. In diesem Bereich erreichen beide Größen ihre maximalen Werte. Das Maximum wird als Durchbrennpunkt (burn out) bezeichnet. Die entsprechende Wärmestromdichte wird kritische Wärmestromdichte genannt. Ein Überschreiten dieser Temperatur führt zur Senkung der beiden Größen mit Zunahme der Temperatur. Dieser Bereich der Siedekurve wird als instabiles Filmsieden (Abb. 2.1- C) bezeichnet. Er wird dadurch charakterisiert, dass zwischen der heißen Oberfläche und der kühlenden Flüssigkeit sich ein Dampffilm bildet, der Teile der Oberfläche abdeckt. Es passiert ein instabiler Wechsel zwischen der mit Blasen und mit Dampfschicht bedeckten Oberfläche. Den Punkt bei beiden Kurven, wo die ganze Oberfläche vollständig mit dem Dampffilm abgedeckt wird, nennt man Leidenfrost Punkt (Abb. 2.1- L). Der Dampffilm hat wegen seiner kleinen Wärmeleitung eine isolierende Wirkung auf den Wärmeübergang. Die Wärmestromdichte erreicht ihren lokalen minimalen Wert. Mit ihm fängt der Bereich des stabilen Filmsiedens (Abb. 2.1- D) an. Ab diesem Wert steigt die Wärmestromdichte wieder. Die Wärme wird hauptsächlich durch Leitung und Strahlung durch den Dampffilm übertragen. Der Wärmeübergangskoeffizient ändert sich kaum.

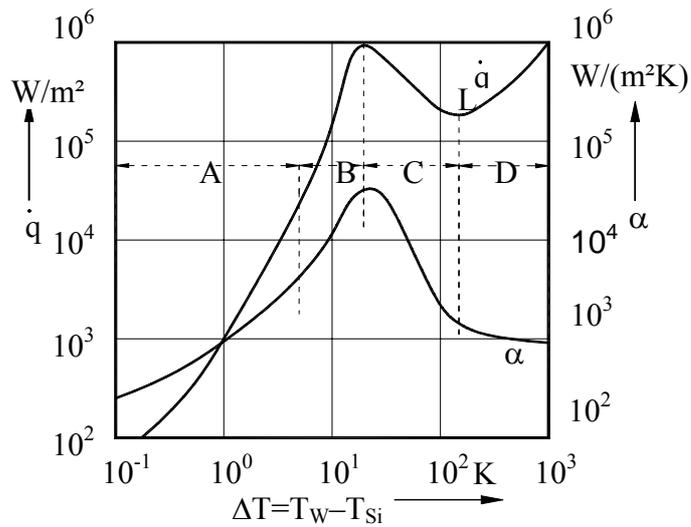


Abb. 2.1 Nukijama Kurve [4]

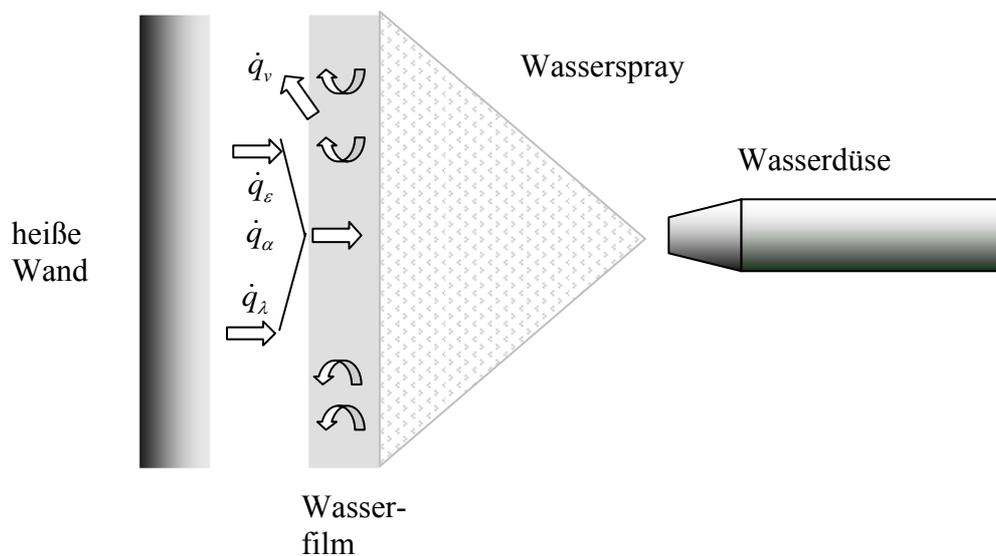


Abb. 2.2 Mechanismus der Wärmeübertragung beim stabilen Filmsieden bei der Sprühkühlung

Zum Verständnis des Mechanismus des Wärmeübergangs beim stabilen Filmsieden im Fall der Sprühkühlung müssen die Wand-Spray-Wechselwirkungen näher erläutert werden (Abb. 2.2). Der von der Heizoberfläche abgegebene Wärmestrom wird durch Leitung \dot{q}_λ und Strahlung \dot{q}_ϵ an die Phasengrenze transportiert. Dort wird der Wärmestrom teils durch Konvektion \dot{q}_α an die Flüssigkeit übertragen und teils durch Verdampfung (\dot{q}_v) als Verdampfungsenthalpie im Dampf gebunden. Die Dampftemperatur nimmt in Richtung Flüssig-

keit ab. An der Phasengrenze ist sie gleich der Siedetemperatur. Die Temperatur im Flüssigkeitsfilm fällt bis zu der Fluidtemperatur des Sprays ab.

In der Literatur gibt es umfangreiche Untersuchungen zum Wärmeübergang bei der Sprühkühlung von heißen Oberflächen im Bereich des stabilen Filmsiedens. Die Ergebnisse unterscheiden sich zum Teil stark hinsichtlich der ermittelten Wärmestromdichten. Bei der Definition des Wärmeübergangskoeffizienten ist es möglich, den abgeführten Wärmestrom durch die Temperaturdifferenz der Oberflächen- und der Fluidtemperatur ϑ_{Fl} oder der Oberflächentemperatur zur Fluidsiedetemperatur ϑ_{Si} darzustellen.

$$\dot{q} = \alpha(\vartheta_w - \vartheta_{Fl}) = \alpha^*(\vartheta_w - \vartheta_{Si}) \quad (2.3)$$

In unterschiedlichen Literaturstellen sind die Wärmeübergangskoeffizienten mittels eines dieser beiden Verfahren berechnet worden. Teilweise erfolgt jedoch auch kein klarer Bezug. Diese unterschiedlichen Berechnungsmethoden haben Einfluss auf die Ergebnisse, wie der exemplarische Vergleich beider WÜK in Abb. 2.3 zeigt.

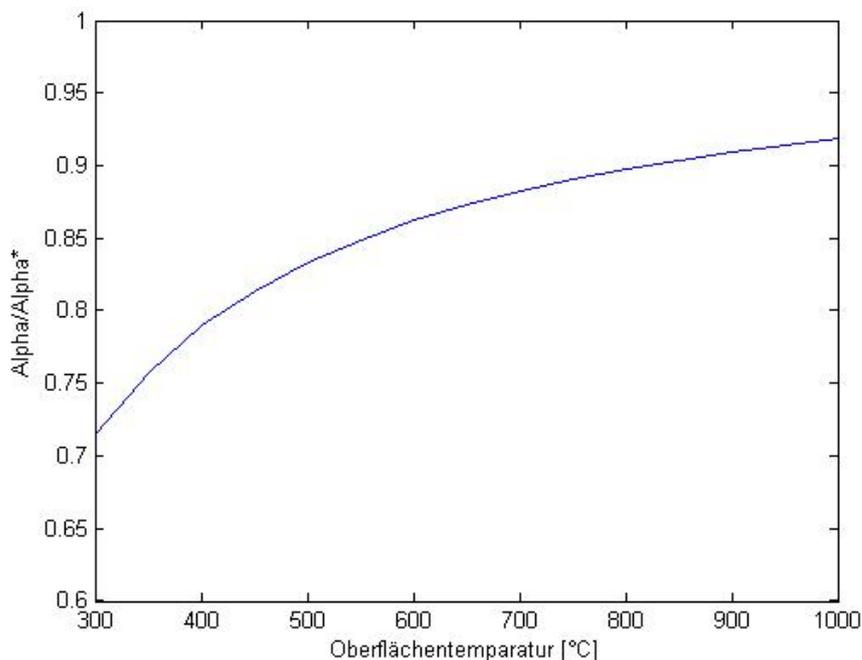


Abb. 2.3 Vergleich der beiden WÜK, berechnet einmal mit der Fluidtemperatur $\vartheta_{Fl} = 20^\circ\text{C}$ und einmal mit der Wassersiedetemperatur $\vartheta_{Si} = 100^\circ\text{C}$

Es ist zu sehen, dass je kleiner die Oberflächentemperatur ist, desto kleiner ist das Verhältnis der beiden WÜK, d.h. die Differenz zwischen beiden WÜK wird größer. Bei einer Oberflä-

chentemperatur von 300°C unterscheiden sich die beiden WÜK um ca. 30 %. Mit Steigerung der Oberflächentemperatur verringert sich diese Differenz. Bei 1000 °C wird sie kleiner als 10 % .

Bei der experimentellen Ermittlung des Wärmeübergangs sind auch unterschiedliche Versuchsmethoden verwendet worden, woraus ebenfalls Abweichungen in den Ergebnissen resultieren.

Obwohl die Flüssigkeitsverdampfung an heißen Oberflächen einer der ältesten wärmetechnischen Prozesse ist, fehlt immer noch eine vollständige Theorie, die den Verdampfungsprozess komplett beschreibt [3]. Die Siedelinie für einen konkreten Anwendungsfall, sowie ihr Minimum und Maximum und der entsprechende Wärmeübergangskoeffizient können nur experimentell bestimmt werden. Verschiedene Messmethoden zur Ermittlung des Wärmeübergangs beim stabilen Filmsieden, eine Analyse der verschiedenen Einflussgrößen und in der Literatur verfügbare Korrelationen zur Bestimmung des WÜK werden im Kapitel 2.2 beschrieben.

2.2 Stand des Wissens

2.2.1 Versuchstechniken zur Bestimmung des Wärmestroms bei der Sprühkühlung oberhalb des Leidenfrostpunktes

Für den Fall der Sprühkühlung heißer Oberflächen, deren Temperatur oberhalb der Leidenfrosttemperatur ist, kann man grundsätzlich zwei Versuchsmethoden unterscheiden:

- instationäre Meßmethode
- quasistationäre Meßmethode.

Bei dem instationären Verfahren wird ein zuvor erwärmtes Objekt gekühlt, so dass seine Temperatur in einer für dieses Verfahren typischen Abkühlkurve mit der Zeit sinkt (Abb. 2.4). Zum Versuchsstart wird der Versuchskörper erhitzt, bis die Temperatur des Körpers ihren gewünschten Wert erreicht hat. Das Aufheizen kann mittels elektrischen Stroms oder unter Verwendung eines elektrisch beheizten Wärmeofens erfolgen. Der erste Teil der Temperatur-Zeit Kurve mit einer Dauer von ca. 1 Sekunde in Abb. 2.3 stellt den quasistationären Anfangszustand bei direkter trockener Beheizung dar. Nach der Einstellung dieses Zustandes wird der Sprühstrahl auf die Oberfläche freigegeben. Die Beheizung des Versuchskörpers kann, je nach Aufheizverfahren, während der Kühlphase fortgesetzt werden. Der Beginn des

Kühlprozesses ist mit dem ersten Knick der Temperatur- Zeit Kurve verbunden. Der zweite Knick in dem Temperaturverlauf stellt den Leidenfrost Punkt dar, der in diesem Fall bei ca. 250°C liegt. Danach kommt es zu einem steilen Temperaturabfall bis unter die Siedetemperatur.

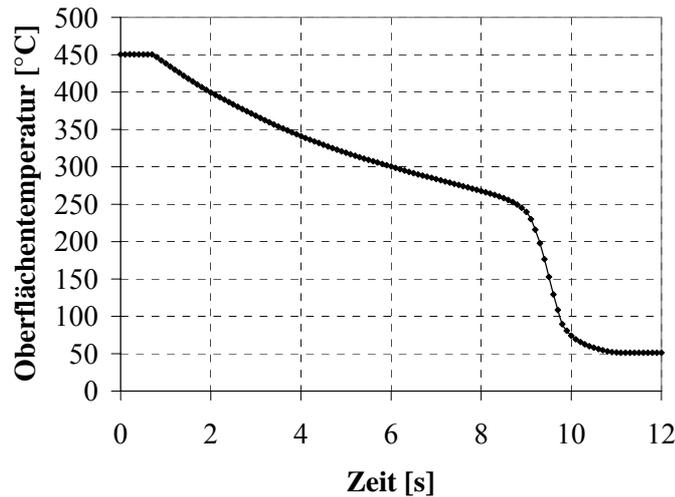


Abb. 2.4 Instationäre Wärmeübergangsmessung

Die meisten in der Literatur eingesetzten Methoden zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten sind derartige instationäre Verfahren, die sich insbesondere durch die Geometrie und die Eigenschaften des Probekörpers, die Art der Aufheizung und insbesondere die messtechnische Bestimmung der Temperaturverläufe unterscheiden. Das Aufheizverfahren ist eng mit der Art des Versuchskörpers verbunden. In unterschiedlichen Veröffentlichungen sind verschiedene Aufheizungsarten verwendet worden. In einigen Arbeiten wurde der Versuchskörper in einem Ofen aufgeheizt [[34], [36], [23], [68] und [66]]. Die Autoren [[67], [69], [70], [57], [49], [21], [71] und [72]] verwendeten dagegen elektrische Beheizung, um den Versuchskörper zu erwärmen. In den meisten Arbeiten [[34], [36], [23], [68], [66], [67], [69], [70], [57], [49] und [21]] wurde ein Metallblock mit unterschiedlicher Geometrie (Zylinder oder Platte) angewendet. In wenigen Fällen fanden dünne Bleche bis hin zu Folien Anwendung [71], [72], [43], [73] und [74].

Ein Einfluss der Wärmekapazität bei dünnen Blechen auf die Ergebnisse ist bei Temperaturen oberhalb der Leidenfrosttemperatur nicht zu erwarten. Mit der möglichen extremen Zunahme der Wärmestromdichte bei Unterschreiten der Leidenfrosttemperatur ist ein derartiger Ein-

fluss in diesem Bereich, der jedoch nicht Gegenstand der Arbeit ist, nicht mehr auszuschließen.

Die Messung der Temperaturverläufe wurde meist mit Thermoelementen realisiert [34], [36], [23], [68], [66], [67], [69], [70], [57], [49] und [21]. Eine infrarotthermographische Meßmethode wird in [43] beschrieben, die ebenfalls in dieser Arbeit genutzt und später beschrieben wird.

Stationäre oder besser gesagt quasistationäre Messverfahren sind oberhalb der Leidenfrosttemperatur nur sehr schwer zu realisieren, werden in der Literatur kaum beschrieben und erfordern spezielle Techniken. Bei den quasistationären Verfahren wird das Objekt mittels Gasbrenner oder elektrischem Strom [26], [43], und [80] kontinuierlich erhitzt. Die elektrische Leistung, bzw. die Brennstoff (oder Gas) Zufuhr wird so eingestellt, dass sie zu einer gewünschten Wandtemperatur führt. Die erzielbare zeitliche Länge der quasistationären Messphase, im Beispiel in Abb. 2.5 ca. 4 Sekunden, hängt stark von den Versuchsbedingungen und insbesondere von der Möglichkeit zur gleichmäßigen Flüssigkeitsbeaufschlagung des Probebleches ab. Bei Düsen mit starken lokalen Änderungen der Wasserbeaufschlagungsdichte sind stationäre Messungen nicht erzielbar.

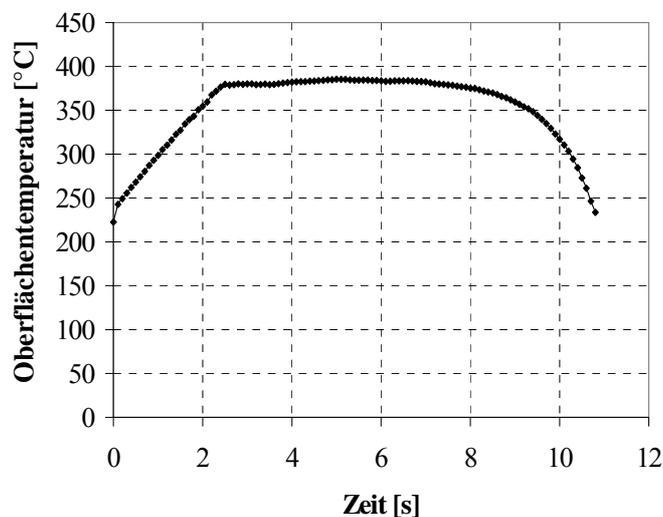


Abb. 2.5 Stationäre Wärmeübergangsmessung

2.2.2 Einflussgrößen auf die Sprühkühlung heißer Oberflächen im Bereich des stabilen Filmsiedens

In der Literatur sind zahlreiche empirisch gewonnene Berechnungsgleichungen zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten bzw. des Wärmeübergangs bei der Sprühkühlung im

Bereich des Filmsiedens zu finden. Die dabei untersuchten Einflussparameter sind im wesentlichen die Wasserbeaufschlagungsdichte, die Oberflächentemperatur, die Tropfengeschwindigkeit, der Tropfendurchmesser und die Wassertemperatur, sowie die Kühlflüssigkeitsart. Weitere Einflussparameter, wie z.B. die Eigenschaften des Wandmaterials und die Oberflächeneigenschaften sind vor allem im Bereich des instabilen Übergangssiedens, der durch starke Fluktuationen gekennzeichnet ist, von Bedeutung. Im folgenden werden die wichtigsten Einflussgrößen im einzelnen betrachtet.

2.2.2.1 Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergang

Von vielen Autoren wurden Experimente im Filmsiedebereich durchgeführt, um den Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergang im stabilen Filmsiedebereich zu untersuchen. Dabei ist oft nur der Einfluss der Beaufschlagungsdichte als Hauptparameter untersucht worden, ohne den Einfluss anderer Parameter mitzubedenken. Es ist bekannt, dass eine Steigerung der Beaufschlagungsdichte im stabilen Filmsieden zur Zunahme des Wärmeübergangskoeffizienten führt. Es gibt aber quantitativ stark abweichende Aussagen, was den Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten als Funktion der Beaufschlagungsdichte betrifft.

Tanner [38] stellte fest, dass bei Beaufschlagungsdichten, kleiner als $8 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ der Wärmeübergangskoeffizient hauptsächlich von der Sprühdichte abhängig ist. Die Sprühparameter Tropfendurchmesser und Tropfengeschwindigkeit spielten dagegen eine kleinere Rolle beim Wärmeübergang.

Sengupta *et al.* [37] untersuchten den Einfluss unterschiedlicher Parameter auf den Wärmeübergangskoeffizienten bei der Kühlung in der sekundären Kühlzone. Es wurden Experimente mit Stahl- und Aluminiumlegierungen durchgeführt. Die gewonnenen Abhängigkeiten sind prinzipiell ähnlich. Für Stahl wurde die folgende Gleichung vorgeschlagen:

$$\alpha_{sp} = A \dot{m}_{sp}^c \quad (2.4)$$

Gültigkeitsbereich: keine Angaben.

Hier sind A und c Anpasskoeffizienten mit den Werten $A=0,45-0,75$ und $c=0,5-1$.

Ettiene und Mairy [28] haben Experimente mit Vollkegel- und Flachstrahldüsen für die Kühlung von Platinstäben realisiert, um Abhängigkeiten für den Wärmestrom abzuleiten. Sie stellten die folgende Gleichung dar, die für Vollkegeldüsen gültig ist:

$$\dot{q}_{sp} = -87,7 + 313,5 \cdot \dot{m}_{sp}^{0,54} \quad (2.5)$$

Gültigkeitsbereich: $1,5 \leq \dot{m}_{sp} \leq 52 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$

$$\vartheta_o = 900^\circ\text{C}$$

Für die Oberflächentemperatur von 900°C ist ein Fehler von $\pm 15\%$ angegeben. Für $\vartheta_o = 800^\circ\text{C}$ ist eine weitere Gleichung dargestellt:

$$\dot{q}_{sp} = -356 + 492,4 \cdot \dot{m}_{sp}^{0,48} \quad (2.6)$$

Gültigkeitsbereich: $2 \leq \dot{m}_{sp} \leq 50 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$.

In [28] ist eine weitere Gleichung präsentiert worden, die für Flachstrahldüsen gültig ist:

$$\dot{q}_{sp} = 80 + 218,8 \cdot \dot{m}_{sp}^{0,84} \quad (2.7)$$

Gültigkeitsbereich: $0,5 \leq \dot{m}_{sp} \leq 5,5 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$

$$\vartheta_o = 900^\circ\text{C} .$$

$$20\text{cm} \leq \text{Abstand zur Probe} \leq 35\text{cm}$$

In Reiners *et al.* [39] wurden Experimenten mittels Ein- und Zweistoffdüsen durchgeführt. Die empirische Gleichung lautet:

$$\alpha_{sp} = 200 + 1,82 \cdot \dot{m}_{sp} \quad (2.8)$$

Gültigkeitsbereich: $1,7 \leq \dot{m}_{sp} \leq 33,3 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$.

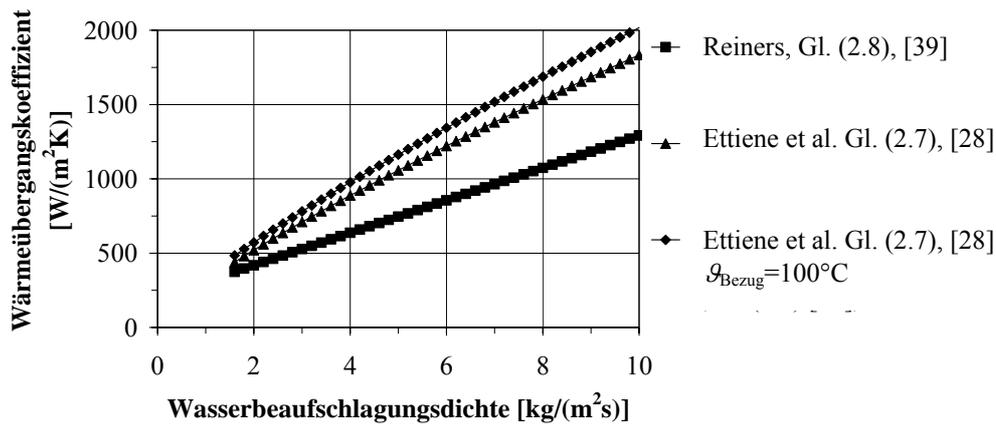


Abb. 2.6 Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergangskoeffizienten von [28] und [39]

Wie schon erwähnt, wurde in vielen wissenschaftlichen Arbeiten nicht erklärt, welche Temperatur als Bezugsparameter bei der Berechnung von α berücksichtigt wird. Um festzustellen, ob der Unterschied im Vergleich der Ergebnisse sich damit erklären lässt, wurde für Gleichung (2.8) zusätzlich α^* , siehe Gl. (2.3), in Abb. 2.6 dargestellt. Wie zu sehen ist, reicht die Variation der Bezugstemperatur nicht aus, um die Unterschiede in den Wärmeübergangskoeffizienten, (2.7) und (2.8), zu erklären. Es muss auch weitere Parameter neben der Beaufschlagungsdichte geben, die Einfluss auf α_{sp} haben.

2.2.2.2 Einfluss der Temperatur der Kühlflüssigkeit

Die meisten Autoren haben bei ihren Experimenten Wasser als Kühlmittel eingesetzt. Einige davon haben Experimente mit Variation der Wassertemperatur durchgeführt. Bamberger u.a. [32] stellen heraus, dass die Erhöhung der Wassertemperatur (Abnahme der Unterkühlungstemperatur) zur Senkung des abgeführten Wärmestroms führt. Laut [45] führt die erhöhte Wassertemperatur auch zur Verschiebung des Leidenfrostpunktes. Quantifizierbare Aussagen finden sich kaum. Insbesondere mit zunehmender Wandtemperatur wird der Einfluss der Flüssigkeitstemperatur, bei hinreichendem Abstand von der Siedetemperatur, als vernachlässigbar eingeschätzt.

2.2.2.3 Einfluss der Kühlflüssigkeitsart

Die Kühlung heißer Oberflächen kann mittels unterschiedlicher Flüssigkeiten realisiert werden. Durch Variation des Kühlmittels können unterschiedliche Wärmeströme von der Oberfläche abgeführt werden. In [9] wurde ein Zusammenhang zwischen der Wasserreinheit und dem Wärmeübergang betrachtet. Es wurde festgestellt, dass mit Zunahme der Unreinheit des Wassers die Wärmestromdichte im untersuchten Bereich von $0.1 \text{ kg}/(\text{m}^2 \text{ s}) \leq m_{sp} \leq 1 \text{ kg}/(\text{m}^2 \text{ s})$ deutlich steigt. Gegenstand weiterer experimenteller Untersuchungen war die Kühlung mittels anderer Kühlmedien wie FC-72 [11], [12],[13],[14],[15] und [16], PF 5052 [19] oder PF 5060 [17],[18]. In dieser Arbeit wird sich auf die Verwendung von destilliertem Wasser beschränkt.

2.2.2.4 Einfluss der Oberflächentemperatur auf dem Wärmeübergang

In der Literatur sind unterschiedliche Aussagen vorhanden, ob und inwiefern die Oberflächentemperatur Einfluss auf α_{sp} im stabilen Filmsieden hat. Laut [3] ist die Oberflächentemperatur keine Einflussgröße. Laut [28] führt eine Änderung der Oberflächentemperatur von 900°C auf 800°C zur Steigerung von \dot{q} um 10-15%.

Eine Gleichung wurde von Mitsusuka und Fokuda [30] für den Bereich des stabilen Filmsiedens präsentiert

$$\alpha_{sp} = 816 \cdot m_{sp}^{0,45} (1 - 0,0075 \cdot \mathcal{G}_0) \quad (2.9)$$

Gültigkeitsbereich: keine Angaben.

Mitsusuka [56] hat eine weitere Gleichung abgeleitet, die zusätzlich zur Wasserbeaufschlagungsdichte auch den Einfluss der Oberflächentemperatur berücksichtigt:

$$\alpha_{sp} = 28,5 \cdot 10^8 \cdot m_{sp}^{0,616} \cdot \mathcal{G}_0^{-2,445} \quad (2.10)$$

Gültigkeitsbereich: $0,17\text{kg}/(\text{m}^2\text{s}) \leq \dot{m}_{sp} \leq 33\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$

$$600^\circ\text{C} \leq \vartheta_0 \leq 800^\circ\text{C} .$$

Sasaki [29] hat die folgende Korrelation für α im stabilen Filmsieden veröffentlicht:

$$\alpha_{sp} = 6,1 \cdot 10^5 \cdot \dot{m}_{sp}^{0,75} \cdot \vartheta_0^{-1,2} + 116. \quad (2.11)$$

Gültigkeitsbereich: keine Angaben.

Bamberger *et al.* [32] leiteten eine Gleichung für α für den Fall der Stabkühlung ab, die für den Temperaturbereich $250^\circ\text{C} \leq \vartheta_0 \leq 900^\circ\text{C}$ gültig ist. Der Einfluss der thermophysikalischen Metalleigenschaften wird durch den Wärmeeindringkoeffizienten $\sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c}$ berücksichtigt. In [32] ist der Einfluss der Oberflächentemperatur auf α_{sp} auffällig: Senkung von ϑ_0 von 600°C auf 400°C führt zu mehr als 30% Steigerung in α_{sp} . Bamberger [32] stellt die Gleichung dar:

$$\alpha_{sp} = 0,69 \cdot \log \dot{m}_{sp} \cdot \left[1,4 \cdot \sqrt{\lambda \rho c} \cdot \exp\left(0,32 \cdot \frac{\vartheta_o - \vartheta_s}{\vartheta_w - \vartheta_s}\right) + 750 \right]. \quad (2.12)$$

Gültigkeitsbereich: $1\text{kg}/(\text{m}^2\text{s}) \leq \dot{m}_{sp} \leq 50\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$

$$250^\circ\text{C} \leq \vartheta_0 \leq 900^\circ\text{C}$$

$$20^\circ\text{C} \leq \vartheta_w \leq 65^\circ\text{C}$$

$$\vartheta_s = 100^\circ\text{C}.$$

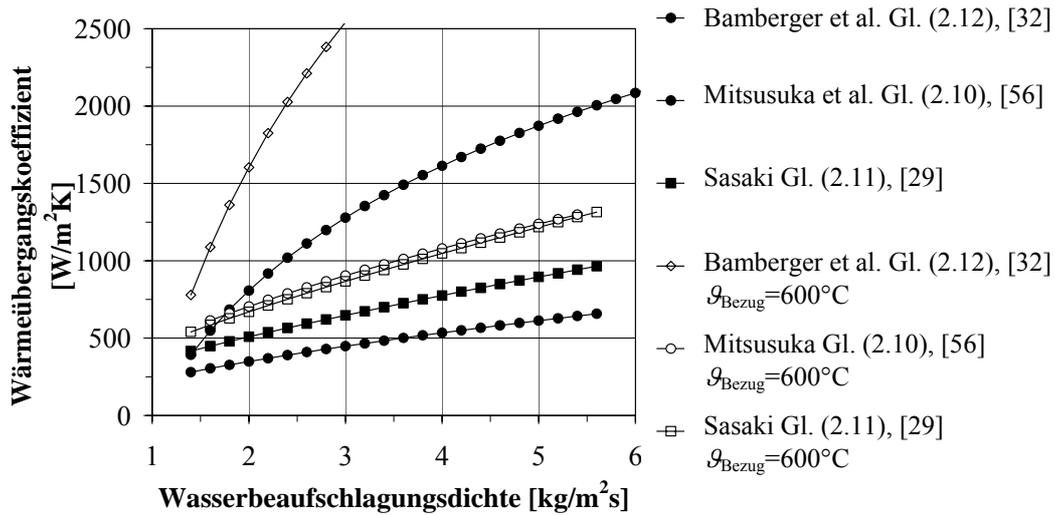


Abb. 2.7 Vergleich der Korrelationen von [32], [29] und [56] für Oberflächentemperaturen von 600°C und 800°C

Die Abb. 2.7 stellt den Vergleich der Gleichungen von [32], [29] und [56] dar. Dabei ist zu bemerken, dass bei jeder der in der Abbildung verwendeten Gleichungen zwei unterschiedliche Oberflächentemperaturen eingesetzt wurden. Es ist zu sehen, dass Unterschiede in der Temperatur zu Unterschieden in den WÜK führen. Diese Unterschiede führen bei einigen Autoren wie [32] zur Erhöhung des WÜK von bis zu 100 %. Bei den anderen Autoren ([29] und [56]) ist die Steigerung in den WÜK nicht so signifikant. Insgesamt ist zu bemerken, dass die Anwendung von unterschiedlichen Bezugstemperaturen einer der Gründe sein könnte, welcher zur Differenzen in den WÜK bei den unterschiedlichen Autoren führt.

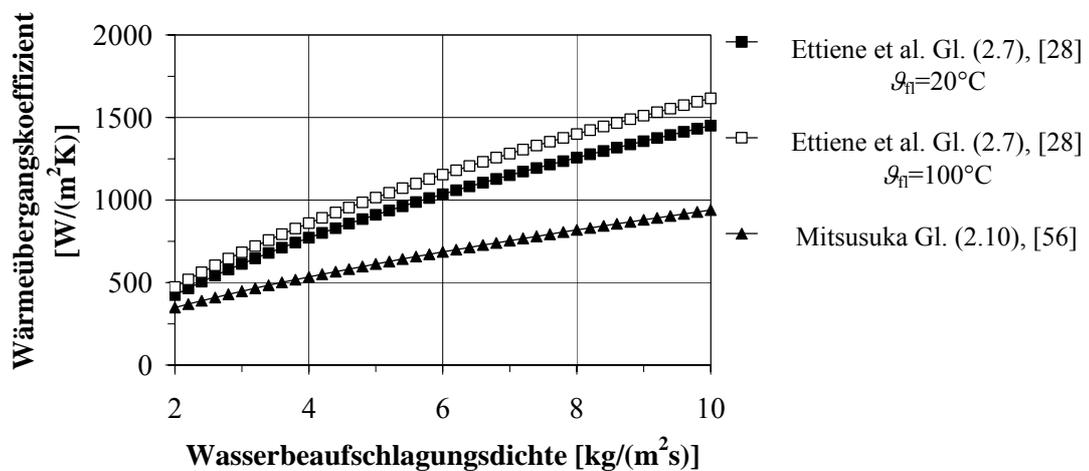


Abb. 2.8 Vergleich der Korrelationen von [28] und [56] für eine Oberflächentemperatur von 800°C

Weiterhin ist in Abb. 2.8 ein Vergleich zwischen den Korrelationen von [28] und [56] dargestellt. Bei Ettienne *et al.* [28] sind wiederum α und α^* für die zwei unterschiedlichen Bezugstemperaturen berechnet worden. An der Abbildung ist zu sehen, dass eine sehr große Abweichung der Versuchsergebnisse (bis zu 50%) voneinander auftritt. Diese Abweichung kann mit der Messunsicherheit nicht erklärt werden. Es ist eindeutig zu erkennen, dass weitere Parameter, die in den bisherigen empirischen Gleichungen nicht mitberücksichtigt sind, Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten im stabilen Filmsieden haben. Deshalb müssen neben der Beaufschlagungsdichte auch die Tropfenparameter, die das stabile Filmsieden beeinflussen, mitberücksichtigt werden.

2.2.2.5 Einfluss der Beaufschlagungsdichte und der Tropfenparameter auf den Wärmeübergang

Um die Abhängigkeit des Wärmeübergangs im stabilen Filmsieden von den Sprühparametern quantitativ bestimmen zu können, sollen die Sprühparameter und die Beaufschlagungsdichte unabhängig voneinander variiert werden. Das bedeutet, dass die Beaufschlagungsdichte als Hauptparameter und einer der beiden Sprühparameter konstant gehalten werden müssen, während der andere geändert wird. Dies ist bei den meisten der in der Literatur beschriebenen Experimente nicht gewährleistet. Im folgenden werden die Ergebnisse der Autoren, die sich mit dem Zusammenhang zwischen Sprühparametern und Wärmeübergang befassten, zusammengestellt.

Jacobi *et al.* [31] haben instationäre Messungen mit Flachstrahldüsen auf einer Kupferplatte durchgeführt. Es wurde nur der Einfluss der Tropfengeschwindigkeit auf den Wärmeübergang untersucht. Als Resultat der Messungen wurde die Gleichung (2.13) für \dot{q} vorgeschlagen:

$$\dot{q}_{sp} = 52 \cdot \dot{m}_{sp}^{0,75} \cdot v^{0,44}. \quad (2.13)$$

Gültigkeitsbereich: $0,1\text{kg}/(\text{m}^2\text{s}) \leq \dot{m}_{sp} \leq 50\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$

$$\vartheta_o = 900^\circ\text{C}$$

$$15\text{m/s} \leq v \leq 27\text{m/s}.$$

Die Experimente wurden bei Wassergeschwindigkeiten von 15 m/s und 27 m/s durchgeführt.

Sie wurden in Gl. (2.13) eingesetzt (Abb. 2.9). Es ist zu sehen, dass ab ca. 2 kg/(m²s) ein deutlicher Unterschied in der Wärmestromdichte zu sehen ist. Dieser Unterschied wird mit Erhöhung der Beaufschlagungsdichte größer. Laut [31] kann die Wärmestromdichte bei konstanter Beaufschlagungsdichte und Erhöhung der Tropfengeschwindigkeit um bis zu 1/3 erhöht werden.

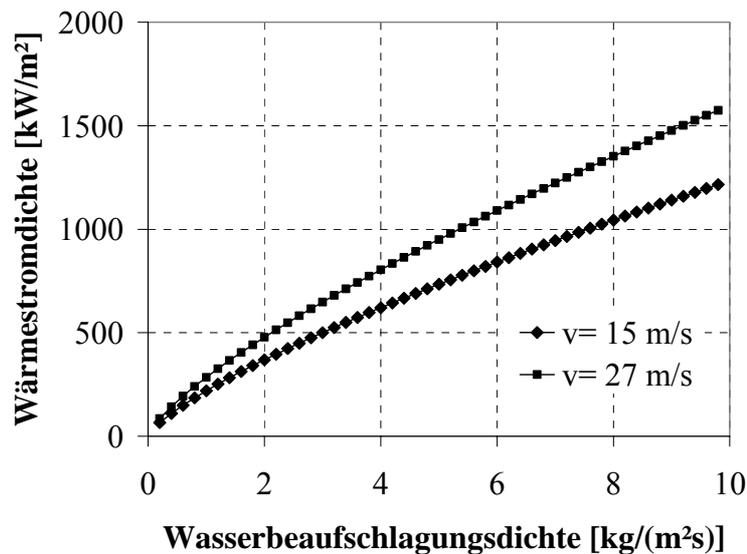


Abb. 2.9 Einfluss der Tropfengeschwindigkeit, Gl. (2.13), [31]

Mizikar [27] hat instationäre Untersuchungen auf einer Stahlplatte durchgeführt. Der Versuchskörper wurde bis 1100°C erwärmt. Es wurden Vollkegeldüsen für die Wasserzerstäubung benutzt. Ähnlich wie bei [31] wurde die Abhängigkeit von der Tropfengeschwindigkeit untersucht. Die folgende Gleichung wurde dargestellt:

$$\alpha_{sp} = 8,75 \cdot \dot{m}_{sp} \cdot v^{0,68} + 219. \quad (2.14)$$

Gültigkeitsbereich: keine Angaben.

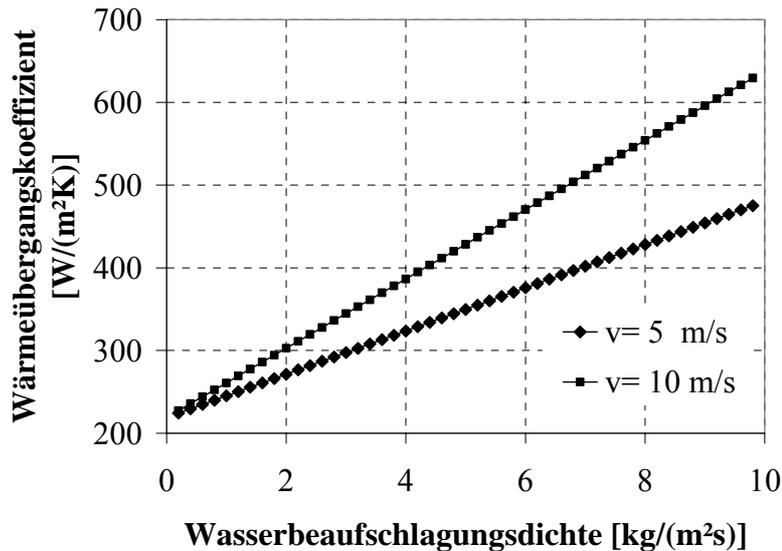


Abb. 2.10 Darstellung der Gl. (2.14) bei Variation der Tropfengeschwindigkeit

Zwei beispielhafte Geschwindigkeiten von 5 m/s und 10 m/s wurden in Gl. (2.14) eingesetzt. Das Ergebnis zeigt, dass im Intervall von 0-1 kg/(m²s) kaum eine Änderung in α zu beobachten ist. Erst ab 1 kg/(m²s) driften die beiden Linien auseinander (Abb.2.10).

Müller und Jeschar [35] haben den Einfluss von v auf α_{sp} bei Kühlung einer Stahlprobe untersucht. Die Ergebnisse sind mittels Flachstrahl- und Vollkegeldüsen ermittelt worden. Gleichungen für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten wurden vorgeschlagen:

$$\alpha_{sp} = 10 \cdot v + (107 + 0,688 \cdot v) \cdot \dot{m}_{sp} \quad (2.15)$$

Gültigkeitsbereich: $0,3 \text{ kg/(m}^2\text{s)} \leq \dot{m}_{sp} \leq 9 \text{ kg/(m}^2\text{s)}$

$$11 \text{ m/s} \leq v \leq 32 \text{ m/s}$$

Bei einer fast dreifachen Erhöhung von v tritt nahezu eine Verdopplung des WÜK bei kleineren Wasserbeaufschlagungsdichten auf.

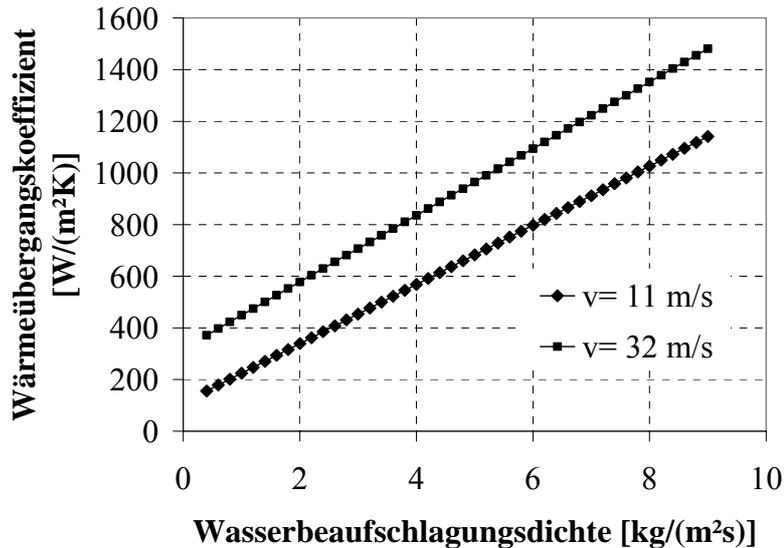


Abb. 2.11 Darstellung der Gl. (2.15) bei Variation der Topfengeschwindigkeit

Klinzing *et al.* [36] untersuchten den Wärmeübergang bei der Sprühkühlung mit einem Wasserspray auf einer vergoldeten Kupferscheibe. Eine der Aussagen in [36] war, dass der Tropfendurchmesser nur einen geringen Einfluss auf den Wärmeübergang ausübt. Für den Filmsiedebereich wurden zwei Gleichungen in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte und der Sprayparameter aufgestellt:

$$\dot{q}_{sp} = 63,25 \cdot \Delta \vartheta^{1,691} \cdot \dot{v}_{sp}^{0,264} \cdot d_{32}^{-0,062} . \quad (2.16)$$

Gültigkeitsbereich: $\dot{v}_{sp} \leq 3,5 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/(\text{m}^2\text{s})$
 $137 \mu\text{m} \leq d_{32} \leq 1350 \mu\text{m}$
 $10,1\text{m/s} \leq v \leq 29,9\text{m/s}$
 $\Delta \vartheta = \vartheta_w - \vartheta_{fl}$
 $\vartheta_o \leq 520^\circ\text{C} .$

$$\dot{q}_{sp} = 1,413 \cdot 10^5 \cdot \Delta \vartheta^{0,461} \cdot \dot{v}_{sp}^{0,566} \cdot v^{0,639} \quad (2.17)$$

Gültigkeitsbereich: $\dot{v}_{sp} \geq 3,5 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/(\text{m}^2\text{s})$
 $137 \mu\text{m} \leq d_{32} \leq 1350 \mu\text{m}$
 $10,1\text{m/s} \leq v \leq 29,9\text{m/s}$
 $\vartheta_o \leq 520^\circ\text{C} .$

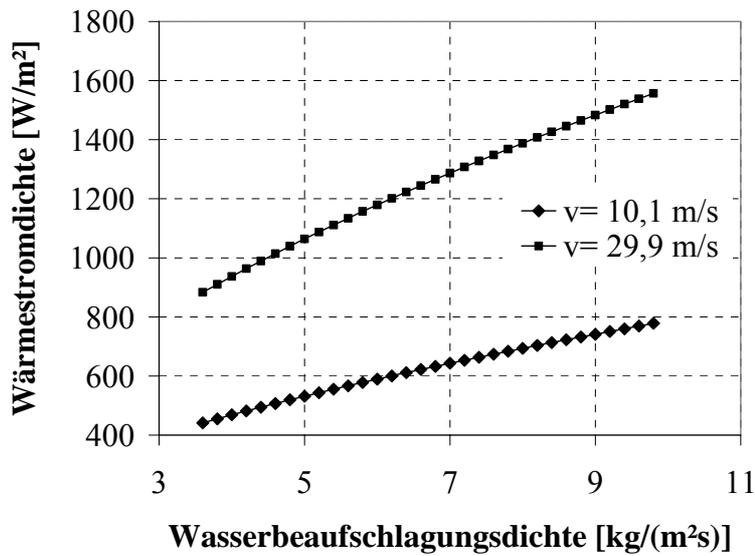


Abb. 2.12 Darstellung der Gl. (2.17) bei Variation der Tropfengeschwindigkeit

Ein direkter Vergleich zwischen dem Einfluss der Sprühcharakteristiken auf den Wärmeübergangskoeffizienten kann nicht abgeleitet werden, da in Gl. (2.16) der Tropfendurchmesser als Einflussgröße und in Gl. (2.17) die Tropfengeschwindigkeit vorhanden ist. Es lässt sich aber feststellen, dass die Tropfengeschwindigkeit einen größeren Einfluss auf α in dem jeweiligen Bereich hat als der Tropfendurchmesser (Abb. 2.12).

Puschmann [33] hat Untersuchungen an Platten mittels der instationären Messmethode verwirklicht. Als Zerstäubungsmittel hat er Zweistoffdüsen verwendet. Als Ergebnis seiner Experimente gibt er die folgende Gleichung an:

$$\frac{\alpha_{sp}}{\dot{m}_{sp}} = 16,8 \cdot v^{0,12} \cdot d^{-0,29} \quad (2.18)$$

$$\dot{m}_{sp} \leq 5 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$$

$$d_{30} \leq 30 \mu\text{m}$$

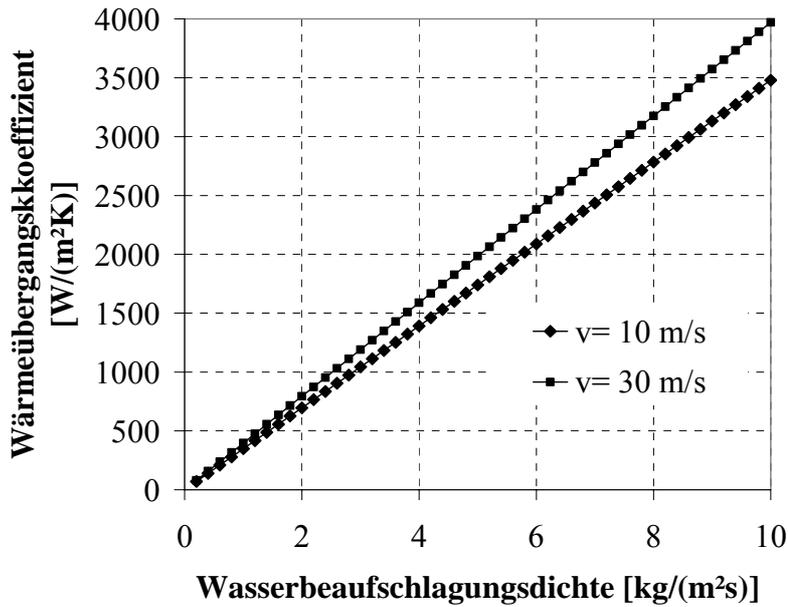


Abb. 2.13 Darstellung der Gl. (2.18) bei Variation der Tropfengeschwindigkeit

Insgesamt hat die Erhöhung der Tropfengeschwindigkeit aber einen geringfügigen Effekt auf α (Abb. 2.13).

Die verschiedenen Korrelationen mit Berücksichtigung des Einflusses der Geschwindigkeit sind vergleichend in Abb. 2.14 und Abb. 2.15 und jeweils für Tropfengeschwindigkeiten von 15 m/s und 30 m/s dargestellt, wobei sich große Unterschiede im Wärmeübergangskoeffizienten ergeben.

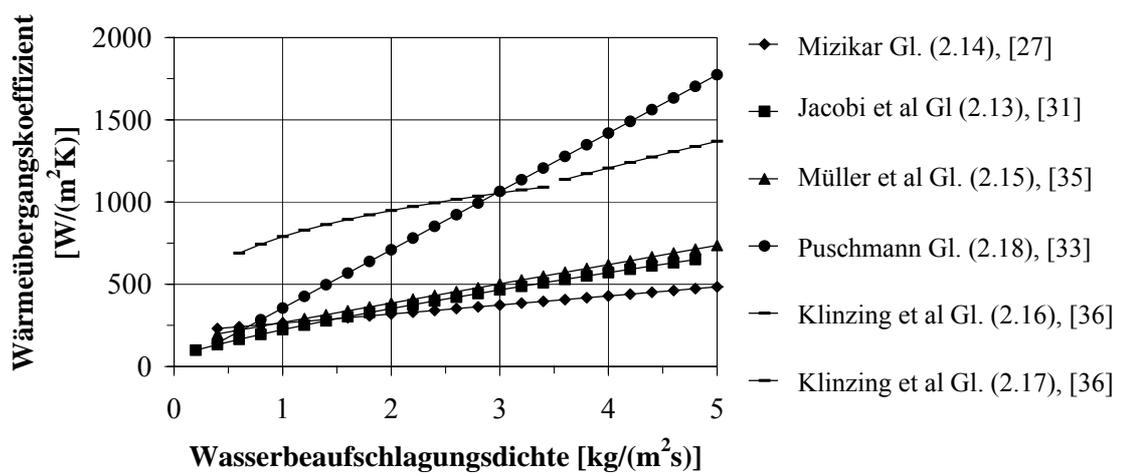


Abb. 2.14 Vergleich verschiedener Korrelationen zur Berechnung des WÜK für mittlere Tropfengeschwindigkeiten von 15 m/s.

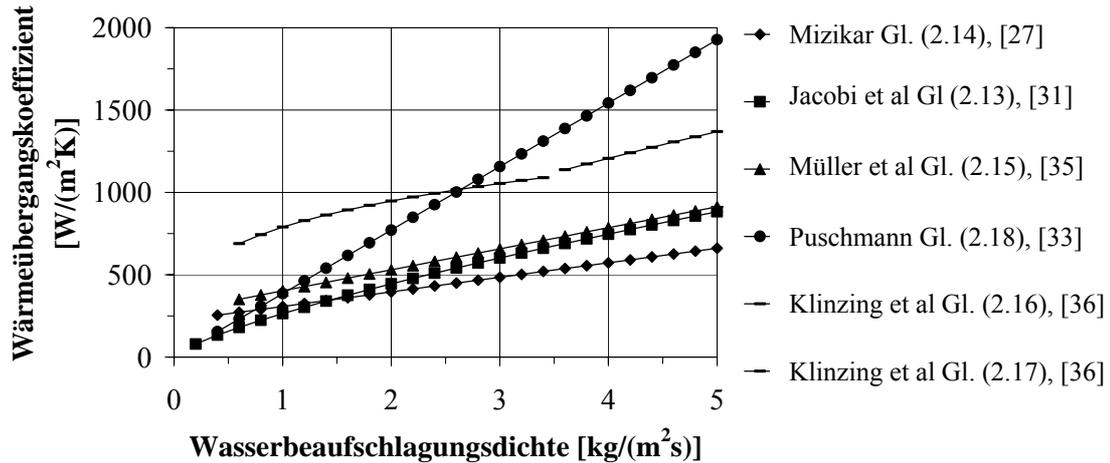


Abb. 2.15 Vergleich verschiedener Korrelationen zur Berechnung des WÜK für mittlere Tropfengeschwindigkeiten von 30 m/s.

Durch die bislang erwähnten Autoren [9], [11], [3], [27], [28], [29], [30], [31], [32], [33], [35], [36], [37], [38], [39], [56], die sich mit der Sprühkühlung im Zustand des stabilen Filmsiedens befassen, wurden von den Parametern \dot{m}_{sp} , v und d meist nur einzelne in ihrer Wirkung auf den Wärmeübergangskoeffizienten untersucht. Einige Autoren haben den Einfluss der Tropfenparameter nicht betrachtet, andere [27], [31], [35] haben nur den Einfluss der Tropfengeschwindigkeit berücksichtigt. Nur [33], [36] haben sowohl die Beaufschlagungsdichte, als auch die Sprühparameter in Betracht gezogen, ohne allerdings die Konstanz der anderen Parameter bei Variation eines Parameters zu gewährleisten.

Entsprechende Messungen des WÜK in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{m}_{sp} , der Tropfengeschwindigkeit v und des Durchmessers d , bei denen jeweils zwei Parameter konstant gehalten wurden, während der dritte variiert wurde, sind in [43] beschrieben. Die Ergebnisse zeigen kaum eine Abhängigkeit vom Durchmesser, weisen eine Verbesserung des Wärmeübergangs mit sich vergrößernder Tropfengeschwindigkeit aus und sind Ausgangspunkt der Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit. Ein analoges Vorgehen mit systematischer Variation eines Parameters bei konstanten Werten der anderen wird auch in [41] vorgenommen, allerdings nicht für den Filmsiedebereich.

Chen, Chow und Navedo [41] und Navedo [42] haben den Effekt der Sprühparameter auf die kritische Wärmestromdichte erforscht und systematische Experimente für den Bereich des instabilen Filmsiedens vorgenommen, wobei unterschiedliche Düsen von 3 Herstellern verwendet wurden: Hago, Bete und Delavan. Es wurden Wasserdüsen mit unterschiedlichem

Durchsatz verwendet, um möglichst große Änderungen der Sprühparameter zu erzielen. Ein Kupferzylinder wurde für eine bestimmte Zeit erhitzt. Nachdem die gewünschte Temperatur erreicht war, wurde der Strom abgeschaltet und es begann die Sprühkühlung. Die Sprühstrahlparameter d_{32} , v_{sp} und die Tropfendichte n in $[1/m^3]$ wurden mittels Phasen-Doppler-Anemometrie (PDA) bestimmt. Von n und der mittleren Tropfengeschwindigkeit v wurde die Tropfenstromdichte \dot{n} berechnet:

$$\dot{n} = n \cdot v \quad [1/(m^2s)]. \quad (2.19)$$

\dot{n} wird definiert als Anzahl der Tropfen, die pro Zeit ein gewisses Volumen passieren. Die Parameter d_{32} , v_{sp} und \dot{n} wurden unabhängig voneinander variiert. Die Ergebnisse von [41] und [42] zeigen, dass die Steigerung von \dot{n} von $7,3 \cdot 10^6 \text{ 1}/(\text{cm}^2\text{s})$ auf $29 \cdot 10^6 \text{ 1}/(\text{cm}^2\text{s})$ bei Konstanz von d_{32} und v_{sp} nur eine geringe Erhöhung von α_{sp} verursacht. Bei Variation von d_{32} von $62 \mu\text{m}$ auf $192 \mu\text{m}$ und annähernd konstanten Werten für v_{sp} und \dot{n} sinkt α_{sp} um 20 % linear (Abb. 2.16). Die Abb. 2.16 und Abb. 2.17 sind aus der Arbeit von Navedo [42].

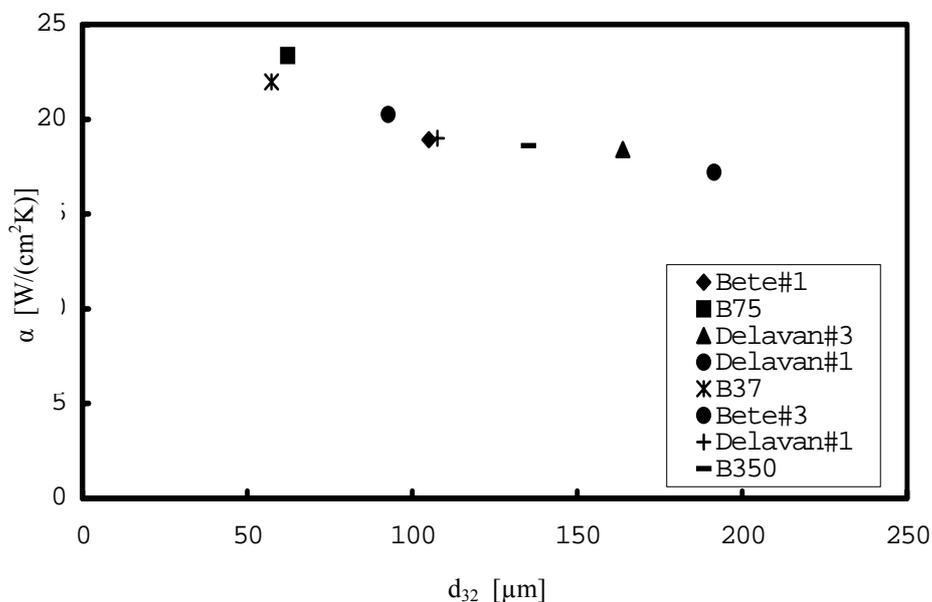


Abb. 2.16 Einfluss von d_{32} auf α [42]

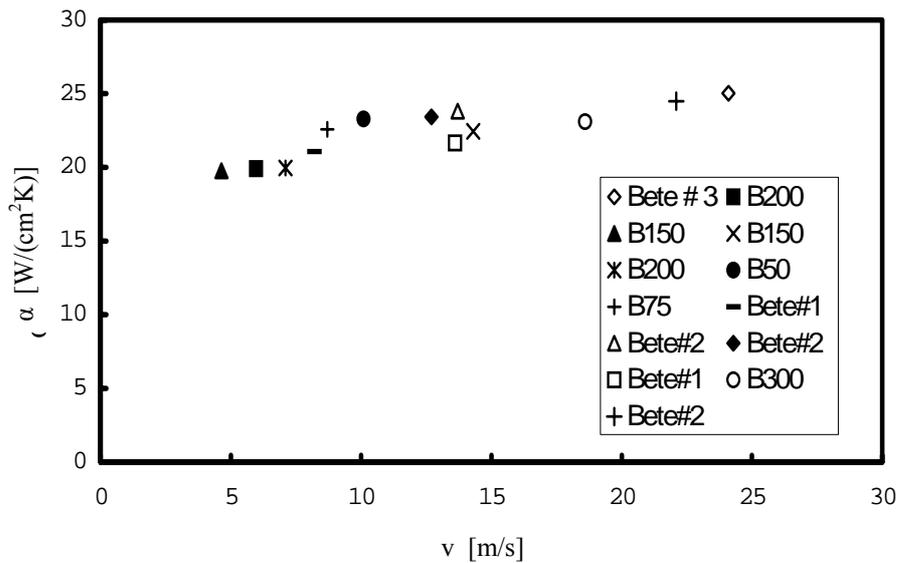


Abb. 2.17 Einfluss von v auf α_{sp} [42]

In Abb. 2.17 ist der Zusammenhang zwischen dem Wärmeübergangskoeffizienten und v dargestellt. Bei Änderung der Geschwindigkeit von 4,64 m/s auf 24,1 m/s, Konstanz in d_{32} und \dot{n} steigt α_{sp} um 20%.

In [41] und [42] ist die verwendete Anzahldichte laut Angaben des Herstellers des PDA Systems Dantec mit einem Fehler von bis zu 40 % behaftet. Die Beaufschlagungsdichte, die eine wesentliche Rolle beim Wärmeübergang in diesem Bereich spielt, wurde nicht mittels Patternator ermittelt, sondern mittels PDA, ausgehend von der Anzahldichte n berechnet

$$n = \frac{3 \cdot \dot{m}_{sp}}{4 \cdot \rho \cdot \pi \cdot v \left(\frac{d}{2}\right)^3} \quad (2.20)$$

Die auf diese Art und Weise berechnete Beaufschlagungsdichte ist dementsprechend mit einem weit größeren Fehler ausgestattet, als eine, die mittels eines Patternators ermittelt wird.

Fujimoto *et al.* [34] haben wiederum für den Filmsiedebereich instationäre Untersuchungen mittels Wasservollkegeldüsen an einem Stahlblock unternommen. Es wurde vertikal nach unten gesprüht. Es wurden Düsen mit Unterschieden in der Düsenöffnungsgröße ausgesucht, um ein breiteres Tropfenspektrum zu bekommen. Ausgehend von der Betrachtung, dass die Beaufschlagungsdichte nicht unabhängig von den Sprühparametern betrachtet werden kann, wurde in [34] stattdessen als Einflussparameter die Tropfendichte eingesetzt.

Die Tropfenparameter wurden mittels PDA ermittelt. Zu deren Bestimmung wurden bei jedem Versuch 1000 Partikel vermessen. Dieser Einstellungswert war im Vergleich in [33] mehr als 20000 gewesen. Die niedrige Anzahl vermessener Partikel in [34] könnte Einfluss auf die Ergebnisse für die Tropfenparameter ausgeübt haben. Fujimoto *et al.* [34] variierten die Tropfendichte und die weiteren Sprühstrahlparameter unabhängig voneinander. Als Ergebnis haben sie eine Korrelation für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten abgeleitet:

$$\alpha_{sp} = 1,90 \cdot d_{10}^{1,1} \cdot v_{sp}^{1,1} \cdot n^{0,65}. \quad (2.21)$$

Unter Verwendung von Gl. (2.20) erhält man

$$\alpha_{sp} = 1,90 \cdot d_{10}^{-0,85} \cdot v^{0,45} \cdot \dot{m}^{0,65} \cdot \rho^{-0,65}. \quad (2.22)$$

Gültigkeitsbereich:

$$\begin{aligned} \vartheta_o &\leq 900 \text{ } ^\circ\text{C} \\ 83 \cdot 10^{-6} \text{ m} &\leq d_{10} \leq 206 \cdot 10^{-6} \text{ m} \\ 6,8 \text{ m/s} &\leq v_{sp} \leq 15,6 \text{ m/s} \\ 3,77 \cdot 10^7 \text{ 1/m}^3 &\leq n \leq 1,48 \cdot 10^8 \text{ 1/m}^3 \\ 0,25 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3 / (\text{m}^2 \text{ s}) &\leq \dot{v}_{sp} \leq 2,18 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3 / (\text{m}^2 \text{ s}) \end{aligned}$$

In Abb. 2.18 ist Gl. (2.21) für verschiedene mittlere Tropfengeschwindigkeiten dargestellt.

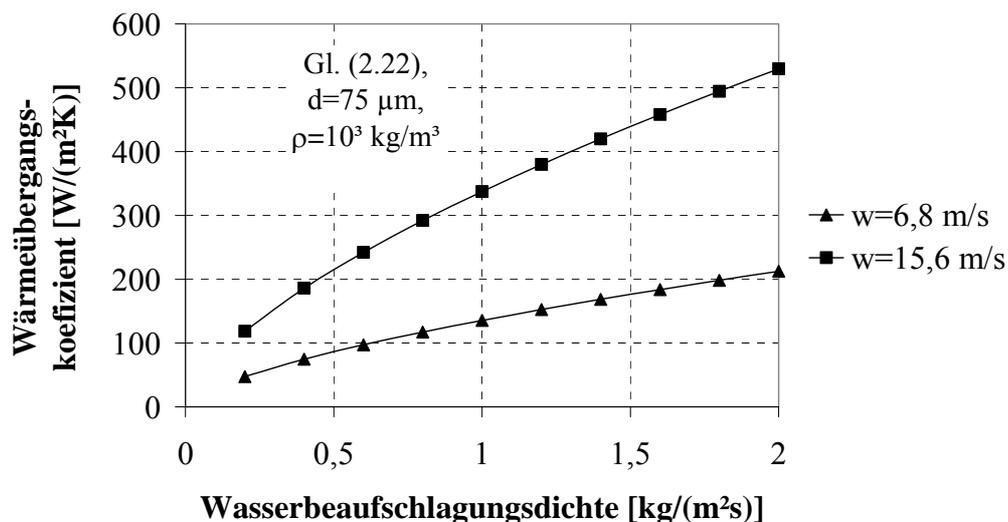


Abb. 2.18 Einfluss der Tropfengeschwindigkeit auf den WÜK

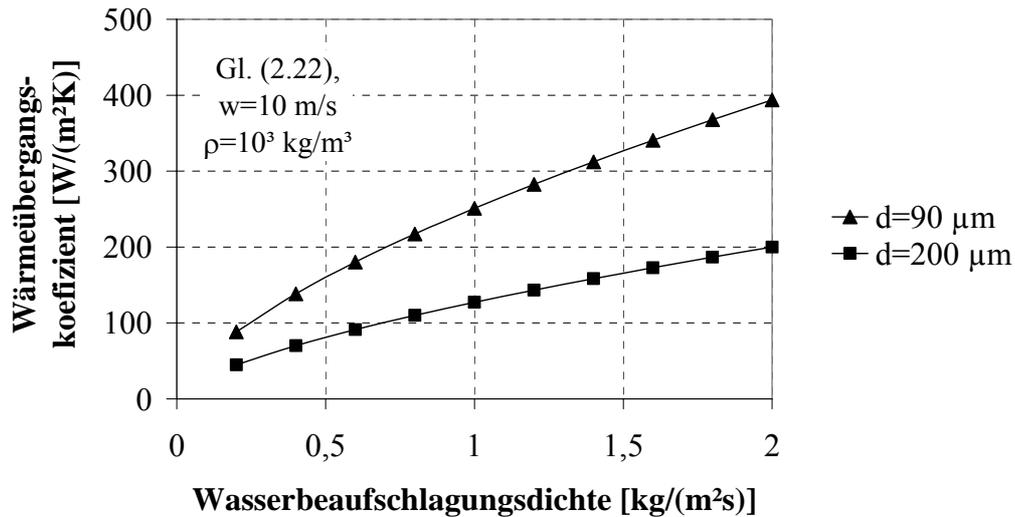


Abb. 2.19 Einfluss der Tropfengröße auf den WÜK

In Abb. 2.18 ist zu sehen, dass eine Verdopplung der Tropfengeschwindigkeit zu einer signifikanten Steigerung von α_{sp} im Bereich 0-2 kg/(m²s) führt. Mit der Steigerung der Beaufschlagungsdichte kann der Wärmeübergang um mehr als 100% vergrößert werden.

In Abb.2.19 ist der Einfluss der Tropfengröße auf α_{sp} dargestellt. Es ist zu sehen, dass in dem untersuchten Bereich der Massenstromdichte die Änderung der Tropfengröße einen wesentlichen Effekt auf α_{sp} hat. Bei Steigerung des Tropfendurchmessers von 83 μm auf 206 μm sinkt α_{sp} fast um die Hälfte.

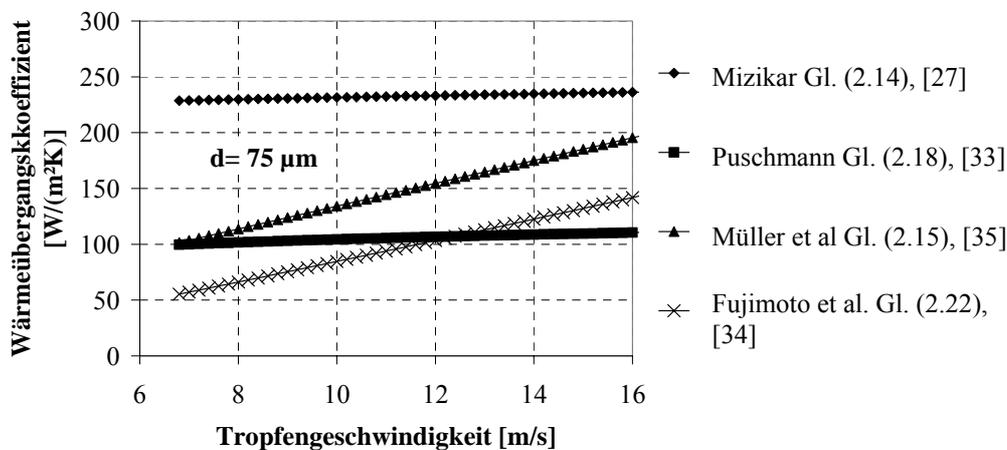


Abb. 2.20 WÜK in Abhängigkeit der Tropfengeschwindigkeit für $\dot{m} = 0,3 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$

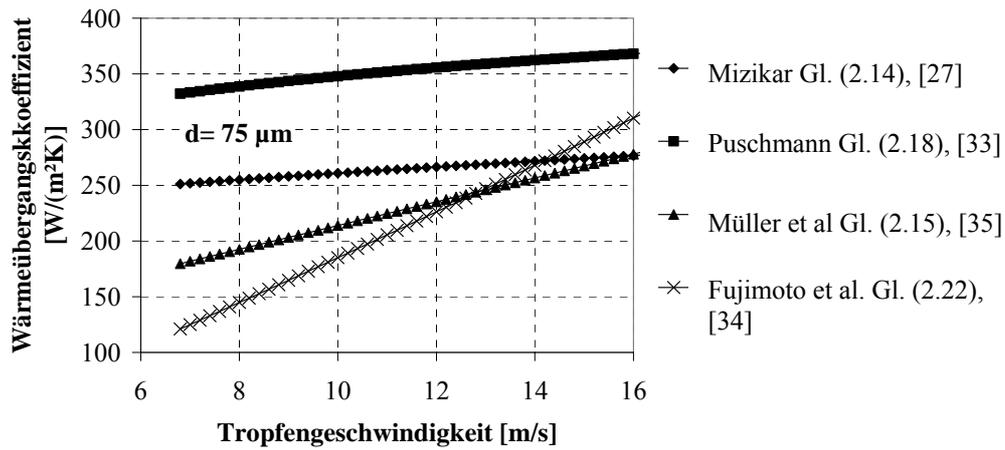


Abb. 2.21 WÜK in Abhängigkeit der Tropfengeschwindigkeit für $\dot{m} = 1 kg/(m^2s)$

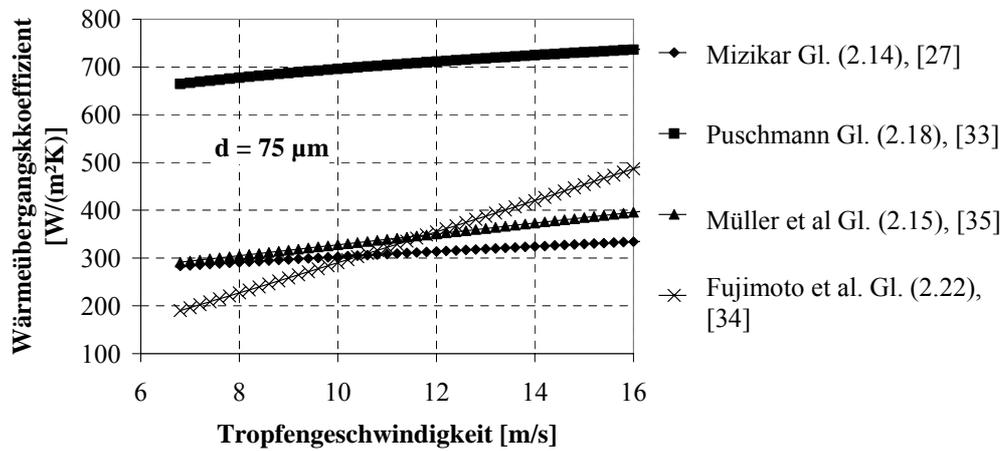


Abb. 2.22 WÜK in Abhängigkeit der Tropfengeschwindigkeit für $\dot{m} = 2 kg/(m^2s)$

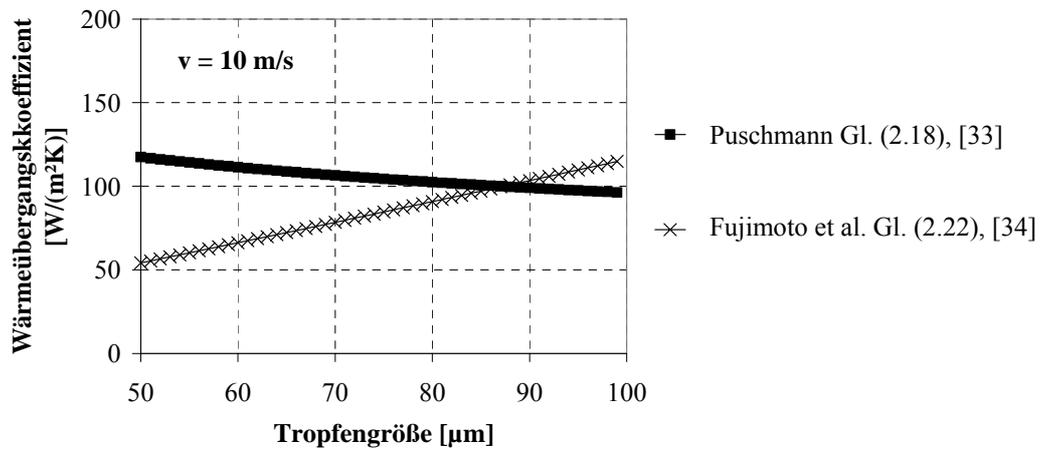


Abb. 2.23 WÜK in Abhängigkeit der Tropfengeschwindigkeit für $\dot{m} = 0,3 kg/(m^2s)$

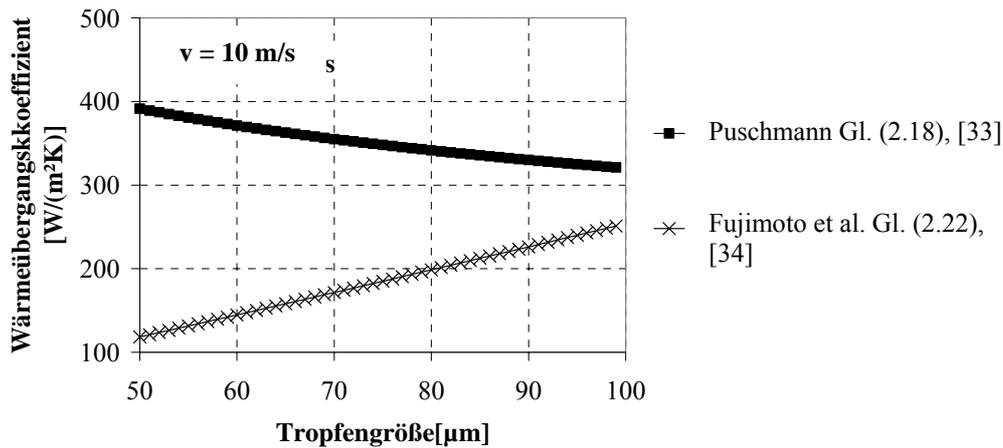


Abb. 2. 24 WÜK in Abhängigkeit der Tropfengeschwindigkeit für $\dot{m} = 1 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$

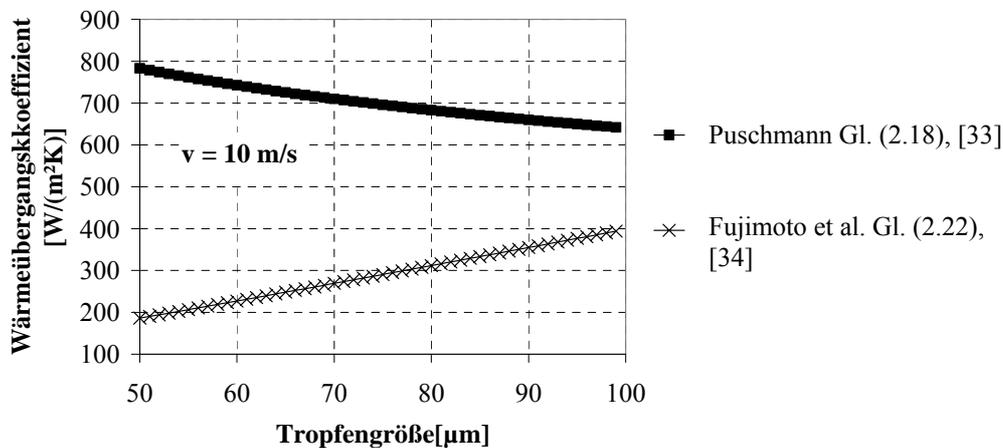


Abb. 2.25 WÜK in Abhängigkeit der Tropfengeschwindigkeit für $\dot{m} = 2 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$

Um die Unterschiede der Korrelationsergebnisse deutlich zu machen, wurden die empirischen Gleichungen, die den Einfluss der Tropfenparameter berücksichtigen, miteinander verglichen. Bei der Ermittlung des Einflusses wurde nur der zu variierende Tropfenparameter geändert, d.h. die Restparameter wurden konstant gehalten. In Abb. 2.20, Abb. 2.21 und Abb. 2.22 ist der Einfluss der Tropfengeschwindigkeit auf den Wärmeübergangskoeffizienten α_{sp} dargestellt. Die eingesetzten Gleichungen sind (2.14), (2.15), (2.18) und (2.21). Die eingesetzte Tropfengröße in Gl. (2.18) und in Gl. (2.21) war $75 \mu m$. In den Abbildungen ist zu sehen, dass der qualitative Verlauf der Kurven ähnlich ist. Die Steigerung der Tropfengeschwindigkeit führt zur Steigerung von α_{sp} . Die quantitativ dargestellten Verläufe unterscheiden sich zum Teil sehr voneinander. Im Fall kleinerer Beaufschlagungsdichten (Abb. 2.20) sieht man, dass die Kurvenabweichungen sehr groß sind (mehr als 100%). Bei etwas größeren Beaufschlagungsdichten (Abb. 2.21), sind die berechneten α Werte nach [33] die größten im Vergleich zu den anderen. Die Unterschiede der Ergebnisse sind prozentual erheblich. Im Fall der

größten Beaufschlagungsdichte (Abb. 2.22) sind die Tendenzen der Kurven sehr ähnlich, sie unterscheiden sich nur quantitativ voneinander. Die Arbeit von Puschmann ist die einzige von den vier genannten, in der Zweistoffdüsen zum Einsatz gekommen sind, wobei sich die Korrelation auf die Ergebnisse einer Düse stützt. Da diese Düsen ein ganz anderes Sprühverhalten im Vergleich zu den Einstoffdüsen aufweisen, kann hierin eine Ursache für die Unterschiede gesehen werden. In Abb. 2.23, Abb. 2.24 und Abb. 2.25 ist der Einfluss der Tropfengröße auf α bei Konstanz der Restparameter dargestellt. Die Ergebnisse von [33] und [34] unterscheiden sich sowohl qualitativ, als auch quantitativ voneinander.

Die Diskrepanz in den Ergebnissen der verschiedenen Literaturstellen (in [33], [34], [35] und [27] Variation der Ergebnissen für α bis zu 400%) zeigt die Notwendigkeit von weiteren Untersuchungen mit Variation jedes einzelnen Parameters (\dot{m}_{sp}, v, d_{30}). Der Einfluss der Position des Körpers (horizontal bzw. vertikal) und dementsprechend der Düsenposition auf α ist von den Autoren kaum betrachtet worden. Das macht Untersuchungen des Einflusses der Düsenposition auf den Wärmeübergangskoeffizienten notwendig.

2.2.2.6 Zusammenfassung der Literaturergebnisse und Zielstellung

Betrachtet wurden Untersuchungen, die den Wärmeübergang im stabilen Filmsieden experimentell bestimmten, bzw. die die Parameter analysieren, von denen er beeinflusst wird. Die Ergebnisse der Autoren [[28], [37], [38] und [39]], die ausschließlich den Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf α untersuchen, zeigen eine große Diskrepanz voneinander, was darauf hindeutet, dass es notwendig ist, bei der Beschreibung des Wärmeübergangs weitere Parameter mitzubetrachten. Dies sind insbesondere die Oberflächentemperatur und die Tropfenparameter (Tropfengröße, Tropfengeschwindigkeit). In [3], [28], [29], [30], [32], [36] und [56] wird der Einfluss der Oberflächentemperatur auf α untersucht. Ein Vergleich der ermittelten Ergebnisse zeigt Unterschiede im Wärmeübergang von bis zu 50 %. Die Studien von [27], [31], [35], [33] und [36] berücksichtigen den Einfluss der Tropfenparameter v und d auf α_{sp} , allerdings ohne unabhängige Variation der Parameter. Die auf diese Art und Weise gewonnenen Ergebnisse sind uneinheitlich. Bislang sind nur einzelne Arbeiten ([41], [42],[43] und [34]) bekannt, wo der Einfluss der Beaufschlagungsdichte und der Tropfenparameter bei Variation eines einzigen Parameters in Betracht gezogen wird.

Auch der Vergleich der Arbeiten mit Variation der Tropfenparameter bringt keine eindeutige Antwort auf die Frage, wie der Wärmeübergang von den Sprühparametern im stabilen Film-

sieden beeinflusst wird. Die Ergebnisse der Autoren weichen stark voneinander ab, besitzen zum Teil unterschiedliche qualitative Abhängigkeiten und zeigen quantitative Unterschiede bis ca. 400%. Als gesichert kann angesehen werden, dass bei gleicher Wasserbeaufschlagungsdichte eine Erhöhung der Geschwindigkeit den Wärmeübergang verbessert. Demgegenüber sind insbesondere die Aussagen zu einer Vergrößerung des Tropfendurchmessers sehr widersprüchlich und reichen von Verbesserung des Wärmeübergangs über einen vernachlässigbaren Einfluss bis zu einer Verschlechterung.

Die Ziele der eigenen Untersuchungen sind die experimentelle Ermittlung des Wärmeübergangs beim stabilen Filmsieden sowie der Vergleich verschiedener, dafür ausgewählter Mess- und Auswertemethoden. Zur Kühlung der beheizten Bleche soll die Sprühkühlung eingesetzt werden, da bei dieser Kühlmethode durch Änderung der Beaufschlagungsdichte und der Sprühstrahlparameter eine gezielte Variation des Wärmeübergangskoeffizienten realisierbar ist. Als Sprühdüsen werden Volkegel- und Flachstrahldüsen, jeweils als Einstoffdüsen verwendet. Für die Bestimmung des WÜK unter besonderer Berücksichtigung des Einflusses der Tropfenparameter soll zusätzlich zu der allgemein verwendeten instationären Messmethode insbesondere auch eine Versuchstechnik angewendet werden, die eine quasistationäre Bestimmung des WÜK ermöglicht. Für das Aufnehmen der Temperaturänderung des untersuchten Versuchskörpers während der Abkühlungsprozesses soll die Infrarotthermographie eingesetzt werden. Sie gibt die Möglichkeit, die Temperatur mehrerer Punkte oder ganzer Flächen simultan und berührungslos zu vermessen und eignet sich damit besonders gut für die Bestimmung lokaler Abhängigkeiten des WÜK. Ein PDA Messsystem soll für die Bestimmung von v und d eingesetzt werden. Dieses System gibt die Möglichkeit, Tropfendurchmessern im Bereich von 0,5 μm -1mm und Geschwindigkeiten bis über 30 m/s zu vermessen.

Für die Messungen des WÜK in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte sowie der mittleren Tropfengeschwindigkeit und des -durchmessers ist eine systematische Versuchsplanung vorzunehmen. Dabei sind solche Betriebspunkte bei den Düsen auszusuchen, bei denen bei gleicher Beaufschlagungsdichte eine Änderung in jeweils einem der beiden Sprühparameter bei Konstanz des anderen zu finden ist. Eine große Änderung in den Sprühparameter soll die Gültigkeit der Ergebnisse in einem größeren Intervall absichern. Weiterhin sind unter gleichen Betriebsbedingungen die Ergebnisse für vertikale und horizontale Düsenausrichtung zu vergleichen, um den Einfluss des Flüssigkeitsfilmes untersuchen zu können.

Für eine effiziente, automatisierte Versuchsauswertung sind Routinen für die Berechnung von α zu erstellen, um das ganze Temperaturfeld auswerten zu können. Die Experimente für die Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten sollen mittels der instationären und quasistationären Methoden realisiert werden. Die Ergebnisse beider Methoden sind für gleiche

Versuchspunkte miteinander zu vergleichen. Insgesamt sollen mit der Arbeit Grundlagen für weitere experimentelle Untersuchungen geschaffen und der Kenntnisstand zum Wärmeübergang bei der Sprühkühlung oberhalb der Leidenfrosttemperatur hinsichtlich der Wirkung der Sprühstrahlparameter erweitert werden.

3. Experimenteller Aufbau

3.1 Versuchsanlage

In Abb. 3.1 ist die Versuchsanlage für die experimentelle Ermittlung der Charakteristiken des Sprühstrahls und für die Versuche zur Bestimmung des Wärmeübergangs schematisch dargestellt.

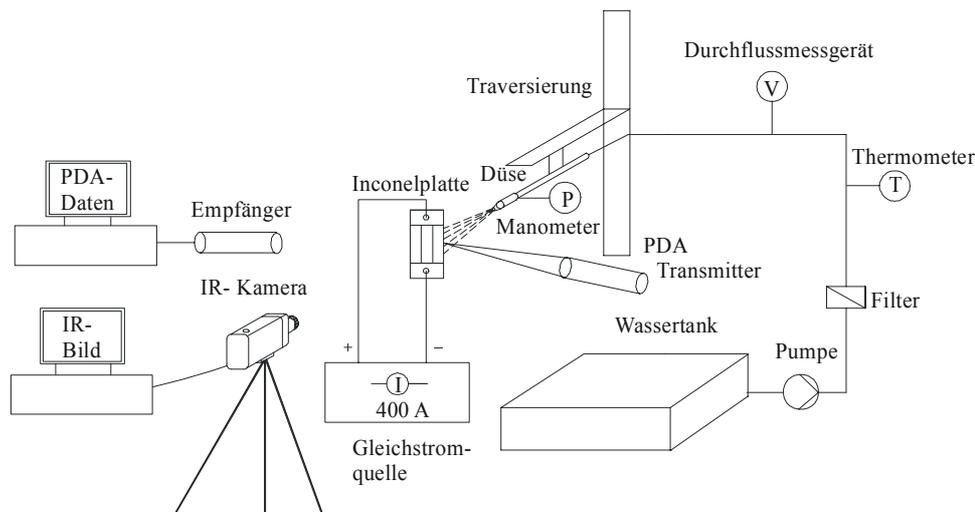


Abb. 3.1 Schema der Versuchsanlage

Das Wasser wird mittels einer Zahnradpumpe der Firma "Scherzinger" aus einem Vorratsbehälter gepumpt. Der Volumenstrom wird durch Einstellung der Drehzahl geregelt und mittels induktiver Durchflussmessgeräte der Firma "Bailey Fischer Porter" kontrolliert. Bevor das Wasser von der Düse zerstäubt wird, strömt es erst durch einen Filter. Der Druck und die Temperatur werden unmittelbar vor der Düse gemessen. Die Luftblasen, die sich eventuell im Wasser befinden, werden durch ein Entlüftungsventil entfernt. Die Düse ist so positioniert, dass ihre Achse genau in der Mitte des Versuchsbleches liegt. Die Düse mit dem Düsenrohr ist auf einer beweglichen Schiene positioniert worden. Der genaue Abstand von dem Probeblech kann mittels der Schiene ermittelt werden. Als Blech wird ein Inconel 600- Blech (Ni72//Cr16//Fe8) mit den Abmessungen $100 \times 60 \times 0,3$ mm eingesetzt. Die Temperatur wird mittels IR-Thermographie erfasst. Die Infrarotkamera misst die Oberflächentemperaturen der trockenen Seite des Probebleches, die mit einem Speziallack (Senotherm®, schwarz-matt der "Weilburger Lackfabrik" GmbH) beschichtet ist.

Das Probeblech ist mit einer Stromquelle verbunden, so dass eine homogene Widerstandserwärmung durch die Stromzufuhr gewährleistet wird. Als Gleichstromquelle, zur Blechaufheizung, dienen ein bzw. zwei Inverter mit einer maximalen Stromstärke von jeweils 400 A. Der Strom wird mit einem Zangen-Multimeter der Firma LEM Typ Heme LH1040 an der Verbindungsleitung gemessen.

Um das Probeblech abzudichten, wird eine spezielle Abdichtung eingesetzt, die temperaturbeständig, elektrisch isolierend und wasserfest ist. An der besprühten Seite des Bleches, ist zusätzlich am oberen Ende noch ein Abschirmblech angebracht, um eventuell ablaufendes Wasser so umzuleiten, dass es nicht auf die Testsektion gelangt.

Ein Drehmagnet hat die Aufgabe, den Sprühstrahl der Düse so zu verdecken, dass während der Ausbildung des Strahls kein Wasser auf die beheizte Oberfläche gelangen kann. Die genaue Vorgehensweise bei den Sprühversuchen wird nachfolgend im Kapitel 4 beschrieben.

Das zur Temperaturerfassung eingesetzte Thermographiesystem ThermaCAM® SC 3000 der Firma FLIR ist im Kapitel 3.4 ausführlich beschrieben.

Ein faseroptisches 2D-Messsystem der Firma Aerometrics wurde verwendet, um die Geschwindigkeiten und die Durchmesserverteilungen der Tropfen zu bestimmen. Die PDA-Messanordnung ist im Kapitel 3.2 beschrieben.

3.2 Messung der Sprühstrahlcharakteristik

3.2.1 Bestimmung der Wasserbeaufschlagungsdichte

Bei den Versuchen zur Bestimmung der Wasserbeaufschlagungsdichte in vertikaler Düsenposition wird die in der Abb. 3.2 dargestellte Messanordnung verwendet. Das Wasser wird aus einem Vorratsbehälter gepumpt, eventuelle Unsauberkeiten werden durch das eingebaute Filter aufgefangen. Der aktuelle Druck wird mittels eines Manometers ermittelt und ebenso der Gesamtvolumenstrom mittels der Dosierpumpe.

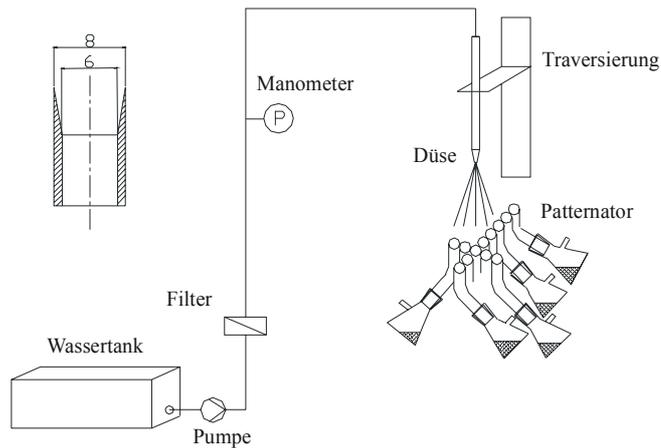


Abb. 3.2 Prinzip der Wasserbeaufschlagungsdichtemessungen

Die Patternorröhrchen wurden so gebaut, dass die Wand jedes Röhrchens abgeschrägt wurde. Der äußere Durchmesser wurde als Durchmesser für die Berechnung der Beaufschlagungsdichte verwendet.

Bei Beginn des Sprühvorgangs werden verschiedene Stadien der Sprühstrahlausbildung unterschieden [6]. Erst wenn ein stationärer Arbeitszustand erreicht wird, also der Sprühstrahl vollständig ausgebildet ist, wurde das verwendete Trennblech entfernt und gleichzeitig eine Stoppuhr gestartet.

Das von der Düse zerstäubte Wasser wird von den Röhrchen aufgenommen und jeweils in einen Sammelbehälter geleitet. Die gesammelte Wassermenge wird mit einer Präzisionswaage ermittelt. Die lokale Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{m}_{sp} des Probebleches ergibt sich aus der Wassermenge M , der Querschnittsfläche A_R eines Röhrchens und der gestoppten Zeit t :

$$\dot{m}_{sp} = \frac{4M}{\pi d_R^2 t} \quad (3.1)$$

Für Kontrollzwecke wurde bei den Messungen zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten in horizontaler Position ein weiterer Patternator verwendet, der direkt an Stelle des beheizten Bleches eingebracht werden konnte. Damit war nach jedem Düsenwechsel eine Kontrolle der Wasserbeaufschlagungsdichte unter den Messbedingungen zur Bestimmung von α möglich. Dies war notwendig, da die lokale Wasserbeaufschlagungsdichte in Abhängigkeit von der zu untersuchenden Düse sensibel von der genauen Düsenpositionierung und -ausrichtung abhängt und da die Wasserbeaufschlagungsdichte im Vergleich zu den anderen zu

untersuchenden Parametern den Haupteinfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten ausübt. Der Patternator ist in Abb. 3.3 vereinfacht dargestellt.

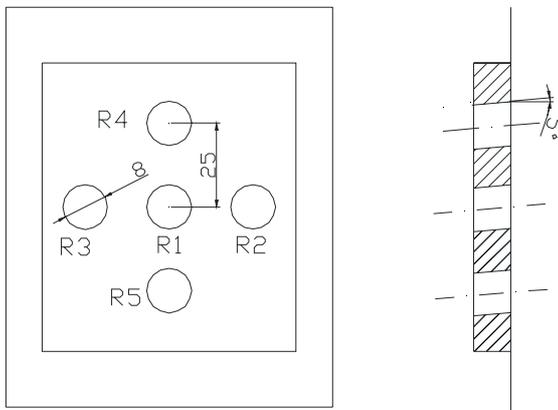


Abb. 3.3 Patternator zur Bestimmung der Beaufschlagungsdichte in horizontaler Position

Die Neigung der Röhren wird bei der Berechnung des Röhrenquerschnittes berücksichtigt. Bei den senkrecht nach oben durchgeführten Messungen wurde die genaue Düsenausrichtung mit Hilfe von fest an der Düse befestigten Laserpointern gewährleistet.

3.2.2 PDA- Messung der mittleren Tropfengrößen und -geschwindigkeiten

Der Wärmeübergang bei der Sprühkühlung wird durch die jeweiligen Sprühstrahlcharakteristiken beeinflusst, die düsenspezifisch sind. Entsprechend den Anforderungen werden für die Kühlaufgabe geeignete Düsen ausgesucht und verwendet. Zur Optimierung der Kühlungsprozesse ist die Kenntnis der Tropfengröße und -geschwindigkeit von Bedeutung.

Unterschiedliche Methoden zur Bestimmung von Sprühparametern werden eingesetzt. Sehr verbreitet sind die optischen Methoden [6], die ihrerseits in fotografische und laseroptische unterteilt werden. Bei den fotografischen Methoden werden Bilder des Sprühprozesses aufgenommen und davon wird mittels Maßstab die Tropfengröße durch Vergleich bestimmt. Zur Ermittlung der Geschwindigkeit wird die zurückgelegte Strecke der Tropfen über mehrere Bilder mit der Bildfolge der High Speed Kamera berechnet. Die zweite Methode ist die PDA, die geeignet ist für Sprays, die Tropfen größer als 1 μm Durchmesser produzieren. Damit kann man Tropfen simultan und berührungslos messen. Diese Messmethode wird im Rahmen dieser Arbeit genutzt.

Mit einem Phasen- Doppler- Anemometer können die Sprüheigenschaften von kugelförmigen Partikeln simultan und berührungslos gemessen werden. Im PDA System wird der Doppler Effekt für die Bestimmung der Tropfengeschwindigkeit verwendet, laut dem bei Annäherung einer Lichtquelle an ein unbewegliches Objekt die Frequenz höher ist als bei nachfolgender Entfernung von diesem Objekt. Der Vorteil besteht darin, mehrere Tropfen im Spray in einem hohen Dynamikbereich (max 50:1) messen zu können [6]. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein faseroptisches Zweikomponentensystem der Firma Aerometrics zur Vermessung von Wasserdüsen eingesetzt. In Abb. 3.4 ist der Aufbau eines Phasen-Doppler-Anemometers schematisch dargestellt:

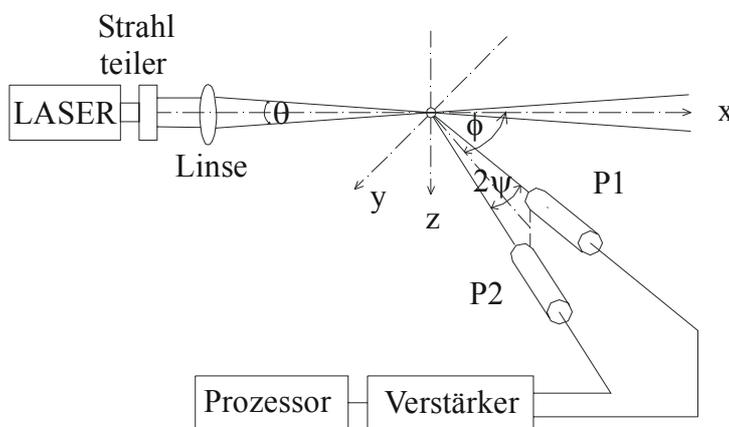


Abb. 3.4 PDA Meßsystem

Die Sendeeinheit besteht aus einem Argon- Ion- Laser mit einer Leistung von 4W und der Sendeoptik (Abb. 3.4). Ein Strahlteiler teilt den Laserstrahl in Licht gleicher Wellenlänge. Die Anteile höchster Intensität grünes Licht ($\lambda = 488 \text{ nm}$) und blaues Licht ($\lambda = 514,5 \text{ nm}$) werden genutzt. Je nach Messaufgabe kann man mit einer Brennweite von 1000 mm, 500 mm oder 250 mm arbeiten. Der vom Laser kommende Strahl (grün bzw. blau) wird von einem Strahlteiler in zwei parallele Strahlen, die auf gleiche Intensität justiert sind, zerlegt. Es entstehen vier Teilstrahlen, die paarweise gleiche Wellenlänge haben. Die so gebildeten Strahlen gehen durch eine Linse unter einen Winkel θ , die die Strahlen in Überlagerung miteinander bringt. Es entsteht ein Interferenzmessvolumen. Dementsprechend ändert sich der Intensitätsverlauf des Messvolumens (es bilden sich hellere und dunklere Streifen). Beim Durchgehen von Partikel durch dieses Volumen ändert sich die Intensität des von den Teilchen gestreuten Lichtes. Es besteht so die Möglichkeit, simultan und berührungslos zwei Geschwindigkeitskomponenten zu messen:

$$v = \frac{\lambda f_d}{2 \sin\left(\frac{\theta}{2}\right)}. \quad (3.2)$$

Trifft ein Lichtstrahl auf einen kugelförmigen Tropfen auf, kommt es an der Oberfläche zu Brechung und Reflexion. Es kann dabei reine Reflexion oder Brechung erfolgen, oder die beiden Effekte können gleichzeitig auftreten. (Abb. 3.5):

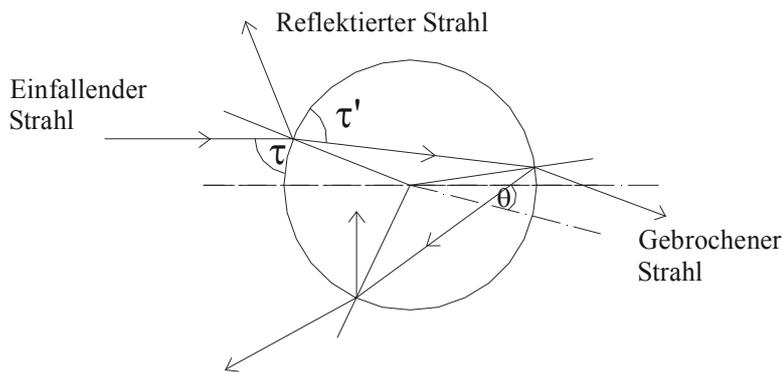


Abb. 3.5 Aufteilung des Streulichtes in Reflektion und Brechung

Von Bedeutung für die Messung und Auswertung der Tropfendurchmesser ist die Dominanz einer der Streulichtkomponenten (Reflektion oder Brechung) [62]. Entsprechend unterschiedlicher Intensitätsmaxima des Streulichtes sind für eine gegebene Sprayflüssigkeit unterschiedliche Off-Axis-Winkel möglich. So sind z.B. für Wasser Messungen bei 30° und -150° möglich (Vorwärts- oder Rückstreurichtung der Empfangsoptik). Die Vorwärtsstreurichtung wird ausgewählt, um eine möglichst hohe Streulichtintensität zu nutzen. [33].

In der Empfangseinheit (Abb. 3.4) sind zwei Photodetektorpaare P1 und P2, die sich unter einem bestimmten Höhenwinkel ψ symmetrisch anordnen. Zur Streuebene ist die Empfangseinheit unter dem Off-Axis-Winkel φ angeordnet (30° in Rahmen dieser Arbeit). Die Partikel im Messvolumen erzeugen Streulicht, welches von den Photodetektoren registriert wird. Da sie an unterschiedlichen Orten positioniert sind, entsteht eine Phasenverschiebung zwischen den Signalen beider Detektoren. Die Signale gehen durch einen Verstärker, Bandpassfilter und werden in dem PC aufgenommen. Dort werden die Frequenz und Phasenverschiebung des Signals ermittelt. Aus der Phasenverschiebung Φ_{12} lässt sich der Tropfendurchmesser berechnen:

$$d = \frac{1}{2b} \left(\frac{\lambda}{\pi n_k} \right) \Phi_{12}, \quad (3.3)$$

wobei f_d die Frequenz des empfangenen Lichts ist und λ die Laserwellenlänge ist und

$$\Phi_{12} = 2\pi\Delta t / T. \quad (3.4)$$

Hier sind Δt die Zeitdifferenz, T die Periodendauer eines Dopplerbursts und n_k der reale Brechungsindex der kontinuierlichen Phase. Der Faktor b ist ein Zahlenfaktor, der unterschiedliche Werte für Brechung und Reflektion hat. Bei dem ausgewählten Off-Axis-Winkel von 30° ist die Brechung dominant (Brechung erster Ordnung). In diesem Fall ist b

$$b_r = \sqrt{2} \left\{ \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \psi - \cos \frac{\theta}{2} \cos \psi \cos \varphi \right)^{1/2} - \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \psi - \cos \frac{\theta}{2} \cos \psi \cos \varphi \right)^{1/2} \right\} \quad (3.5)$$

$$b_b = 2 \left\{ \begin{array}{l} \left(1 + n_{re}^2 - \sqrt{2n_{re}} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \psi - \cos \frac{\theta}{2} \cos \psi \cos \varphi \right)^{1/2} \right)^{1/2} \\ - \left(1 + n_{re}^2 - \sqrt{2n_{re}} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \psi - \cos \frac{\theta}{2} \cos \psi \cos \varphi \right)^{1/2} \right)^{1/2} \end{array} \right\}. \quad (3.6)$$

Hier ist

$$n_{re} = \frac{n_{partikel}}{n_k}, \quad (3.7)$$

wo $n_{partikel}$ die reale Brechzahl der dispersen Phase ist.

Zur Durchführung der Messungen wird mit Hilfe einer Traversiereinrichtung das Messvolumen im Spraystrahl positioniert. Es gibt die Möglichkeit, zur statistischen Absicherung der Ergebnisse die zu erfassende Partikelzahl einzustellen. Eine Klassifizierung der Tropfendurchmesser- und Geschwindigkeiten wird vorgenommen. Als Ergebnis erhält man Informationen, wie sich die Tropfeneigenschaften in jeder Messposition verteilen. Es zeigte sich, dass im Fall der untersuchten Düsen 20.000 Werte ausreichend sind, um damit eine repräsentative Darstellung der Messergebnisse zu erhalten.

Das PDA-Messsystem stellt die Ergebnisse für die gemessenen Durchmesser in Form gemittelter Durchmesser dar, die folgendermaßen berechnet werden:

$$d_{ab} = \left(\frac{\sum(\Delta N_i d_i^a)}{\sum(\Delta N_i d_i^b)} \right)^{\frac{1}{a-b}}, \quad (3.8)$$

wobei ΔN_i die Anzahl der Tropfen der i -ten Klasse ist und d_i der mittlere Durchmesser dieser Klasse ist. Die meist verwendeten mittleren Durchmesser sind d_{10} - der arithmetische mittlere Durchmesser, d_{20} - der mittlere Durchmesser, bezogen auf die Tropfenoberfläche, d_{30} - der mittlere Durchmesser, bezogen auf das Tropfenvolumen und d_{32} - der Sauterdurchmesser. Er beinhaltet das Verhältnis Volumen zu Oberfläche der gemessenen Partikel.

Die Tropfeneigenschaften, mit denen die gemessenen WÜK korreliert werden und die mittels PDA gemessen wurden, sind fehlerbehaftet. Um Fehler zu vermeiden, wurden vor den eigentlichen Messungen Standardmessungen realisiert und für jede Düse Referenzpunkte, nach einer bestimmten Zahl von Messreihen, wieder angefahren. Eine Referenzdüse wurde eingesetzt, um eventuelle Abweichungen im Messgerät zu bestimmen. Gleichfalls wurden ausgewählte Wiederholungsmessungen zur Überprüfung der Reproduzierbarkeit durchgeführt. Der Fehler bei der Bestimmung der mittleren Geschwindigkeit lag im Rahmen von $\pm 5\%$. Die PDA Messungen wurden in vertikaler Richtung im nach unten gerichteten Sprühstrahlen realisiert. Die Wärmeübergangsmessungen erfolgten in horizontaler Richtung bei nicht zu großen Düsenabständen. Es wurde davon ausgegangen, dass die Strahlcharakteristiken in beiden Richtungen vergleichbar sind.

Bei der Bestimmung des PDA- Messfehlers wird davon ausgegangen, dass die zu vermessenden Wassertropfen eine sphärische Gestalt besitzen. In diesem Fall lassen sich die Fehler folgendermaßen unterteilen:

- Ungenauigkeit bei der Einstellung/ Bestimmung der Winkel θ, φ und ψ . Der maximale Fehler beträgt laut [62] ca. 8% des Messwertes.
- Phasenfehler. Er bildet sich auf Grund der Signalerfassung und Signalauswertung. Er setzt sich aus Phasenverschiebungen in den Photodetektoren und aus Fehlern bei der Signaldigitalisierung zusammen. Der Fehler bei den Phasenverschiebungen ist laut [62] zu vernachlässigen.
- Gausscher Intensitätseffekt des Laserstrahls. Dieser Effekt tritt nur dann auf, wenn durchsichtige Partikel, die größer sind als 30% der Messvolumenbreite, durch das

Messvolumen passieren. In diesem Fall ist die Dominanz der Reflektion oder Brechung von der Position des Partikels im Laserstrahl anhängig [82]. Dann wird die Phasenverschiebung nicht korrekt bestimmt.

- Slitt-Effekt. Er wird durch die kleine Fläche des Messvolumens, die sichtbar für die Empfangsoptik des Lasers ist, verursacht. Partikel, die teilweise außerhalb des Spaltes sind, können das Licht durch Brechung oder Reflektion aufteilen, in Abhängigkeit von ihrer Position im Laserstrahl [82]. Dies resultiert in Messungenauigkeiten und keiner Linearität im Verhältnis Phase-Durchmesser, ähnlich dem Gauschen Intensitätseffekt des Laserstrahls.

3.3 Infrarotthermographische Messung der Temperatur

Die IR- Kamera misst die Intensität I der Strahlungsquelle. Sie setzt sich aus Anteilen für das Objekt, die Umgebung und die Atmosphäre zusammen:

$$I = \tau \varepsilon I_{obj}(T_{obj}) + \tau(1 - \varepsilon)I_{umg}(T_{umg}) + (1 - \tau)I_{atm}(T_{atm}). \quad (3.9)$$

Die Übertragung des Infrarotsignals ist in Abb. 3.6 schematisch dargestellt.

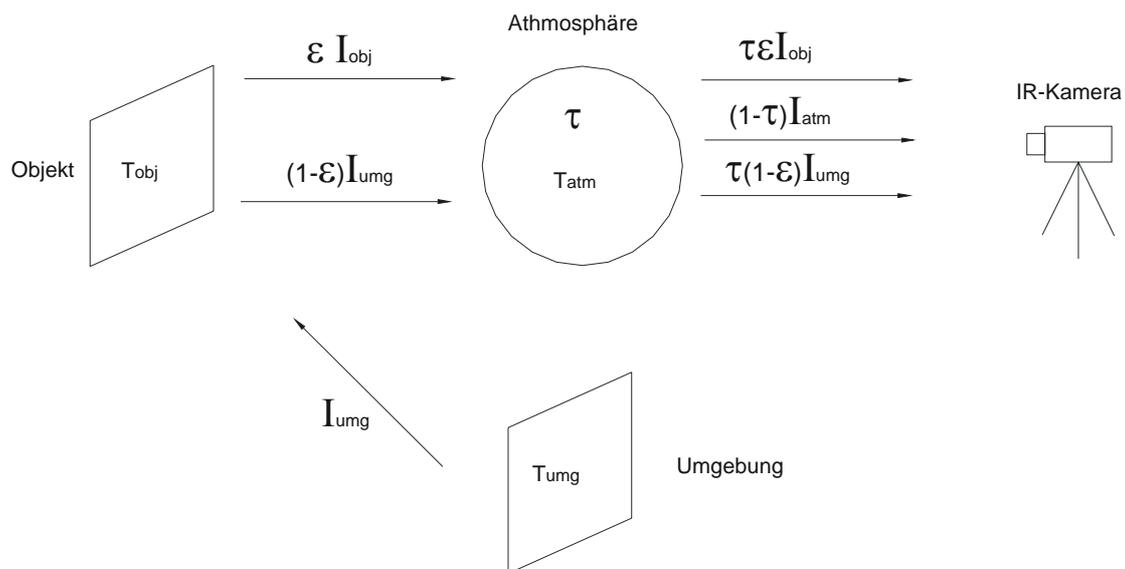


Abb. 3.6 Schema zur Übertragung des Infrarotsignals

Hier ist τ der Transmissionsgrad der Atmosphäre und ε der Emissionsgrad des Messobjektes. Bei kleineren Abständen wird τ durch Eigenschaften der Objektive, Linsen und Filter geprägt.

In der IR-Kamera wird aus der Intensität des Messobjektes die jeweilige Temperatur berechnet. Dafür müssen der Transmissionsgrad τ entlang des Strahlungsweges und der Emissionsgrad ε des Objektes sowie die Temperaturen der Umgebung, der Atmosphäre und der Kamera bekannt sein. Da in den meisten Fällen der Emissionsgrad nicht konstant, sondern abhängig von der Temperatur ist, muss man zunächst einen Wert für ε in das Softwareprogramm der IR-Kamera einsetzen. Da mittels einer Kalibrierung die wahre Temperatur und der wahre Emissionsgrad des Bleches bestimmt werden können (Anhang- Bestimmung des Emissionsgrades), kann man die tatsächliche Temperatur bestimmen. Da im Prinzip die Metalloberflächen relativ kleine Emissionsgrade aufweisen, muss die zu untersuchende Seite des Objektes modifiziert werden, so dass ihr ε sich erhöht. So verringert sich der Fehler bei der Bestimmung der Temperatur. Das Aufbringen der Lackschicht auf dem Blech kann mit unterschiedlichen Materialien realisiert werden, wobei Beschichtungen notwendig sind, die in dem zu untersuchenden Temperaturbereich beständig sind.

Die IR Kameras lassen sich in zwei Hauptarten unterteilen: Scanner und Focal Plane Array (FPA)-Systeme. Die ThermoCam SC3000, die in dieser Arbeit für die Wärmebildaufnahmen verwendet wird, ist eine FPA Kamera. Sie verfügt über 76.800 Quantendetektoren (Bildauflösung von 320 x 240 Pixeln). Die Detektoren sind vom Typ Gallium-Arsenid und sind in einem zweidimensionalen Raster angeordnet. Sie sind empfindlich für einen bestimmten Wellenlängenbereich (8 bis 9 μm). Für die Kühlung der Detektoren ist in der Kamera ein kleiner Stirling Kühler eingesetzt. Die IR-Kamera hat ein eingebautes 20° Objektiv. Die Mindestfokussentfernung für dieses Objektiv beträgt 0,4 m. Das Sichtfeld (FOV) ist in diesem Fall 20° (horizontal) x 15° (vertikal). Das aktuelle Gesichtsfeld eines Sensors liegt bei 1,1 mrad. An die Kamera können Wechselobjektive angeschlossen werden: 2,5°, 5°, 60°, Objektiv für den Nahbereich und Objektiv für den Mikrobereich. In Tabelle 3.1 sind die im Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik vorhandenen Objektive dargestellt, die mit der verwendeten IR-Kamera zu betreiben sind, sowie deren technische Charakteristiken.

Objektiv (Grad)	HFOV (Grad)	VFOV (Grad)	IFOV	Min. Fokussierabstand (m)
20 (Standard)	20	15	1,1 mrad	0,4
10°	10	7,5	0,55	2
Nahbereich (mit 20°)	34 mm	26 mm	106 µm	Bei 100 mm

Tabelle 3.1 Technische Daten des vorhandenen optischen Zubehörs für die ThermoCAM SC3000

Die thermische Empfindlichkeit der Kamera ist unter 0,002 K (bei 30°C). Die Digitalisierung des Signals ist 14 Bit. Das Signal wird in 16 384 Stufen zerlegt. Die Datenerfassung kann mit einer Geschwindigkeit bis zur 750 Hz im so genannten High-Speed-Modus realisiert werden. Außerdem hat die SC 3000 folgende Bildwiederholfrequenzen 50 Hz, 150 Hz und 250 Hz. Bei der Auswahl des 50 Hz Modusses ist das ganze Kamerabild zu sehen bzw. zu verwenden (Vollbildmodus). Bei der Auswahl einer der weiteren Modi wird das auswertbare Kamerabild kleiner. Bei 150 Hz Modus beträgt es die Hälfte des Bildes vom Vollbildmodus. Beim 250 Hz Modus ist das Bild ein Drittel vom Vollbildmodus. Im Fall der 750 Hz-Modus stellt das Bild einen Streifen dar, der sich im oberen Rand des Kamerabildes befindet. Außer diesen vordefinierten Modi gibt die Kamera die Möglichkeit, bei jedem Modus eine beliebige Herzanzahl von der Kamera zu fordern, wie z.B. jeden zweiten oder jeden fünften Frame der maximal möglichen Herzanzahl für den jeweiligen Modus.

Die Kamera verfügt über die folgenden Messbereiche:

- -20 bis 80°C
- 10 bis 150°C
- 100 bis 500°C
- 350 bis 1500°C.

Der atmosphärische Transmissionsgrad wird basierend auf Eingaben für Entfernung, Umgebungstemperatur und relative Luftfeuchtigkeit automatisch berechnet. Der Transmissionsgrad der Optik wird auch automatisch korrigiert, basierend auf Signalen von fünf internen Sensoren. Der Emissionsgrad wird manuell mit der Eingabe eines Wertes vorgegeben. Eine Korrektur des Temperaturfeldes entsprechend einer möglichen Abhängigkeit des Emissionsgrades von der Temperatur $\varepsilon(T)$ kann in der nachfolgenden Datenauswertung vorgenommen werden.

Die Messgenauigkeit der SC3000 beträgt $\pm 1\%$ oder ($\pm 1\text{K}$) bis 150°C bzw. $\pm 2\%$ oder ($\pm 2\text{K}$) im Bereich über 150°C laut Angaben des Herstellers. Temperaturdifferenzen sind genauer auflösbar. Die aufgenommenen Wärmebilder können in AVI-, BMP- oder MatLAB- Format umgewandelt werden.

4. Versuchsdurchführung und Datenauswertung

4.1 Versuchsdurchführung und Kalibrierversuche

Bei der Bestimmung des Wärmeübergangs wird die Temperaturverteilung des Probebleches bei der Sprühkühlung während des Versuches mittels einer IR- Kamera erfasst. Der Wärmeübergangskoeffizient wird dann aus den experimentell ermittelten Daten berechnet. Grundsätzlich werden zwei Messmethoden für die Blechabkühlung angewendet, quasistationäre und instationäre. Die beiden Messmethoden werden später näher erläutert.

Als Probematerial für die Wärmeübergangsmessungen wurde ein Inconel 600 Blech mit folgenden Abmessungen benutzt:

Material	Höhe l	Breite b	Dicke s
Inconel 600 (Ni 72/ Cr 16/ Fe8)	[mm]	[mm]	[mm]
	100	60	0,3

Tabelle 4.1 Abmessungen des Probebleches

Das Probeblech wurde an beiden Enden zwischen Kupferhalterungen unter Zug eingespannt, so dass ein Ausgleich der thermischen Dehnung erfolgte. Die Halterungen waren direkt mit einer Konstantstromquelle (Inverter) verbunden, so dass durch Stromzufuhr eine Widerstandserwärmung vorgenommen werden konnte. Der die Probe durchfließende Strom wurde mit einem Zangen-Multimeter an der Verbindungsleitung gemessen. Durch die Kupferbacken ist gleichzeitig die Dichtheit oberhalb und unterhalb der Probe gewährleistet. Seitlich wurde das Probeblech mittels eines Keramikfaserbandes abgedichtet, so dass für die IR- Messungen stets eine trockene Oberfläche gewährleistet wurde.

Bei der Durchführung der quasistationären und instationären Experimente war es notwendig, das zu erwärmenden Blech durch eine spezielle Vorrichtung (Abb. 4.1) vom sich zunächst ausbildenden Sprühstrahl zu schützen. Nach dem Erreichen stationärer Betriebsbedingungen der Sprayanordnung wurde der Sprühstrahl freigegeben.

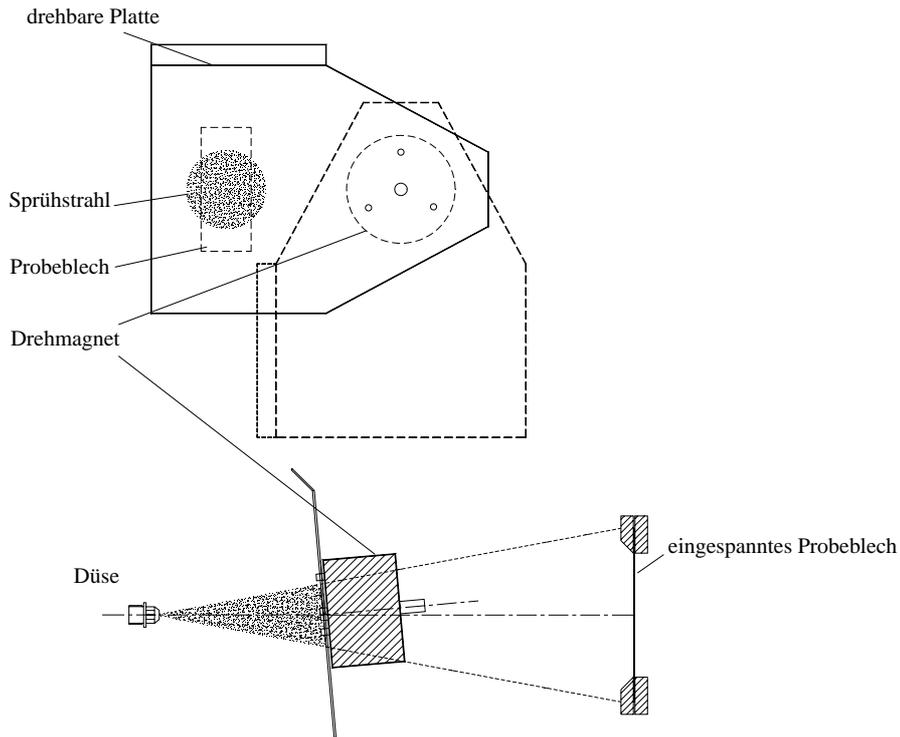


Abb. 4.1 Mechanismus der drehbaren Platte zur Sprühstrahlfreigabe [75]

Die Regelung des Drehmagneten erfolgte über eine Steuereinheit, welche außerdem die Stromzufuhr mit dem Inverter sowie die Infrarotaufnahmen steuerte.

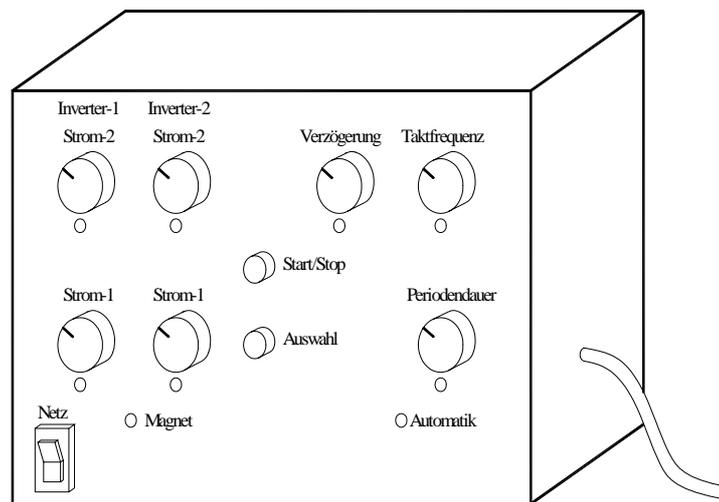


Abb. 4.2 Steuereinheit zur Versuchsdurchführung [75]

Die Steuereinheit ermöglicht die Bedienung von maximal 2 Invertern.

Bei der quasistationären Messmethode wurde das Probeblech zunächst ohne Sprühkühlung auf eine bestimmte Anfangstemperatur aufgeheizt. Der sich einstellende stationäre Zustand wurde mit der Infrarotkamera erfasst und die gleichmäßige Aufheizung des Bleches kontrolliert. Für diese Starttemperatur wurde ein bestimmter Grundstrom gewählt (Regler- Strom-1 in Abb. 4.2). Während dieser Phase verhinderte die drehbare Platte (Abb. 4.1) die Kühlung des Bleches durch den Sprühstrahl. Das Filmsieden auf dem Probeblech konnte nun dadurch erreicht werden, dass durch Tastendruck (Start/ Stop) die Freigabe des Sprühstrahls mit einer einstellbaren Zeitverzögerung sowie gleichzeitig ein sprunghafter Leistungsanstieg in der Beheizung erfolgten. Die Höhe der Leistungszufuhr konnte mit dem Regler Strom-2 eingestellt werden. Unter diesen Bedingungen bildete sich je nach Leistung und Düsenparametern über einen gewissen Zeitraum (teilweise über eine Minute) auf dem Probeblech ein Temperaturplateau aus. Weiterhin ermöglichte die Steuereinheit mit dem Start des Versuches (Taste Start/Stop) die Aufnahme einer Sequenz durch die Infrarotkamera. Die folgende Abb. 4.3 zeigt, wie sich der Verlauf des Temperaturprofils bei variabler Zeitverzögerung beim Öffnen der Drehplatte ändert. An der Abbildung ist zu entnehmen, dass ein stabiles Temperaturplateau nur dann zu erzielen war, wenn die Temperatur des Bleches zum Zeitpunkt der Freigabe des Sprühstrahls schon annähernd die sich dann einstellende Temperatur des Plateaus aufwies. Die Steuereinheit gibt die Möglichkeit, den Drehzeitpunkt der drehbaren Platte einzustellen. Wie in der Abb. 4.3 zu sehen ist, wurde erst bei längerer Verzögerung der Freigabe (Test 3) das Temperaturplateau erstmals erreicht. Das Plateau wurde schließlich durch den Test 4 bestätigt. Eine für quasistationäre Messungen ausreichende Plateauphase lässt sich nur erzielen, wenn eine relativ gleichmäßige Wasserbeaufschlagung der Testsektion gewährleistet werden kann. In anderen Fällen ist man auf die instationäre Ermittlung des WÜK angewiesen.

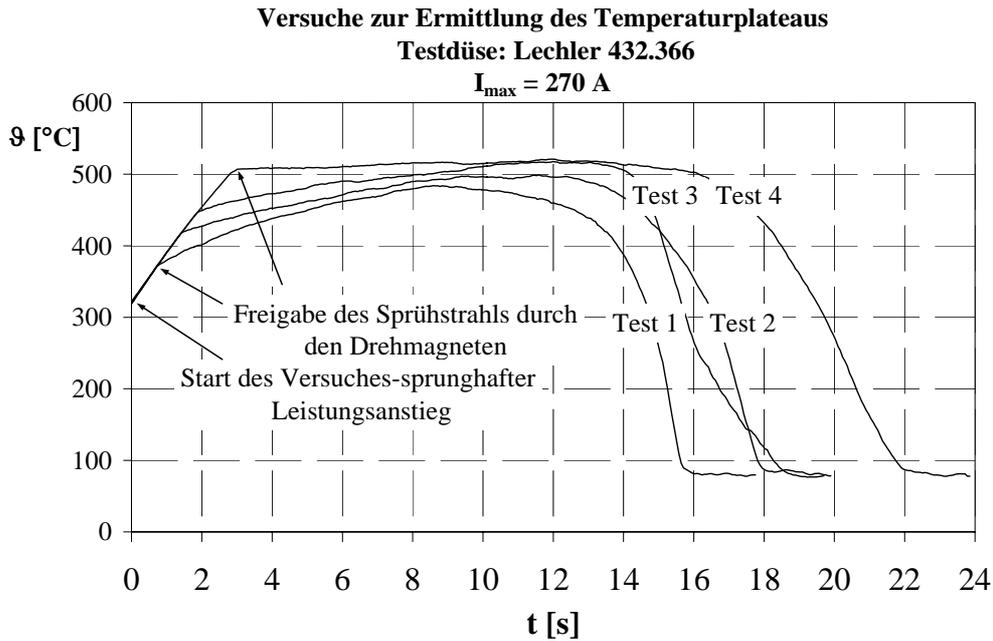


Abb. 4.3 Ermittlung des Temperaturplateaus beim Filmsieden

Bei der instationären Messmethode wird die Temperatur der trockenen Seite der Testsektion als Funktion der Zeit bestimmt. Die Experimente zur Ermittlung des Wärmeübergangs können mit oder ohne Wärmequelle realisiert werden. Nachdem das Probeblech die gewünschte Temperatur erreicht hat, wird der Sprühstrahl freigegeben. Da das Blech eine relativ kleine Wärmekapazität hat, erfolgt eine solche Messung relativ schnell, abhängig von den Düsenparametern (und letztendlich der Beaufschlagungsdichte). Darum wird in den meisten Fällen die Beheizung während des Experiments nicht ausgeschaltet. Der Wärmeübergangskoeffizient wird aus der Temperaturverteilung über der Zeit berechnet.

Wie bereits erwähnt, wird jedes Versuchsblech mit einer Lackschicht einseitig beschichtet. Dieser Lack ist temperaturbeständig bis zu Temperaturen über 500°C und hat einen Emissionsgrad von ca. 0,9 im betrachteten Wellenlängenbereich. In das Programm ThermaCam Researcher 2001 muss man zunächst einen konstanten Wert für den Emissionsgrad eintragen. Für genaue Temperaturmessungen ist eine Kalibrierung mit Bestimmung des Emissionsgrades als Funktion der Temperatur durchzuführen. Hierfür wird die in der Abb. 4.4 dargestellte Messanordnung verwendet.

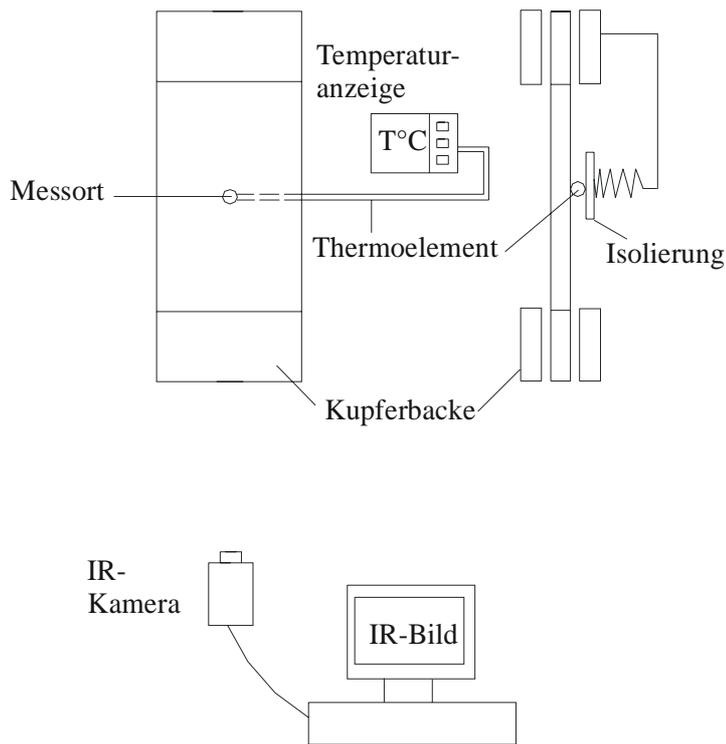


Abb. 4.4 Messung des Emissionsgrades

Das Probeblech ist zwischen den Kupferbacken in der Sprühkammer befestigt worden. Ein vorher kalibriertes Mantelthermoelement Typ K wurde in der Mitte der Blechseite ohne Lackbeschichtung positioniert. Um den Messfehler zu minimieren, wurde hinter dem Thermoelement eine Isolierung angebracht. Eine Feder drückte das Thermoelement gegen das Blech. Die Ermittlung des Emissionsgrades erfolgte für einen Temperaturbereich von 100-500°C. Dazu wurde das Blech elektrisch beheizt, und die Temperatur stufenförmig erhöht, wobei sich jeweils ein stationärer Zustand einstellte. Der Zusammenhang der aufgenommenen Temperaturen ist in der Abb. 4.5 dargestellt. Um die Abhängigkeit zwischen den von Kamera und Thermoelement gemessenen Temperaturen zu bestimmen, genügt eine Funktion zweiten Grades. Für die Analyse der Temperaturdaten und die Bestimmung des Emissionsgrades wurde die Software ThermaCam Researcher 2001 eingesetzt. An der Position des Thermoelementes auf der Blechoberfläche wurde eine Auswertefläche im Softwareprogramm positioniert.

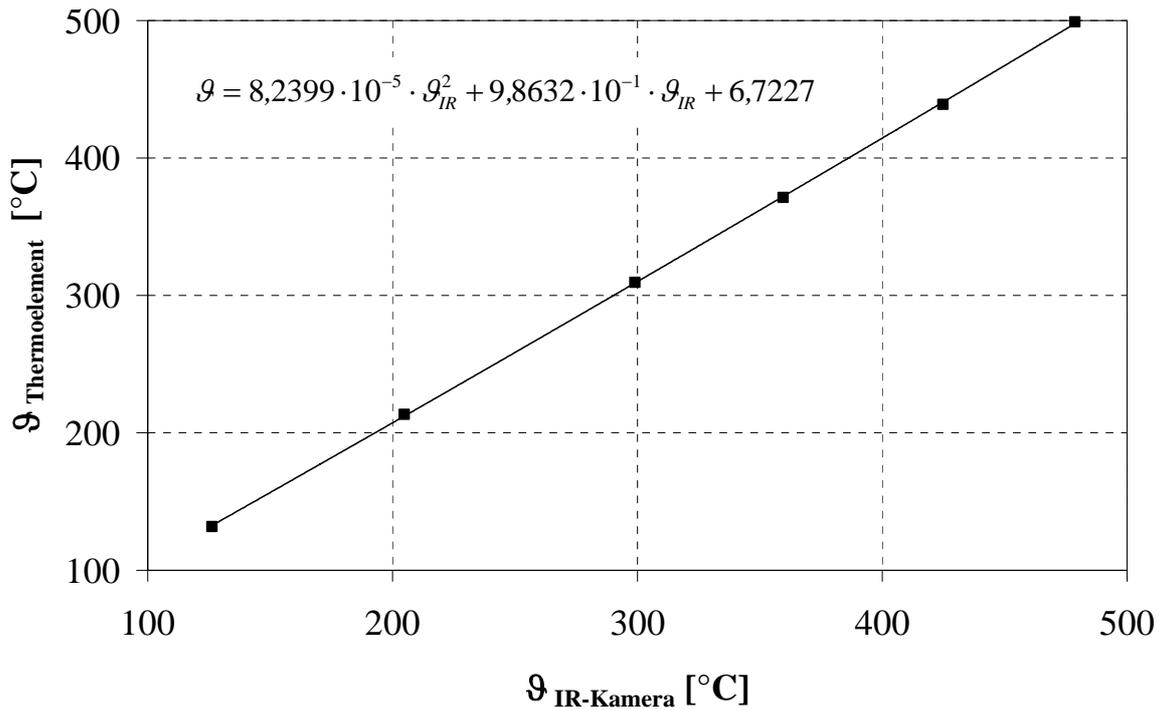


Abb. 4.5 Zusammenhang zwischen Thermoelement- und Kamertemperatur bei der Bestimmung des Emissionsgrades des Probebleches

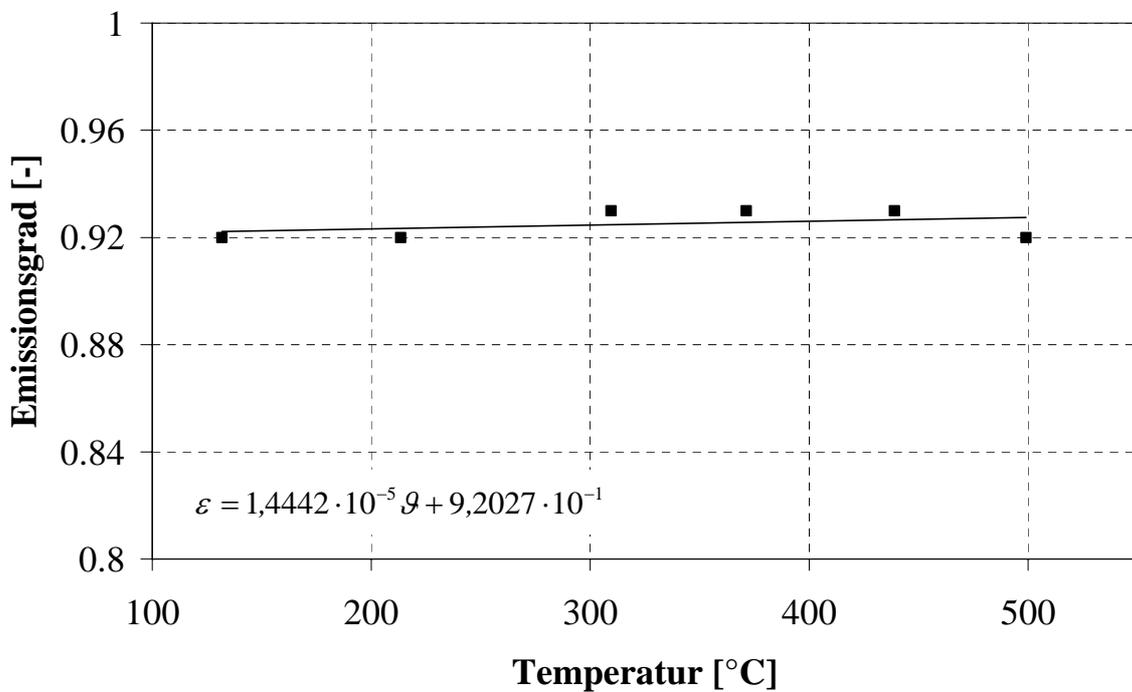


Abb. 4.6 Emissionsgrad des Bleches im untersuchten Temperaturbereich

In [77] wurde der Einfluss der Lackschichtdicke auf den Fehler bei der Berechnung des Wärmeübergangs bei der Sprühkühlung untersucht. Als Ergebnis zeigt sich, dass die Lackschicht-

dicke eine nur geringe Auswirkung auf den Fehler hat. Für die Bestimmung der Lackschichtdicke wurden eigene Untersuchungen mittels Long-Range-Mikroskopie am Institut für Physik an der Universität Magdeburg realisiert. Die Ergebnisse zeigen, dass die Dicke der Lackschicht kleiner als $50\ \mu\text{m}$ ist.

In Abb. 4.6 ist die Abhängigkeit des Emissionsgrades von der Temperatur dargestellt. Im betrachteten Temperaturbereich von $100\text{-}500^\circ\text{C}$ kann der Emissionsgrad durch die angegebene Ausgleichsgerade beschrieben werden. Der Emissionsgrad dieser Fläche wurde bestimmt, indem die mittlere Temperatur der Fläche und die des Thermoelementes verglichen wurden.

Mit der Abb. 4.7 lässt sich der Einfluss von $\Delta\varepsilon$ auf die Temperaturbestimmung einschätzen. Ein Fehler bei der Bestimmung des Emissionsgrades von $0,01$ führt zur Temperaturabweichungen von bis zu $5\ \text{K}$.

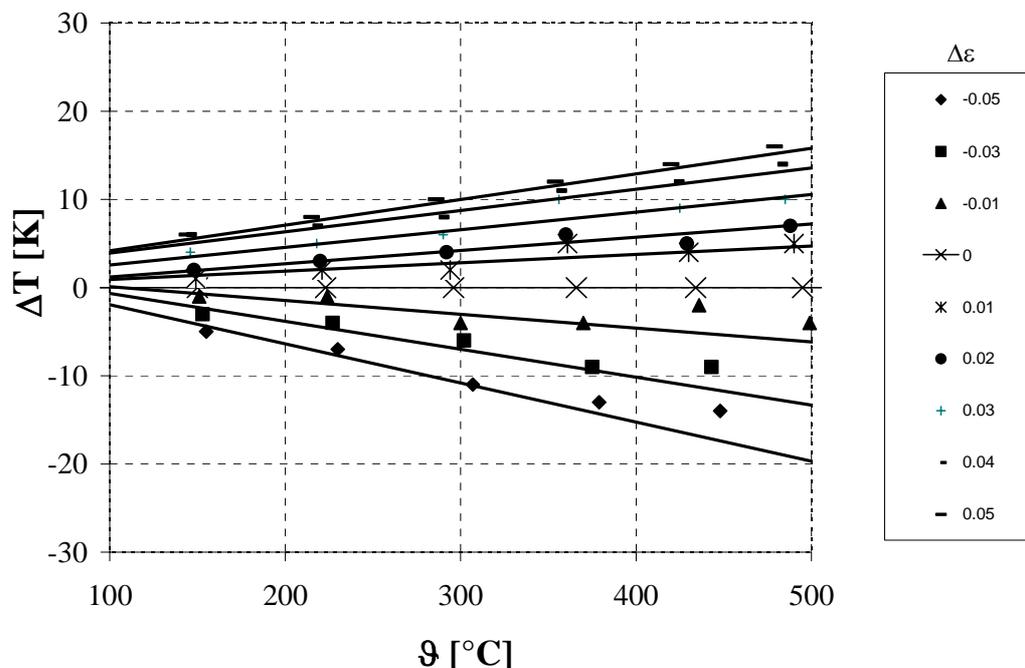


Abb. 4.7 Abhängigkeit des Temperaturfehlers vom Emissionsgrad

Diese Abbildung verdeutlicht die Notwendigkeit einer genauen Bestimmung des Emissionsgrades in Abhängigkeit der Temperatur, womit gleichzeitig eine Kalibrierung der thermographischen Temperaturbestimmung durchgeführt wird.

Die Abhängigkeit zwischen den Temperaturwerten des Thermoelementes und den Werten der Temperatur des Thermographiesystems wurde später bei den Wärmeübergangsmessungen verwendet, um die tatsächliche Oberflächentemperatur zu bestimmen.

Bei Voraussetzung einer trockenen Heizoberfläche ist die Heizflächenbelastung \dot{q}_H von der zugeführten elektrischen Leistung und der Fläche abhängig. Geht man von einer einseitigen Wärmeabfuhr (Sprayseite) aus, so gilt

$$\dot{q}_H = \frac{P_{el}}{A} = \frac{U \cdot I}{A} = \frac{I^2 \cdot R}{b \cdot l} = \frac{\rho_{el} \cdot I^2}{s \cdot b^2}. \quad (4.1)$$

In Gl. (4.1) ist zu erkennen, dass zur Bestimmung der Heizflächenbelastung \dot{q}_H der Wert des spezifischen elektrischen Widerstandes von Bedeutung ist. Da auch die Blechdicke mit einer bestimmten Toleranz behaftet ist, wurde die Abhängigkeit $\frac{\rho_{el}}{s} = f(\vartheta_H)$ experimentell bestimmt. Das Probeblech wurde ohne Sprühkühlung im trockenen Zustand aufgeheizt. In Abständen von ca. 50 K wurden bei stationären Bedingungen die Oberflächentemperatur sowie die Stromstärke und der Spannungsabfall über dem Blech mit einem Digitalmultimeter erfasst. Die Wärmestromdichte lässt sich für den Fall der beidseitigen, symmetrischen Wärmeabfuhr wie folgt berechnen:

$$\dot{q}_{symm} = \frac{U \cdot I}{2 \cdot b \cdot l} = \frac{I^2 \cdot R}{2 \cdot b \cdot l} = \frac{\rho_{el} \cdot I^2}{2 \cdot b^2 \cdot s}. \quad (4.2)$$

Durch Umstellung der Gleichung (4.2) kann der spezifische elektrische Widerstand ρ_{el} bezogen auf die Blechdicke s folgendermaßen dargestellt werden:

$$\frac{\rho_{el}}{s} = \frac{U \cdot b}{I \cdot l}. \quad (4.3)$$

Die Abb. 4.8 zeigt Messreihen sowie den in der Literatur [76] angegebenen Verlauf des spezifischen elektrischen Widerstandes normiert auf eine Blechdicke von 0,3 mm. Bei allen Versuchen wurde auf eine gleichmäßige Kontaktierung des Probebleches geachtet, was bei der trockenen Aufheizung in Bezug auf die Homogenität des Temperaturfeldes leicht kontrollierbar war. Es ergibt sich eine nur geringe Temperaturabhängigkeit für ρ_{el} / s , die typisch für den verwendeten Inconel 600-Werkstoff ist. Um die Messwerte zur Ermittlung der Heiz-

flächenbelastung \dot{q}_H bei den Sprühversuchen möglichst genau anwenden zu können, wurde mit den Datenpunkten eine polynomische Regressionsanalyse durchgeführt [75]:

$$\frac{\rho_{el}}{s} = -6,7 \cdot 10^{-10} \cdot \vartheta^2 + 7,65 \cdot 10^{-7} \cdot \vartheta + 0,00348. \quad (4.4)$$

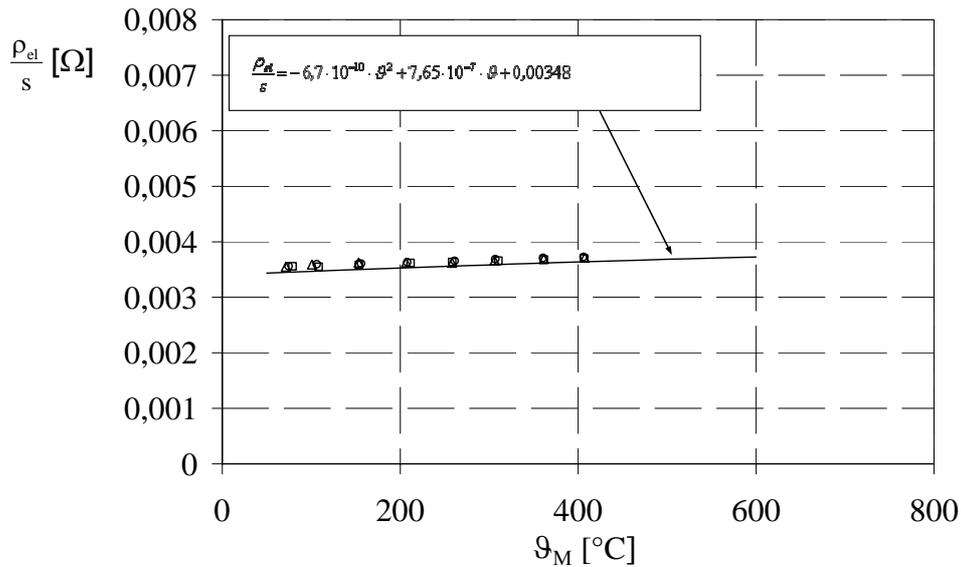


Abb. 4.8 Temperaturabhängigkeit von ρ_{el} / s

Für die Berechnung des sprayseitigen Wärmeübergangskoeffizienten ist es notwendig, den Wärmeverlust der trockenen Seite durch Strahlung und freie Konvektion zu berücksichtigen. Ein mit Lack beidseitig beschichtetes Blech wurde eingesetzt, um die Wärmeverluste experimentell in Abhängigkeit der Blechtemperatur zu bestimmen.

Der gesamte Wärmeverlust kann auch theoretisch als Summe von Strahlungsanteil und Konvektion abgeschätzt werden. Der Wärmeübergangskoeffizient bei der freien Konvektion kann aus der Nusselt-Zahl berechnet werden, die eine Funktion der Prandtl-Zahl Pr und der Grashof-Zahl Gr ist:

$$Nu = f(Pr, Gr), \quad (4.5)$$

mit

$$Gr = \frac{\beta g l_{ch}^3 (\vartheta_M - \vartheta_U)}{\nu^2} \quad (4.6)$$

und

$$Pr = \frac{\nu}{a} \quad (4.7)$$

Im Fall freier Konvektion und senkrechter Platte kann die Gl. von Churchill/Chu verwendet werden:

$$Nu = 0,68 + \frac{0,67(Gr \cdot Pr)^{0,25}}{\left[1 + \left(\frac{0,492}{Pr}\right)^{\frac{9}{16}}\right]^{\frac{4}{9}}} \quad (4.8)$$

Die Gl.(4.7) ist gültig für $1 \cdot 10^{-1} < Gr \cdot Pr < 1 \cdot 10^9$.

Der Wärmeübergang bei der Strahlung wird mittels des Stefan-Boltzmann Gesetzes ermittelt:

$$\dot{q}_{str} = \varepsilon \sigma (T_M^4 - T_U^4) \quad (4.9)$$

Insgesamt ergab sich eine gute Übereinstimmung der theoretisch ermittelten Werte mit den im Experiment bestimmten. Für die Auswertung wurde die Wärmestromdichte des Bleches als polynomische Funktion in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt. Für die Korrektur wird nur die beschichtete Blechseite in Betracht gezogen. Als Ergebnis erhält man die Gl. (4.10) [75]:

$$\dot{q}_{tr} = 0,000075 \cdot \vartheta^2 - 0,0026 \cdot \vartheta + 0,4461 \quad \vartheta [^{\circ}C] \text{ und } \dot{q}_{tr} [kW / m^2] \quad (4.10)$$

4.2 Stationäre Messmethode zur Bestimmung des WÜK

Die stationäre Messmethode zur Bestimmung des WÜK im Bereich oberhalb des Leidenfrostpunktes wurde mit Hilfe der schon beschriebenen Steuereinheit realisiert. Die Auswertung der quasistationären Messungen erfolgt durch die Bestimmung von \dot{q}_H und \dot{q}_{tr} :

$$\dot{q}_{sp}(x, y) = \dot{q}_H(x, y) - \dot{q}_{tr}(x, y), \quad (4.11)$$

wobei x und y die Blechkoordinaten sind. Aus $\dot{q}_{sp}(x, y)$ lässt sich $\alpha_{sp}(x, y)$ bestimmen:

$$\alpha_{sp}(x, y) = \frac{\dot{q}_H(x, y) - \dot{q}_{tr}(x, y)}{(\vartheta_w(x, y) - \vartheta_{fl})} = \frac{\dot{q}_{sp}(x, y)}{(\vartheta_w(x, y) - \vartheta_{fl})}. \quad (4.12)$$

$\vartheta_w(x, y)$ entspricht hierbei der sprayseitigen Wandtemperatur, die aus der thermografisch gemessenen Temperatur der trockenen Blechoberfläche bestimmt wird.

Die Beheizung des Metallbleches erfolgt durch Zufuhr elektrischen Stromes und die damit verbundene Erwärmung des Materials. Da die Temperaturerfassung mittels IR- Kamera auf der Rückseite des Bleches erfolgt, kann man in diesem Fall durch Lösung der Gleichung für die stationäre Wärmeleitung die Temperatur der gekühlten Seite bestimmen. Ausgehend von der Fourierschen Differenzialgleichung bei eindimensionaler Wärmeleitung mit Quelle und konstanten Stoffwerten kann der Temperaturverlauf folgendermaßen beschrieben werden:

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{b-1}{x} \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) + \frac{\dot{q}_v}{\rho c}. \quad (4.13)$$

Da im quasistationären Fall $\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = 0$ und im Fall einer Platte $b=1$ gilt, wird Gl. (4.13) zu

$$\lambda \frac{d^2 \vartheta}{dx^2} + \dot{q}_v = 0. \quad (4.14)$$

Die Lösung der Gleichung (4.14) ist

$$\mathcal{G} = -\frac{\dot{q}_V x^2}{2\lambda} + c_1 x + c_2. \quad (4.15)$$

Setzt man näherungsweise auf der trockenen Seite bei $x = 0$ eine adiabate Randbedingung

$$\left. \frac{d\mathcal{G}}{dx} \right|_{x=0} = 0 \quad (4.16)$$

voraus, so folgt daraus

$$c_1 = 0. \quad (4.17)$$

Bei Auswahl geeigneter Randbedingungen für c_2 bekommt man

$$c_2 = \frac{\dot{q}_V l_{ch}^2}{2\lambda} + \mathcal{G}_{sp}(l_{ch}), \quad (4.18)$$

mit

$$\mathcal{G}(x = s = l_{ch}) = \mathcal{G}_R = \mathcal{G}_{sp}. \quad (4.19)$$

Daraus folgt

$$\mathcal{G}(x) - \mathcal{G}_{sp} = \frac{\dot{q}_V}{\lambda} \left(\frac{s^2}{2} - \frac{x^2}{2} \right). \quad (4.20)$$

Zur Darstellung der maximalen auftretenden Temperaturunterschiede kann mit $x = 0$ Gl. (4.20) umgeformt werden zu

$$\mathcal{G}_{tr} - \mathcal{G}_{sp} = \frac{\dot{q}_V s^2}{2\lambda}. \quad (4.21)$$

Wenn angenommen wird, dass der Wärmeübergang auf der besprühten, unbeschichteten Blechseite viel größer als auf der beschichteten Seite ist, kann unter Annahme einer adiabaten Randbedingung Gl. (4.16) die Temperaturdifferenz mit der Plattendicke berechnet werden. Mit

$$\dot{q}_V = \frac{P_{el}}{V} = \frac{I^2 R}{b l s} = \frac{I^2 \frac{\rho_{el} l}{b s}}{b l s} = \frac{\rho_{el} I^2}{(b s)^2} \quad (4.22)$$

lässt sich Gl. (4.21) umwandeln

$$\mathcal{G}_{tr} - \mathcal{G}_{sp} = \frac{\rho_{el} I^2 s^2}{2\lambda (b s)^2} = \frac{\rho_{el} I^2}{2\lambda b^2} = \frac{\dot{q}_H s}{2\lambda}, \quad (4.23)$$

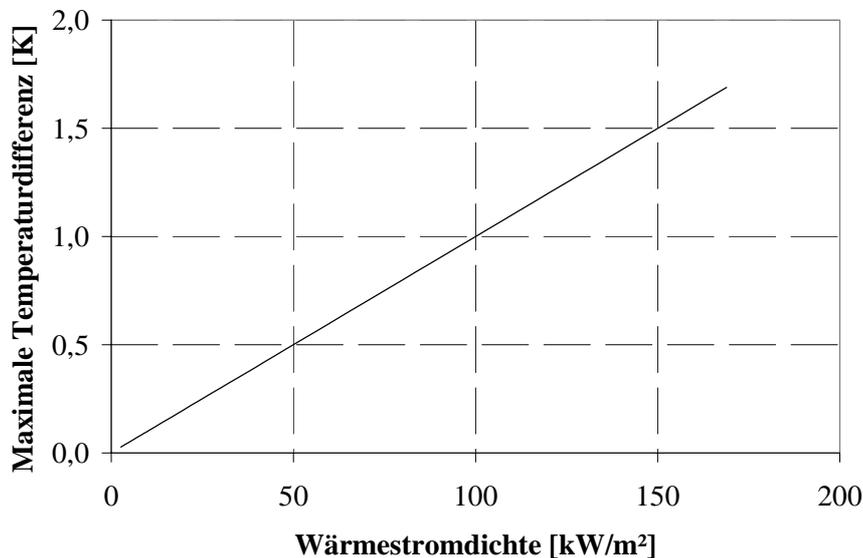


Abb. 4.9 Maximale Temperaturdifferenz bei der Sprühkühlung für das Probeblech

In der Abb. 4.9 ist die Abhängigkeit der maximalen Temperaturdifferenz $\mathcal{G}_{tr} - \mathcal{G}_{sp}$ von der Wärmestromdichte beim einseitigen Wärmeübergang durch das Spray dargestellt worden. Bei Vollast des Inverters (400 A) ist eine maximale Temperaturdifferenz $\mathcal{G}_{tr} - \mathcal{G}_{sp}$ kleiner als 2 K

zu erwarten. So dass die auf der trockenen Seite bestimmte Oberflächentemperatur näherungsweise gleich der sprayseitigen Temperatur gesetzt werden kann. Um genauere Aussagen für die gekühlte Seite zu erhalten, muss man von Gl. (4.23) ausgehen.

4.3 Instationäre Messmethode zur Bestimmung des WÜK

Bei der instationären Messmethode ändern sich im Vergleich zu der quasistationären Messmethode die Blechtemperatur und die Wärmestromdichte mit der Zeit. Die Experimente können dabei mit oder ohne konstante Wärmequelle durchgeführt werden. Wenn die letzte Variante ausgewählt wird, erfolgt die Blechabkühlung zu rasch. Bei der Auswertung der Ergebnisse können deshalb nur wenige Messpunkte ausgewertet werden. Aus diesem Grund werden die instationären Experimente mit konstanter Wärmequelle durchgeführt.

Zur Auswertung der instationär aufgenommenen Daten wurden zur Bestimmung des WÜK drei unterschiedliche Methoden angewendet, um den WÜK zu bestimmen:

- Nutzung der analytischen Lösung der Fourierschen Differentialgleichung ohne Berücksichtigung der Querleitung im Blech
- Lösung der differenziellen Form der Fourierschen Differentialgleichung ohne Berücksichtigung der Querleitung im Blech
- Lösung der differenziellen Form der Fourierschen Differentialgleichung mit Berücksichtigung der Querleitung im Blech.

In Anwendungsfällen mit geringen lokalen Unterschieden im Temperaturfeld, bei denen die Querleitung im Blech normal zur Sprühdichtung, vernachlässigt werden kann, wird die DGL zweckmäßig analytisch gelöst. Die analytische Lösung kann dementsprechend für den Fall von Düsen mit nahezu konstanter örtlicher Beaufschlagung bzw. kleinen radialen Unterschieden verwendet werden. Das heißt, dass die Anwendung dieser Methode durch die Düsenart begrenzt ist.

Die Herleitung der analytischen Lösung wird nachstehend erläutert, wobei von der Fourierschen DGL bei konstanter Wärmeleitfähigkeit $\lambda = const$ ausgegangen wird.

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} \right) + \frac{\dot{q}_V}{\rho c} - \frac{\dot{q}_{tr} + \dot{q}_{sp}}{\rho c s} \quad (4.24)$$

Der erste Term der rechten Seite in Gl. (4.24) entspricht der Querleitung im Blech, der zweite beschreibt die elektrische Beheizung und der dritte die Verluste an der trockenen Seite des Bleches sowie die Wärme, die durch Sprühkühlung abgegeben wird. Mit den Voraussetzungen

- $Bi \rightarrow 0$ und daraus folgend $\vartheta_{tr} = \vartheta_{sp} = \vartheta$
- $\vartheta_{umg} = \vartheta_{fl}$
- konstante Stoffwerte
- Vernachlässigung der Querwärmeleitung

beschränkt sich diese Methode nur auf den Bereich des stabilen Filmsiedens. Die Fouriersche DGL ohne Querleitung lautet:

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\dot{q}_V}{\rho c} - \frac{\dot{q}_{tr}}{\rho c s} - \frac{\dot{q}_{sp}}{\rho c s} \quad (4.25)$$

und ist Ausgangspunkt für die analytische Lösung. Hier sind

$$\dot{q}_{tr} = \alpha_{tr} (\vartheta - \vartheta_{umg}) \quad (4.26)$$

$$\dot{q}_{sp} = \alpha_{sp} (\vartheta - \vartheta_{fl}) \quad (4.27)$$

$$\dot{q}_V = \frac{UI}{V} = \frac{I^2 R}{V} = \frac{I^2 \rho_{el} l}{AV} = \frac{I^2 \rho_{el}}{(bs)^2} \quad (4.28)$$

Daher ergibt sich

$$\frac{d\vartheta}{dt} = \frac{\dot{q}_V}{\rho c} + \frac{\alpha_{sp} + \alpha_{tr}}{\rho c s} \vartheta_{fl} - \frac{\alpha_{sp} + \alpha_{tr}}{\rho c s} \vartheta \quad (4.29)$$

$$A = \frac{\dot{q}_V}{\rho c} + \frac{\alpha_{sp} + \alpha_{tr}}{\rho c s} \vartheta_{fl} \quad (4.30)$$

und

$$B = \frac{\alpha_{sp} + \alpha_{tr}}{\rho c s}. \quad (4.31)$$

Dann kann Gl. (4.25) folgendermaßen umgestellt und für ein Zeitintervall von t_i bis t_{i+1} in dem der WÜK konstant betrachtet wird, integriert werden:

$$\int_{\mathcal{G}_i}^{\mathcal{G}_{i+1}} \frac{d\mathcal{G}}{\mathcal{G} - \frac{A}{B}} = -B \int_{t_i}^{t_{i+1}} dt. \quad (4.32)$$

Die analytische Lösung lautet dann

$$\mathcal{G}_{i+1} = \frac{A}{B} + \left(\mathcal{G}_i - \frac{A}{B} \right) e^{-B(t_{i+1} - t_i)}. \quad (4.33)$$

Zur Bestimmung von α_{sp} wird eine Optimierungsroutine (s. Kapitel 4.4) verwendet, die im betrachteten Zeitintervall den WÜK so bestimmt, dass die Fehlerquadratsumme zwischen den gemessenen Temperaturen und den sich unter Verwendung des jeweiligen WÜK aus der analytischen Lösungsfunktion ergebenden Temperaturen ein Minimum wird. In Bezug auf die Schwankungen des gemessenen Temperaturverlaufes besitzt diese Auswerterroutine glätten- den Charakter. Die Implementierung der analytischen Lösung im Matlab wird im Kapitel 4.4. näher erläutert. Ein Experiment, bei dem der WÜK mittels der analytischen Lösung von Gl. (4.33) berechnet wurde, ist beispielhaft für einen Punkt in der Blechmitte in Abb. 4.10 dargestellt.

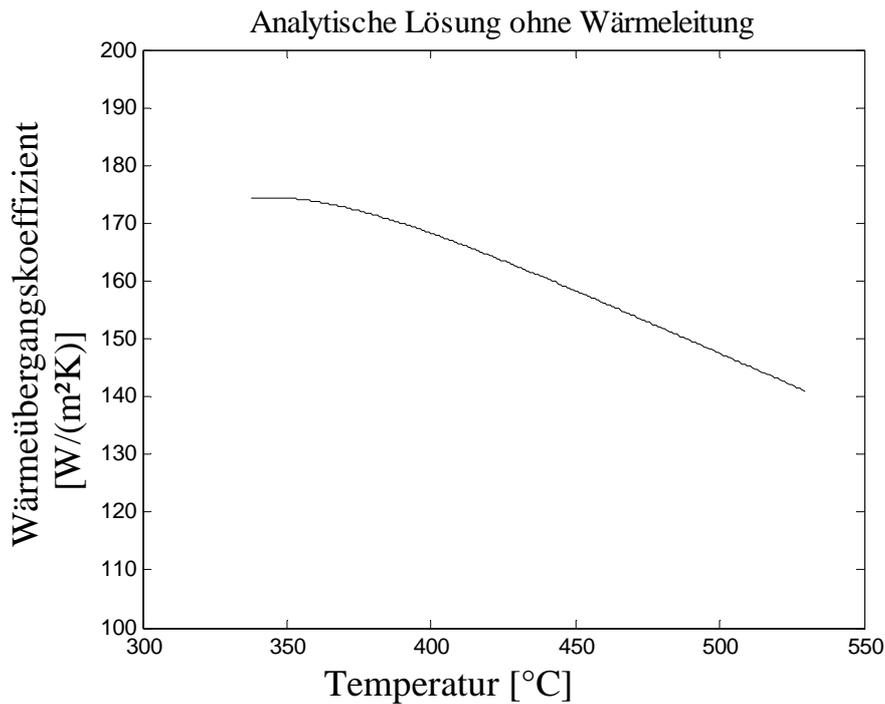


Abb. 4.10 Bestimmung der WÜK mittels Gl. (4.33)

Zwei Methoden stehen für die numerische Lösung von Wärmeleitproblemen zur Verfügung das Differenzenverfahren und die Methode der Finiten Elemente. Für die Ziele dieser Arbeit wurde das Differenzenverfahren angewandt. Bei diesem Verfahren werden die partiellen Ableitungen in der Gleichung durch Differenzenquotienten ersetzt. So erfolgt eine Diskretisierung der Differenzialgleichung, und die Lösung wird an bestimmten diskreten Stellen gelöst [78]. Es wird die zweidimensionale instationäre Wärmeleitung behandelt. Ausgangspunkt ist Gl. (4.24). Nach Überführung der Gl. (4.29) in die Differenzenform ergibt sich:

$$\frac{\Delta g}{\Delta t} = \frac{\dot{q}_{quer}}{\rho c} + \frac{\dot{q}_v}{\rho c} - \frac{(\alpha_{sp} + \alpha_{tr})(g - g_{fl})}{\rho c s}, \quad (4.34)$$

wobei im Lösungsgebiet

$$x_0 \leq x \leq x_n$$

$$y_0 \leq y \leq y_n$$

die Querleitung \dot{q}_{quer} entsprechend

$$\dot{q}_{quer} := \operatorname{div} \dot{q} = \lambda \left(\frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial y^2} \right) \quad (4.35)$$

für Zeiten $t > t_0$ zu berücksichtigen ist.

Legt man in den Lösungsbereich

$$x_0 \leq x \leq x_n$$

$$y_0 \leq y \leq y_n$$

$$t_0 \leq t \leq t_k$$

ein Gitter mit $\Delta x, \Delta y$ und Δt bekommt man

$$\mathcal{G}_{i,j,k} = \mathcal{G}(x_i, y_j, t_k)$$

$$x_i = x_0 + i\Delta x$$

$$y_j = y_0 + j\Delta y$$

$$t_k = t_0 + k\Delta t$$

mit

$$i = 0, 1, \dots, n_x$$

$$j = 0, 1, \dots, n_y$$

$$k = 0, 1, \dots, n_t.$$

Die zweite Ableitung in x- und y- Richtung an der Stelle x_i zur Zeit t_k wird folgendermaßen gebildet

$$\frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial x^2} = \frac{\mathcal{G}_{i+1,j} - 2\mathcal{G}_{ij} + \mathcal{G}_{i-1,j}}{\Delta x^2} + o(\Delta x^2) \quad (4.36)$$

bzw.

$$\frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial y^2} = \frac{\mathcal{G}_{i,j+1} - 2\mathcal{G}_{i,j} + \mathcal{G}_{i,j-1}}{\Delta y^2} + 0(\Delta y^2). \quad (4.37)$$

und man bekommt als Näherungsausdruck

$$\left(\frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial y^2} \right) = \left(\frac{\mathcal{G}_{i+1,j} - 2\mathcal{G}_{i,j} + \mathcal{G}_{i-1,j}}{\Delta x^2} + \frac{\mathcal{G}_{i,j+1} - 2\mathcal{G}_{i,j} + \mathcal{G}_{i,j-1}}{\Delta y^2} \right). \quad (4.38)$$

Daraus lässt sich \dot{q}_{quer} berechnen:

$$\dot{q}_{quer} = \lambda \left(\frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial y^2} \right) = \lambda \left(\frac{\mathcal{G}_{i+1,j} - 2\mathcal{G}_{i,j} + \mathcal{G}_{i-1,j}}{\Delta x^2} + \frac{\mathcal{G}_{i,j+1} - 2\mathcal{G}_{i,j} + \mathcal{G}_{i,j-1}}{\Delta y^2} \right). \quad (4.39)$$

Dann ergibt sich α_{sp}

$$\alpha_{sp}^{k+1} = \frac{(\dot{q}_v + \dot{q}_{quer})s - \alpha_{tr}(\bar{\mathcal{G}} - \mathcal{G}_{fl}) - \rho c s \frac{\mathcal{G}_{i,j,k+1} - \mathcal{G}_{i,j,k}}{\Delta t}}{\bar{\mathcal{G}} - \mathcal{G}_{fl}} \quad (4.40)$$

ausgehend von einer expliziten Formulierung des Differenzenquotienten $\frac{\Delta \mathcal{G}}{\Delta t}$. Nachteil der

differenziellen Methode ist die Abhängigkeit der α -Werte von Messunsicherheiten, die zu Schwankungen des α -Wertes führen können. Daher müssen die gemessenen Oberflächentemperaturen vorgeglättet werden (siehe Kapitel 4.6).

Differenzielle Methoden müssen grundsätzlich bezüglich deren Stabilität untersucht werden. Das 2D- Kriterium, das den Iterationsschritt beschränkt, lautet für ein explizites Differenzenverfahren:

$$\Delta t \leq \frac{\Delta x^2}{2a \left[\left(\frac{\Delta x}{\Delta y} \right)^2 + 1 \right]}. \quad (4.41)$$

Hier ist Δx der Pixelabstand in x- Richtung und Δy der Pixelabstand in y- Richtung. Die Versuchsbedingungen bei den Infrarotaufnahmen müssen so ausgewählt werden, dass die Stabilitätsbedingung erfüllt ist. Dies betrifft insbesondere die Aufnahme­frequenz f_{IR} der IR-Kamera, die den Zeitschritt Δt bestimmt. Bei zu kleinen Aufnahme­frequenzen kann es notwendig werden, Zwischentemperaturen zu berechnen und einen numerischen Zeitschritt $\Delta t_{num} < \frac{1}{f_{IR}}$ zu wählen. Ebenfalls zu berücksichtigen ist, dass die Ortsschritte Δx und Δy in

Gl. (4.40) zur Berücksichtigung des Korrekturterms für die Wärmeleitung so groß sind, dass Temperaturdifferenzen deutlich oberhalb des Temperaturrauschens auftreten.

Bei der Auswertung mittels der differenziellen Form der DGL können zwei Varianten der Auswertung, mit oder ohne Berücksichtigung der Querleitung im Blech betrachtet werden. Bei beiden Varianten dieser Methode muss vor der eigentlichen Auswertung eine Glättung der Temperaturen vorgenommen werden. Die erste Variante der Auswertung ohne Wärmeleitung kann nur dann eingesetzt werden, wenn nur relativ kleine Unterschiede in der Beaufschlagungsdichte auftreten. Für diesen Fall kann α_{sp} durch

$$\alpha_{sp} = \frac{I^2 \frac{\rho_{el}}{s} - \rho c s \frac{\Delta \vartheta}{\Delta t} - \dot{q}_{tr}}{\bar{\vartheta} - \vartheta_{fl}} \quad (4.42)$$

dargestellt werden. In dieser Gleichung sind ρ und c jeweils die Dichte und die spezifische Wärmekapazität des Inconelbleches. Es wurde angenommen, dass diese konstant sind. Ge­rechnet wurde mit folgenden, konstant angenommenen Werten für beide Größen:

$$\rho = 8450 \frac{kg}{m^3} \quad (4.43)$$

$$c = 460 \frac{J}{kg K} \quad (4.44)$$

Weiterhin sind ϑ_{tr} die erfasste Wandtemperatur und $\vartheta_u = \vartheta_{fl}$ die Umgebungs- bzw. die Flüssigkeitstemperatur.

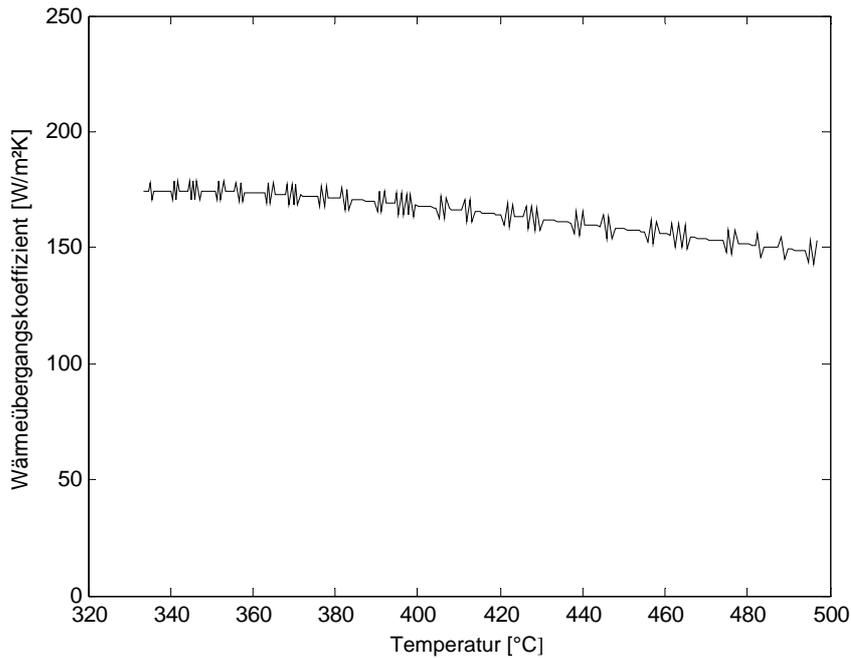


Abb. 4.11 Ergebnis der Auswertung für den WÜK, ausgewertet mittels der differentiellen Methode ohne Berücksichtigung der Wärmeleitung, zum Vergleich mit Abb. 4.10

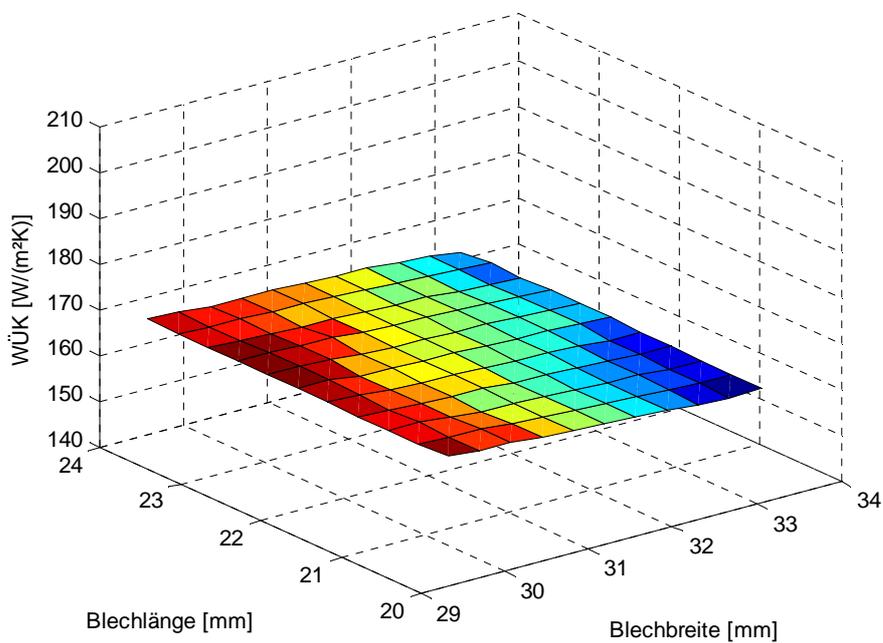


Abb. 4.12 Darstellung des WÜK-Plateau der Blechmitte, berechnet mittels der analytischen Methode, für den Zeitpunkt von 3,2 s nach dem Versuchsbeginn

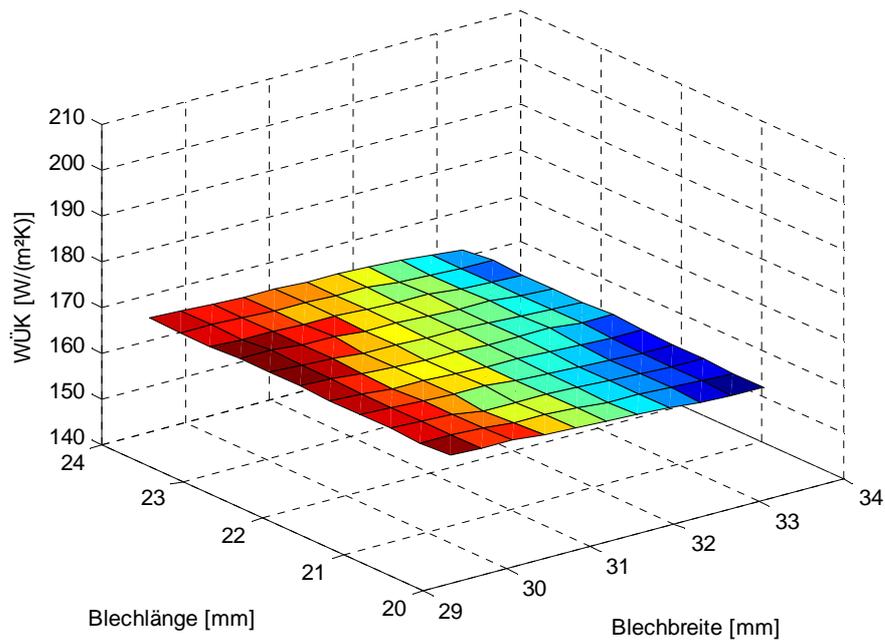


Abb. 4.13 Darstellung des WÜK-Plateau der Blechmitte, berechnet mittels der differentiellen Methode, für den Zeitpunkt von 3,2 s nach dem Versuchsbeginn

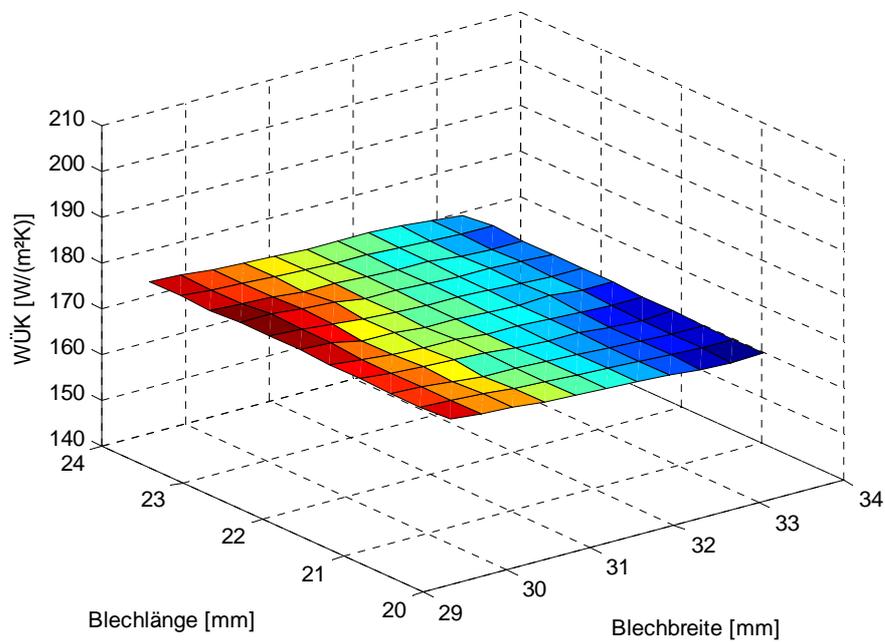


Abb. 4.14 Darstellung des WÜK-Plateau der Blechmitte, berechnet mittels der analytischen Methode, für den Zeitpunkt von 5,2 s nach dem Versuchsbeginn

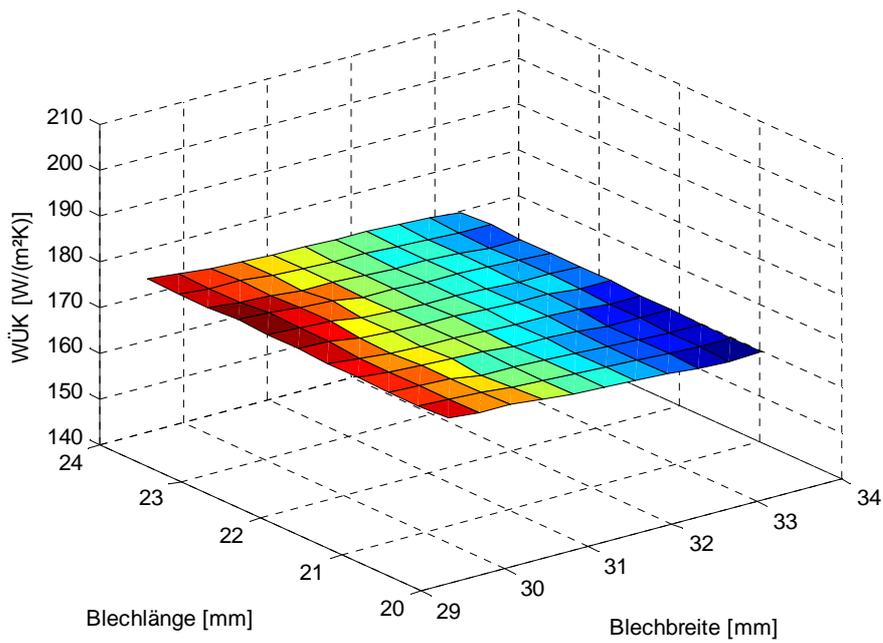


Abb. 4.15 Darstellung des WÜK-Plateau der Blechmitte, berechnet mittels der differentiellen Methode, für den Zeitpunkt von 5,2 s nach dem Versuchsbeginn

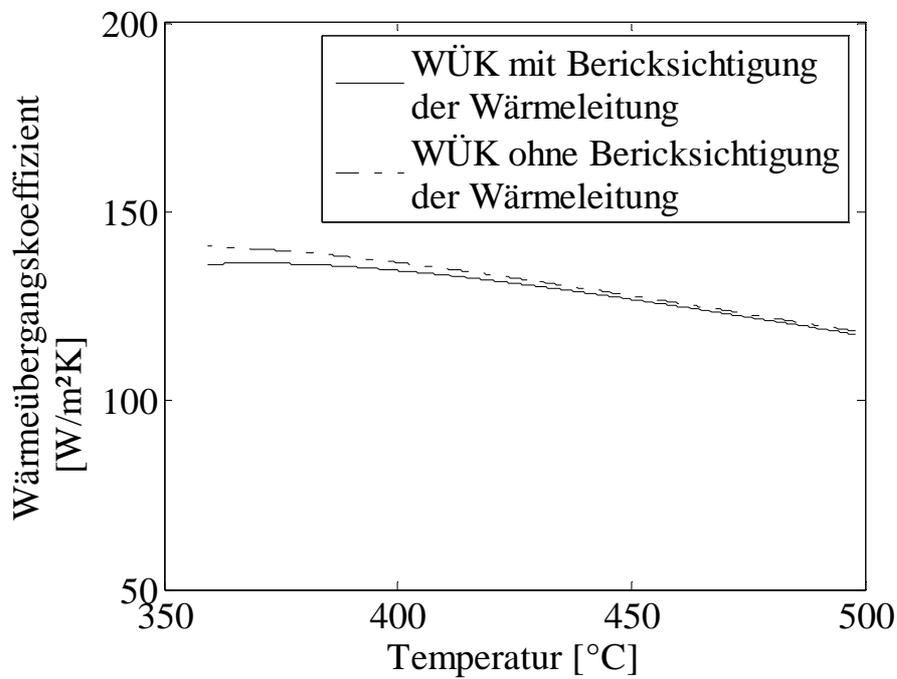


Abb. 4.16 Ergebnis der Auswertung für den WÜK, ausgewertet mittels der differentiellen Methode mit und ohne Berücksichtigung der Wärmeleitung

Die Ergebnisse beider Berechnungsmethoden, analytische und differenzielle, sind wiederum exemplarisch für den ausgewählten Messpunkt in der Blechmitte in Abb. 4.11 verglichen. Der Vergleich zwischen Abb. 4.10 und Abb. 4.11 stellt die Gleichwertigkeit der beiden Berechnungsmethoden dar. Sie wurden auch für eine Fläche in der Mitte des Bleches verglichen (Abb. 4.12, Abb. 4.13, Abb. 4.14 und Abb. 4.15). Die analytische Methode und die differenzielle Form der Fourierschen DGL führen bei dieser Messung, die auf Grund einer relativ gleichmäßigen Flüssigkeitsbeaufschlagung in betrachteten Auswertebereich nur kleine lokale Temperaturänderungen aufwies, zum selben Ergebnis und Berücksichtigung der Querwärmeleitung ist nicht notwendig.

Bei Auftreten größerer Temperaturgradienten, die ebenfalls mit Annäherung an die Leidenfrosttemperatur zunehmen, ist der Einfluss der Querleitung unter Verwendung des Korrekturterms \dot{q}_{quer} zu berücksichtigen. Abb. 4.16 zeigt wiederum exemplarisch die für den Abkühlverlauf einer typischen instationären Messung. berechneten zugehörigen Verläufe des Wärmeübergangskoeffizienten mit und ohne Berücksichtigung der Querwärmeleitung. Sie verdeutlichen, dass der Wärmeleitterm unter den gegebenen Bedingungen vernachlässigbar ist bei der Auswertung des Wärmeübergangskoeffizienten.

4.4 Datenauswertung mittels Matlab

Das Softwareprogramm ThermaCam Researcher 2001 (TCR) wird verwendet, um die Temperaturerfassung eines Objektes im Laufe der Zeit zu verfolgen. Hierbei bietet die Software drei Möglichkeiten der Temperaturerfassung in Form von Spots, Linien oder Flächen. Eine flächenbezogene Temperaturdarstellung ist mit dem TCR nur für einen bestimmten Zeitpunkt möglich. Die Analyse einer Fläche über einem Zeitintervall erfordert ein externes Programm. Es besteht die Möglichkeit, eine Objektfläche mittels Visual Basic for Applications (VBA) oder mittels Matlab zu erfassen.

Eine Auswertung durch VBA ist mit einer aufwendigen Weiterbearbeitung der erhaltenen Temperaturfelder in Excel verbunden, wobei für jeden Zeitpunkt eine separate Tabelle erstellt wird. Da die maximale Anzahl von Tabellen pro Arbeitsmappe in Excel auf 100 beschränkt ist, müssten gegebenenfalls mehrere Dateien mit jeweils 100 Tabellen hergestellt und weiterbearbeitet werden. Für eine Messung mit einer Aufnahmefrequenz von 50 Hz fallen in nur 10 Sekunden 5 Exceldateien mit jeweils 100 Tabellen an. Weiterhin eignet sich Excel weniger für die räumliche Darstellung, sodass der Einsatz eines weiteren Programms notwendig wäre.

Matlab hingegen erlaubt sehr komfortabel die Datenverarbeitung als auch die räumliche Darstellung. Daher wurde sich entschieden, dieses Programm für die Berechnungen und die Erstellung von Grafiken einzusetzen. In Abb. 4.17 ist das Blockschema des Hauptprogramms zur Auswertung der Temperaturfelder schematisch dargestellt.

Zunächst werden die Temperaturen der einzelnen Zeitschritte in Form von zweidimensionalen Matrizen gespeichert, wobei TCR für jeden Zeitpunkt eine Matrix erstellt. Wählt man einen einheitlichen Namen für die zu erstellenden Matrizen aus, ordnet das Softwareprogramm den gewünschten Namen zuzüglich einer fortlaufenden Nummerierung den Matrizen zu. In Matlab werden diese Matrizen einer Aufnahmesequenz in einer Schleifenroutine aufgerufen und als eine einzige kompakte 3D-Matrix in Form eines *mat.files* abgespeichert. Der zuvor markierte Flächenbereich wird hierbei allerdings nicht berücksichtigt, sodass eine nachträgliche Selektion des interessierenden Bereiches erforderlich ist. Die Koordinaten der zu extrahierenden Fläche können aus dem TCR-Programm abgelesen werden. Somit enthält die dreidimensionale Matrix Informationen zur Temperaturänderung des Bleches über die Breite und Länge sowie mit der Zeit. Diese Kompaktheit führt zu einer Verringerung des Rechenaufwandes und der Rechenzeiten. Die drei Dimensionen der Matrix sind in die Koordinaten des Bleches und in die Zeit umzurechnen. Aus dem Verhältnis von Pixel der Kamera zu Länge bzw. Breite des Bleches, was aus den Aufnahmen hervorgeht, können dem Temperaturfeld der Matrix die Flächenkoordinaten zugeordnet werden. Die dritte Dimension – die Zeit – hängt von der Aufnahmefrequenz der Kamera ab. 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“. Die Zeitinformation in Form von Sekunden und Hundertstel ist in den letzten zwei Spalten dieser Matrix gespeichert. Überschreitet die Aufnahmezeit eine Minute, beginnt der interne Zeitzähler wieder bei Null. Daher wird der Zeitvektor in der Matlab-Routine überprüft und entsprechende Zeitelemente werden korrigiert.

Das Softwareprogramm TCR erlaubt eine Aufzeichnung der Abkühlsequenz ausschließlich bei einem konstanten Emissionsgrad. Dieser weist jedoch eine Abhängigkeit von der Temperatur auf, sodass die Temperatur-Matrix mit einem Polynom, welches die Änderung des Emissionsgrades mit der Temperatur beschreibt, korrigiert wird. Diese korrigierten Temperaturen weisen genau wie die Messwerte, Schwankungen auf (Vergleich Abb. 4.18), die auf das Grundrauschen der Kamera zurückzuführen sind und die zu berechnenden Wärmeübergangskoeffizienten beeinflussen. Daher wird eine polynomische Glättung der einzelnen Temperatur-

vektoren $g_{i,j}(t)$ für jede Position des Bleches vorgenommen [77]. Diese erwies sich im Vergleich verschiedener Vorgehensweisen als zweckmäßig.

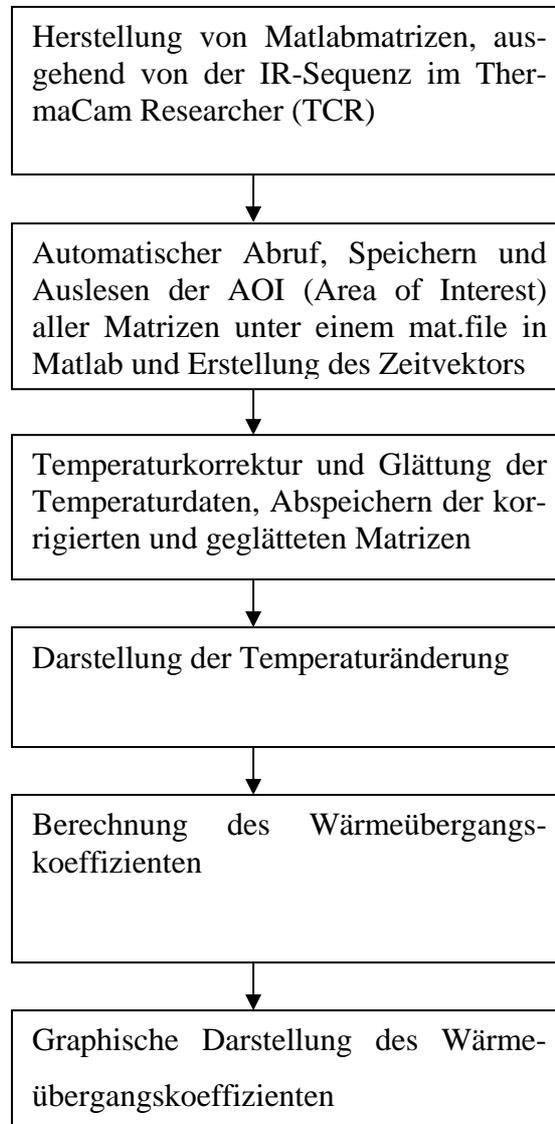


Abb. 4.17 Blockschema des Programms in Matlab für Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten entsprechend der differentiellen Lösung

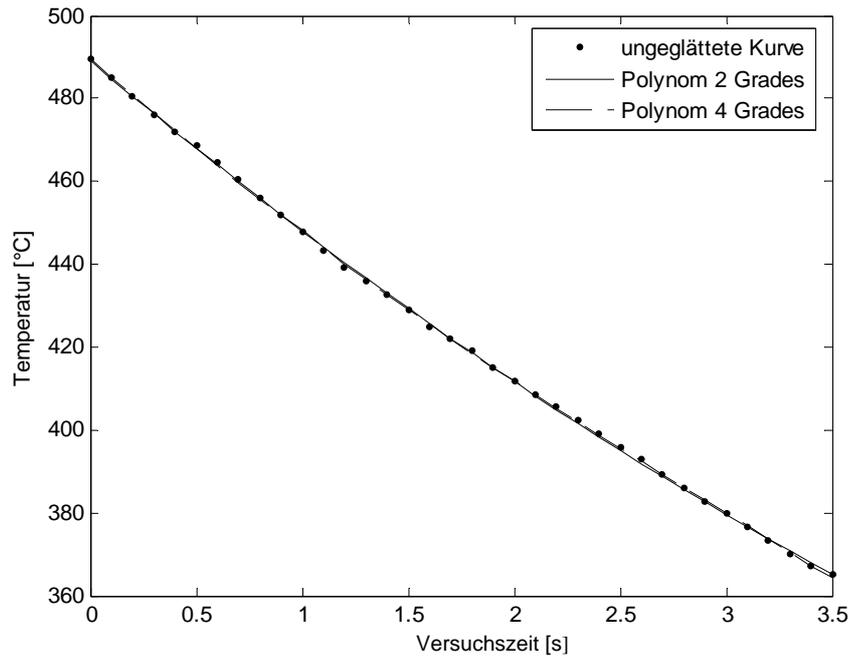


Abb. 4.18 Vergleich zwischen ungeglättetem und geglättetem Temperaturverlauf eines Punktes des Temperaturfeldes

Die Glättung wurde auf Basis des Temperaturfeldes mit den Celsius-Temperaturen durchgeführt.

Für die Auswertung ist es weiterhin notwendig, einen Vektor zu erstellen, der Punkte mit gleichen Koordinaten aus allen Matrizen extrahiert T_{ij}^k . Dieser stellt die Temperaturänderung des ausgewählten Punktes über der Zeit (Zeitschritte von $k=1$ bis $k=\text{Ende}$) dar. Derselbe Vektor muss für die Restpunkte des Temperaturfeldes erzeugt werden, die von Interesse sind ($i=1$ bis $i=\text{Ende}$ und $j=1$ bis $j=\text{Ende}$).

Die Glättung wird unter Verwendung von Polynomansätzen durch die Methode der kleinsten Fehler Quadrate durchgeführt. Der Temperaturvektor, der Zeitvektor und der gewünschte Polynomgrad sind einzugeben. Der Polynomgrad des zu erstellenden Polynoms kann beliebig eingestellt werden. Wichtig bei der Glättung ist, dass nur Temperaturverläufe oberhalb der Leidenfrosttemperatur analysiert werden. Ansonsten wären spezielle Routinen erforderlich. Die geglätteten Temperaturen werden in Form von 3D-Matrizen abgespeichert. Die 3D-Matrix dient als Ausgangspunkt für die Auswertungen der Wärmeübergangskoeffizienten. Bei der Berechnung lässt man den Berechnungsalgorithmus durch 3 Schleifen laufen, i , j und k , da $T = T(i, j, k)$. Bei der Wahl des Zeitschrittes ist die Stabilitätsbedingung zu beachten. Da-

nach erhält man wiederum eine 3D-Matrix, diesmal mit den jeweiligen Wärmeübergangskoeffizienten.

Mit Hilfe des differenziellen Ansatzes wird der Wärmeübergangskoeffizient durch einfaches Lösen der Gleichung (4.42) bzw. (4.40) bestimmt.

Bei der Auswertung des Temperaturfeldes mittels der analytischen Lösung wird ebenso von den 3D-Temperaturmatrizen ausgegangen, in denen die Temperaturen schon geglättet sind. Um den unbekanntes WÜK zu finden, wird zweckmäßig die Optimierungstoolbox von Matlab benutzt, da die Gleichung nicht nach der gesuchten Größe auflösbar ist. Für die Auswertung des WÜK wird eine variabel wählbare Zahl aufeinander folgenden Temperaturen in Betracht gezogen. Im Falle von z. B. 5 Temperaturen werden für die Auswertung des 1. WÜK die Temperaturen 2-6 betrachtet, für den 2. WÜK die Temperaturen 3 bis 7 usw. Dieses Abtasten der Temperaturen hat einen Glättungseffekt auf den zeitlichen Verlauf des WÜK. Um zu überprüfen, inwieweit die Anzahl aufeinander folgenden Temperaturen Einfluss auf die Auswertung des Temperaturfeldes hat, wurde diese Anzahl Temperaturen variiert. Die Ergebnisse sind in den Abb. 4.19- Abb. 4.23 dargestellt. Wie zu entnehmen ist, reichen für die Berechnung des Verlaufes $\alpha(t)$ 5 nacheinander folgende Temperaturen aus und liefern einen hinreichend glatten Verlauf.

Für die Lösung des Problems wird anfangs ein Startwert für den unbekanntes WÜK vorgegeben. Für die möglichst schnelle Lösung der Gleichung ist empfehlenswert, den Startwert für die Iterationsprozedur so auszuwählen, dass er der Lösung möglichst nahe ist, was im vorliegenden Fall durch die konsekutive Anwendung leicht realisierbar ist.

Das Vorgehen bei der Auswertung verdeutlichen die in den bis 4.34 exemplarisch für einen instationären Versuch dargestellten Ergebnisse. Die Dynamik der Kühlung ist aus den in Matlab übertragenen Temperaturfeldern der IR-Aufnahme in Abb. 4.24 bis Abb. 4.27 erkennbar. Wie den Abbildungen zu entnehmen ist, ist das Temperaturfeld durch Randeffekte sowie die zum Spannen des Bleches verwendeten Kupferbacken beeinflusst, so dass sich bei der Auswertung der Versuche auf den für den Abkühlprozess repräsentativen Teil des Probebleches beschränkt werden muss. Je nach Auswerteziel können dann unterschiedlich große Flächenelemente für die weitere Messwertverarbeitung ausgewählt werden. Die Abbildungen 4.27 bis 4.30 zeigen für vier verschiedene Zeiten jeweils die Temperaturverteilung für ein kleines Flächenelement in Blechmitte und die dazugehörige lokale Verteilung des WÜK. Die zeitliche Abhängigkeit des WÜK bzw. die Korrelation mit der Oberflächentemperatur können dann für jedes Pixel einzeln bzw. für auszuwählende repräsentative Flächenelemente vorgenommen werden.

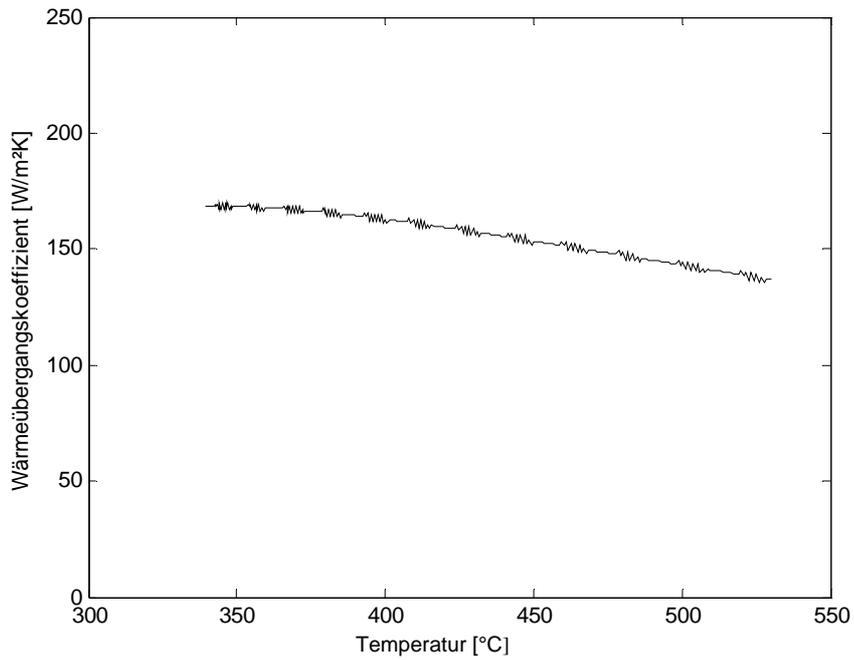


Abb. 4.19 Berechnung des WÜK mittels 3 aufeinander folgender Temperaturen

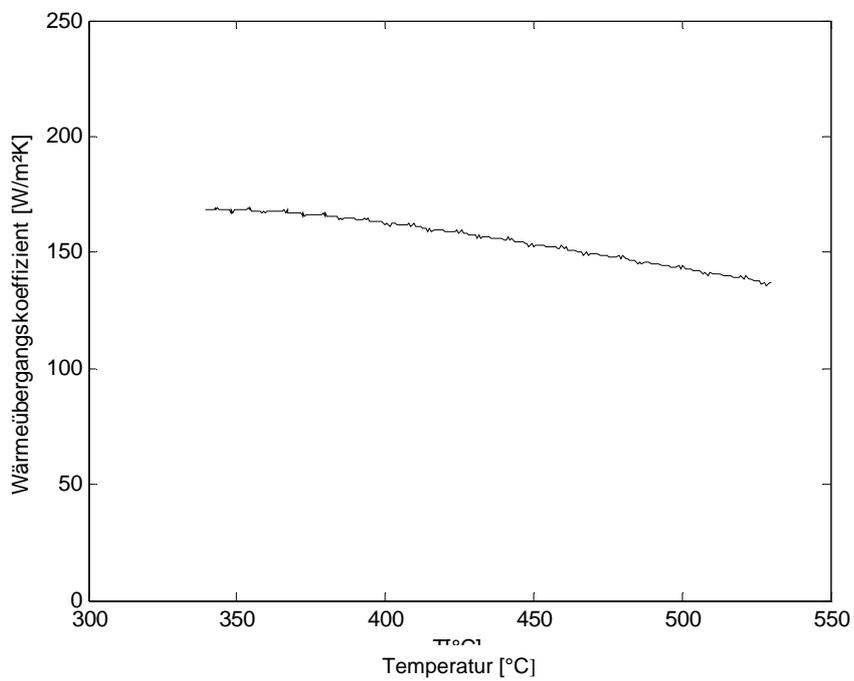


Abb. 4.20 Berechnung des WÜK mittels 4 aufeinander folgender Temperaturen

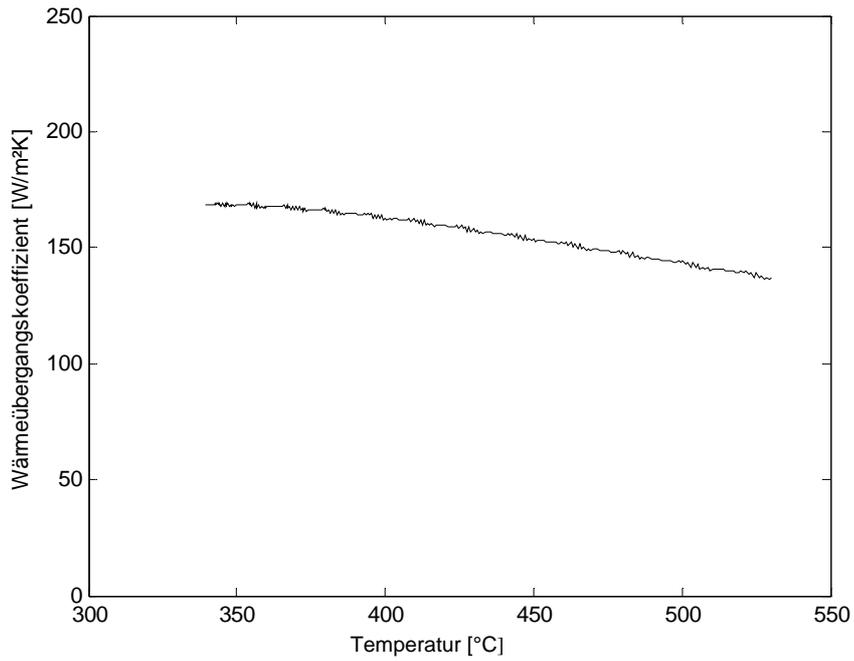


Abb. 4.21 Berechnung des WÜK mittels 5 aufeinander folgender Temperaturen

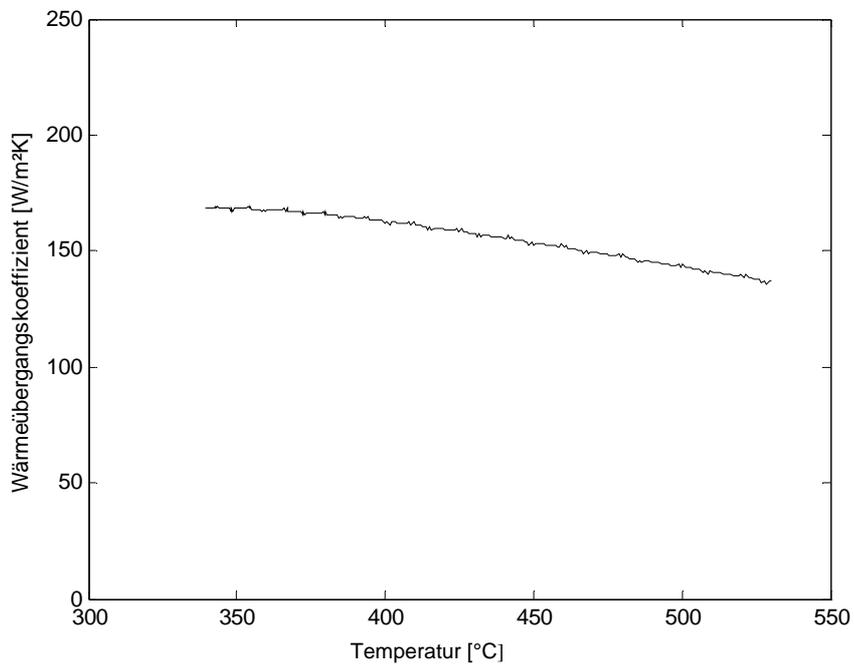


Abb. 4.22 Berechnung des WÜK mittels 6 aufeinander folgender Temperaturen

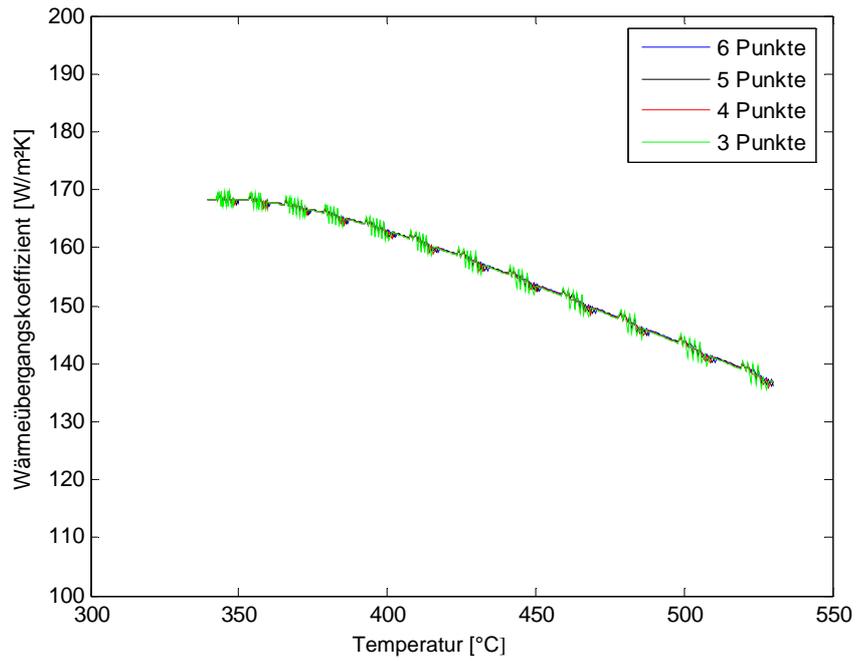


Abb. 4.23 Vergleich zwischen den Berechnungen mit unterschiedlicher Anzahl aufeinander folgender Temperaturen

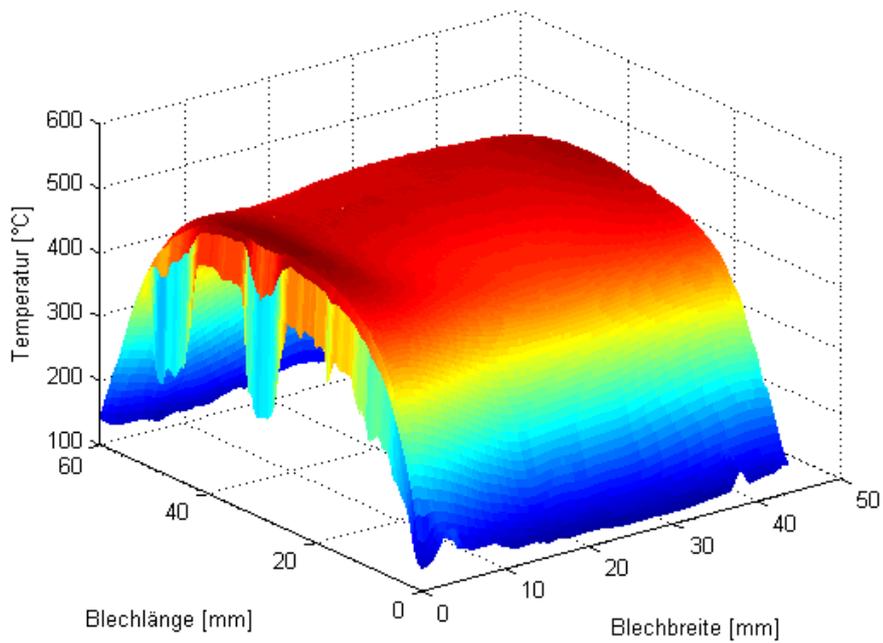


Abb. 4.24 Darstellung des Temperaturfeldes eines Versuchsbleches zum Zeitpunkt $t = 0,2$ s nach Versuchsbeginn

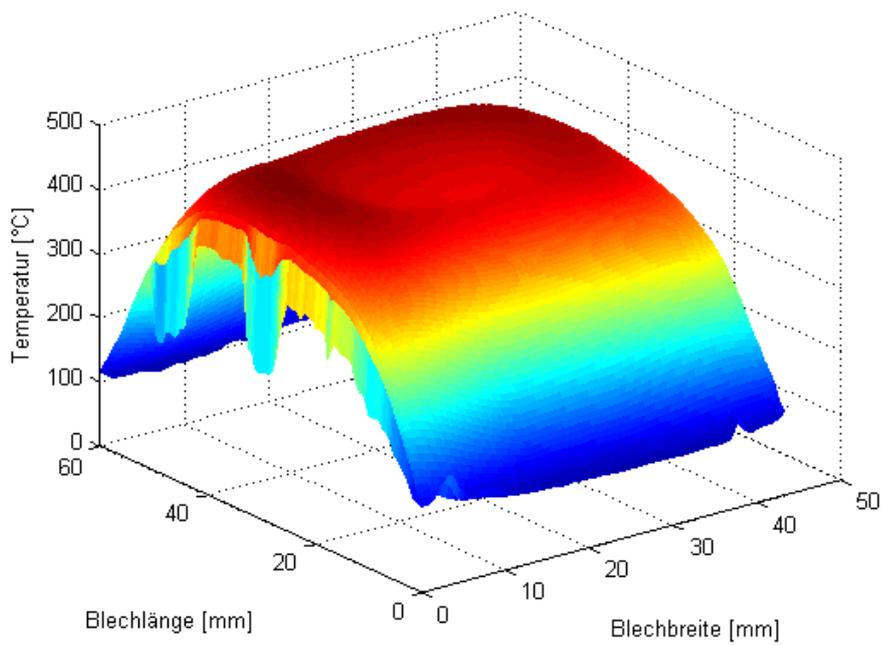


Abb. 4.25 Darstellung des Temperaturfeldes eines Versuchsbleches zum Zeitpunkt $t = 2,2$ s nach Versuchsbeginn

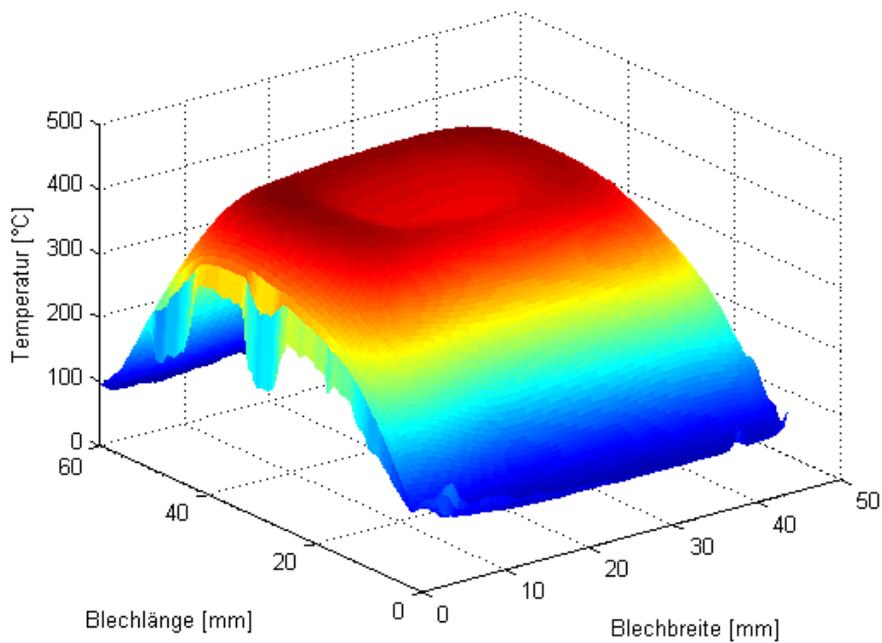


Abb. 4.26 Darstellung des Temperaturfeldes eines Versuchsbleches zum Zeitpunkt $t = 3,2$ s nach Versuchsbeginn

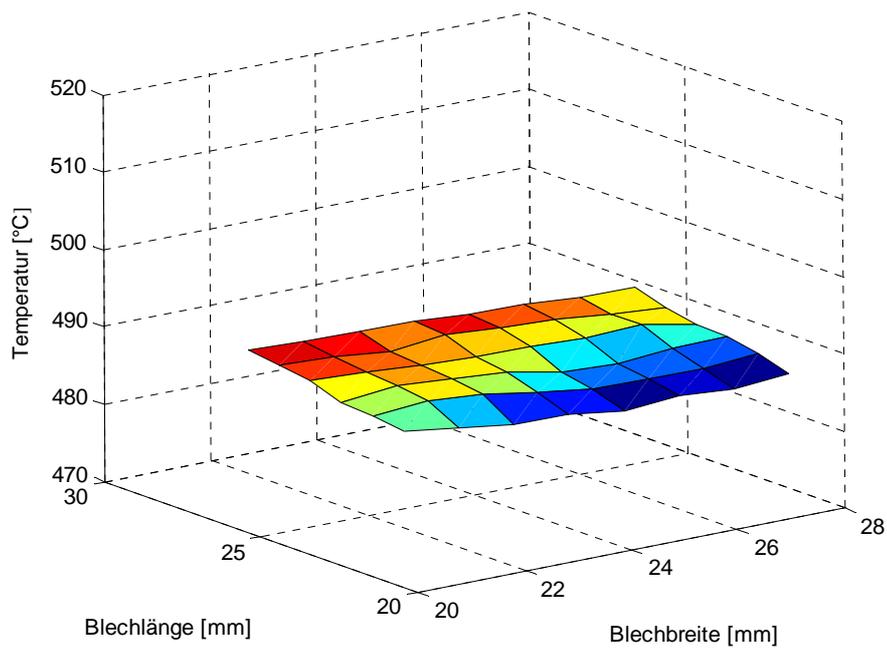


Abb. 4.27 Darstellung des Temperaturplateaus einer instationären Messung beim Abstand der Düse von 122 mm vom Probeblech und Düsendruck von 3,4 bar nach $t = 0,4$ s

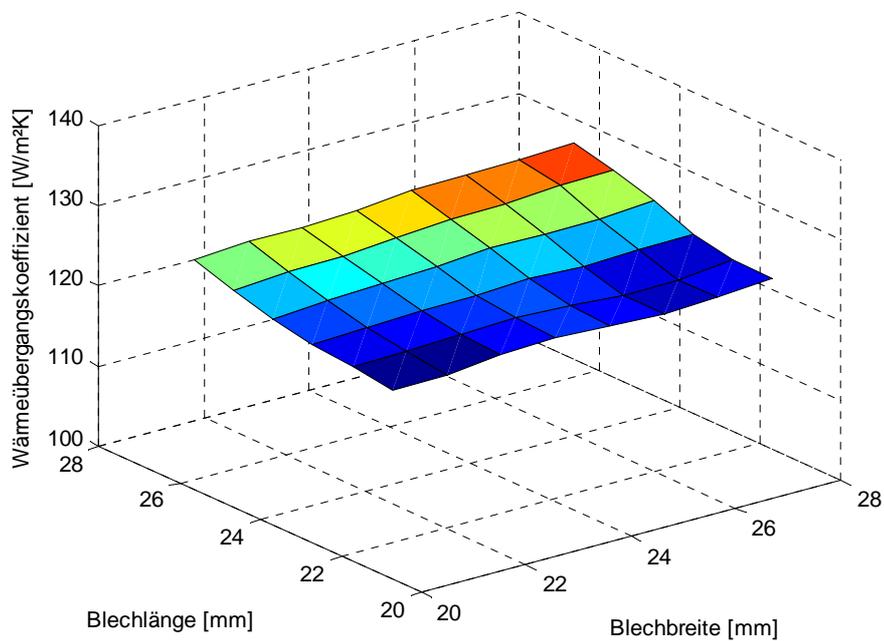


Abb. 4.28 Darstellung der entsprechend Abb. 4.27 berechneten lokalen Wärmeübergangskoeffizienten

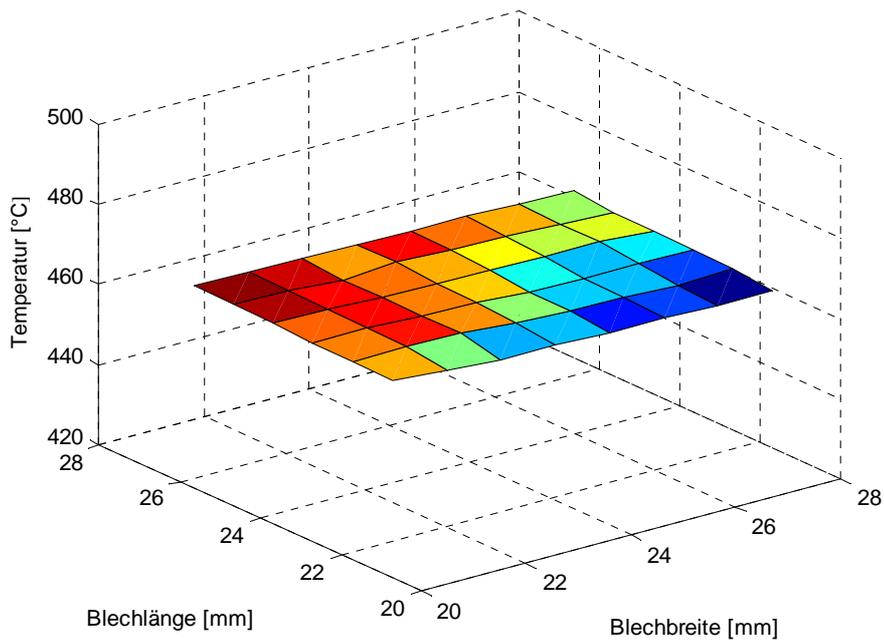


Abb. 4.29 Darstellung des Temperaturplateaus einer instationären Messung beim Abstand der Düse von 122 mm vom Probeblech und Düsendruck von 3,4 bar nach $t = 1,1$ s

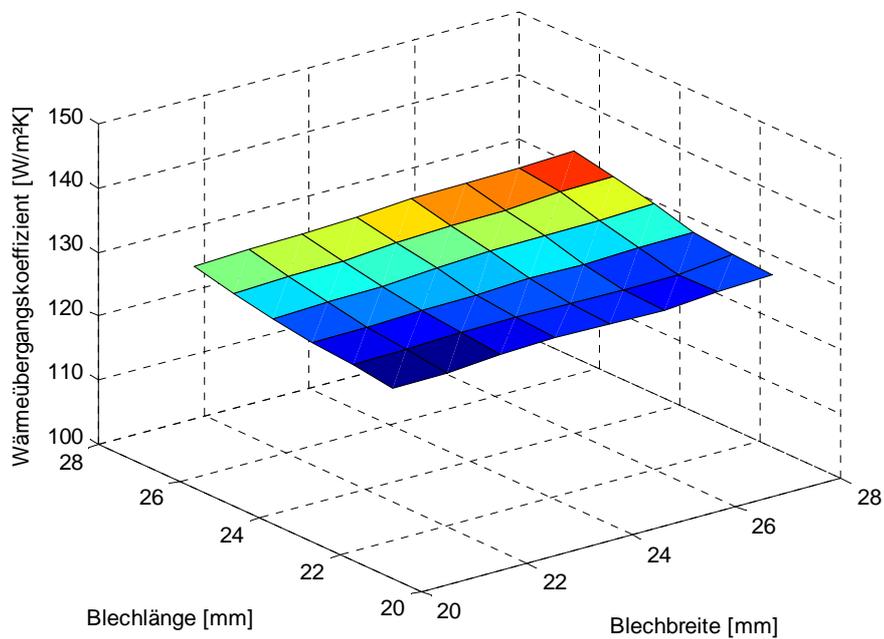


Abb. 4.30 Darstellung der entsprechend Abb. 4.29 berechneten lokalen Wärmeübergangskoeffizienten

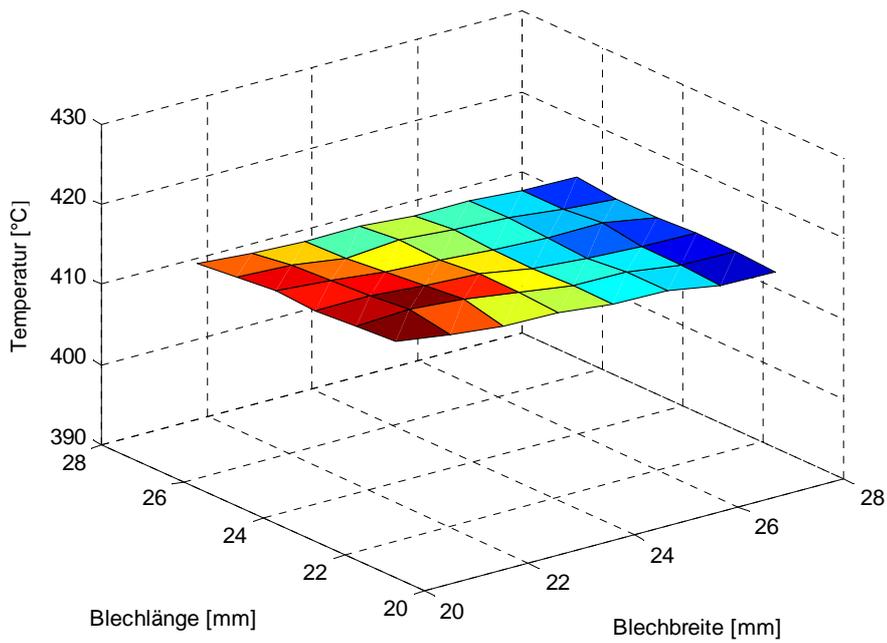


Abb. 4.31 Darstellung des Temperaturplateaus einer instationären Messung beim Abstand der Düse von 122 mm vom Probeblech und Düsendruck von 3,4 bar nach $t = 2,7$ s

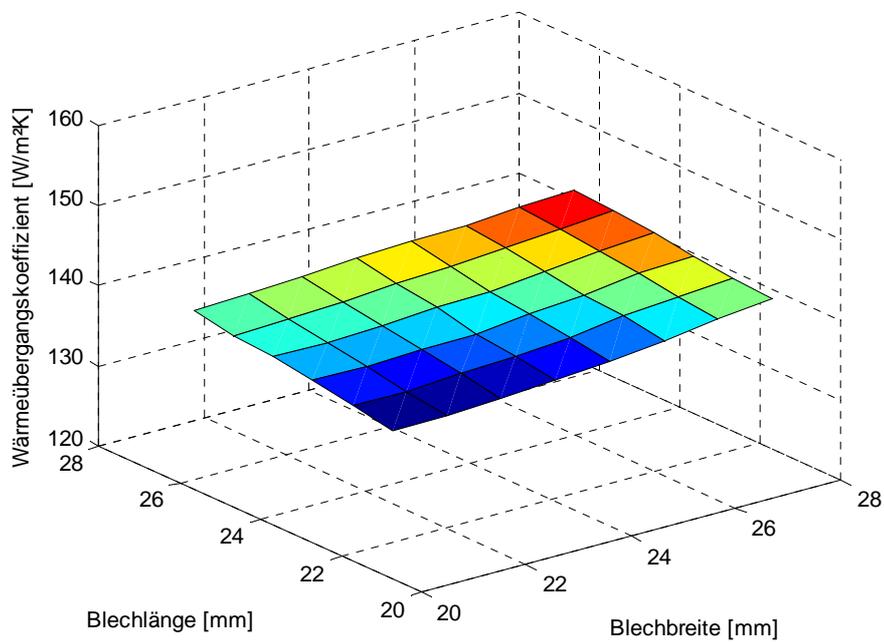


Abb. 4.32 Darstellung der entsprechend Abb. 4.31 berechneten lokalen Wärmeübergangskoeffizienten

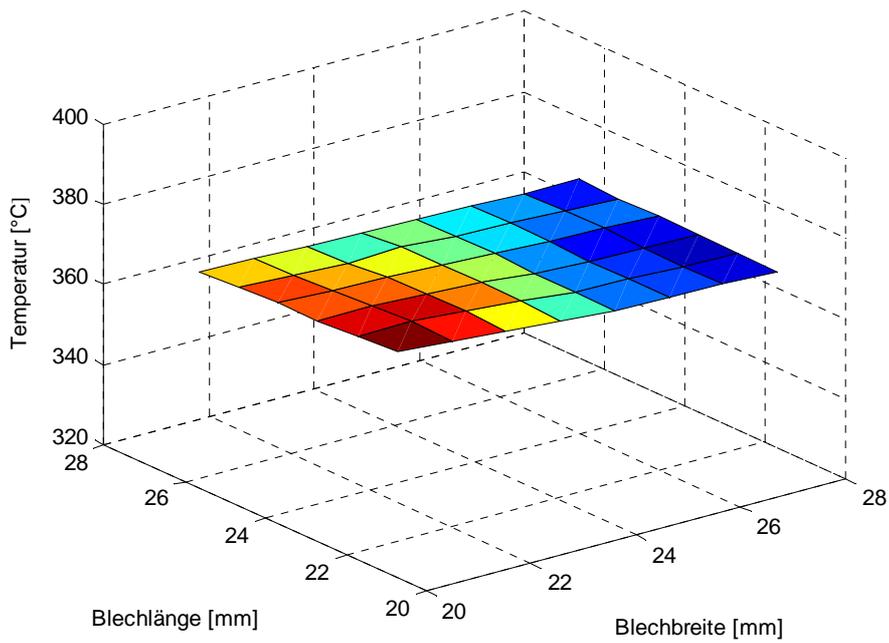


Abb. 4.33 Darstellung des Temperaturplateaus einer instationären Messung beim Abstand der Düse von 122 mm vom Probeblech und Düsendruck von 3,4 bar nach $t = 3,1$ s

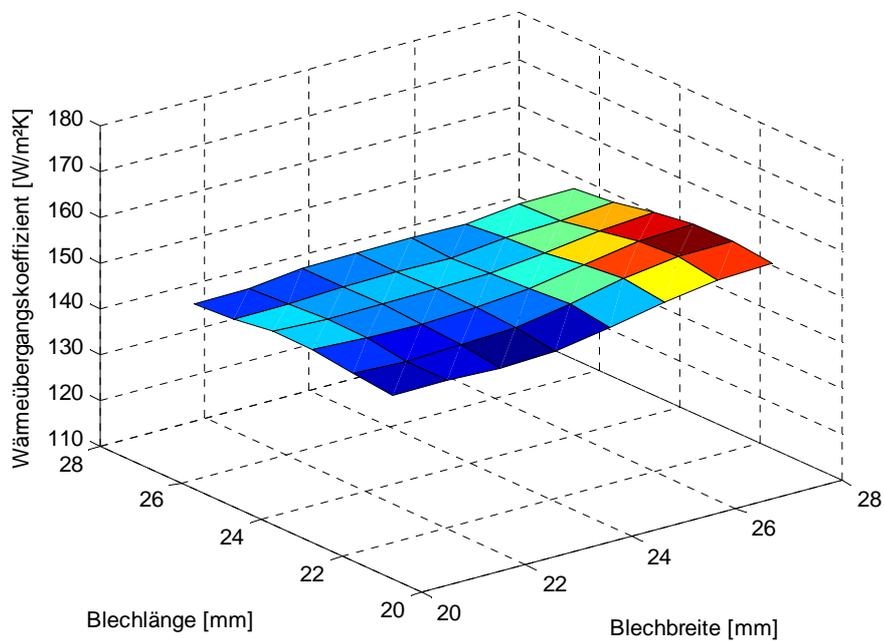


Abb. 4.34 Darstellung der entsprechend Abb. 4.33 berechneten lokalen Wärmeübergangskoeffizienten

4.5 Überprüfung der Auswerterroutinen

4.5.1 Auswertung instationärer Messungen – Einfluss des Polynomgrades

Um den Einfluss des Polynomgrades auf die Glättung des Temperaturverlaufes bzw. auf den sich daraus ergebenden WÜK zu testen, wurden beispielhaft Experimente für den Fall eines vertikalen Bleches in Betracht gezogen. Im Beispiel wurde das Polynom von 2. bis 6. Grad variiert. Die sich ergebenden Temperaturverläufe sind in Abb. 4.35 im Vergleich zu den gemessenen Temperaturen dargestellt. Die dabei auftretenden Temperaturdifferenzen zeigt die Abb. 4.36, wobei 10 Messwerte pro Sekunde berücksichtigt wurden. Bei allen Diagrammen wurde ein Polynom verwendet, um den Teil der Abkühlkurve im stabilen Filmsieden zu beschreiben. Bei Ausweitung des zu untersuchenden Temperaturbereiches der Abkühlkurve ist eine abschnittsweise Polynomapproximation vorzunehmen. Die sich entsprechend dem unterschiedlichen Polynomgrad ergebenden Verläufe des WÜK sind in der Abb. 4.37- Abb. 4.41 dargestellt, wobei nur ein geringer Einfluss des Polynomgrades erkennbar ist. Für das betrachtete Experiment liefern die Polynomgrade 3 bis 6 so gut wie keine Änderung des WÜK. Lediglich bei dem Polynom 2. Grades zeigen sich kleine Änderungen der Kurve im Vergleich zu den Kurven der Polynome 3. bis 6. Grades, wobei die Polynome 5. und 6. Grades trotz besserer Approximation zum Überschwingen neigen.

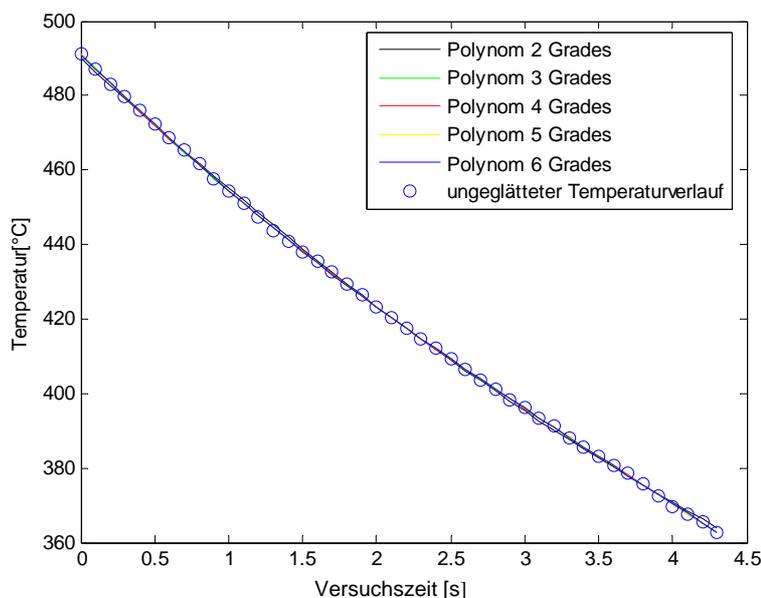


Abb. 4.35 Vergleich der Temperaturverläufe in Abhängigkeit der Zeit

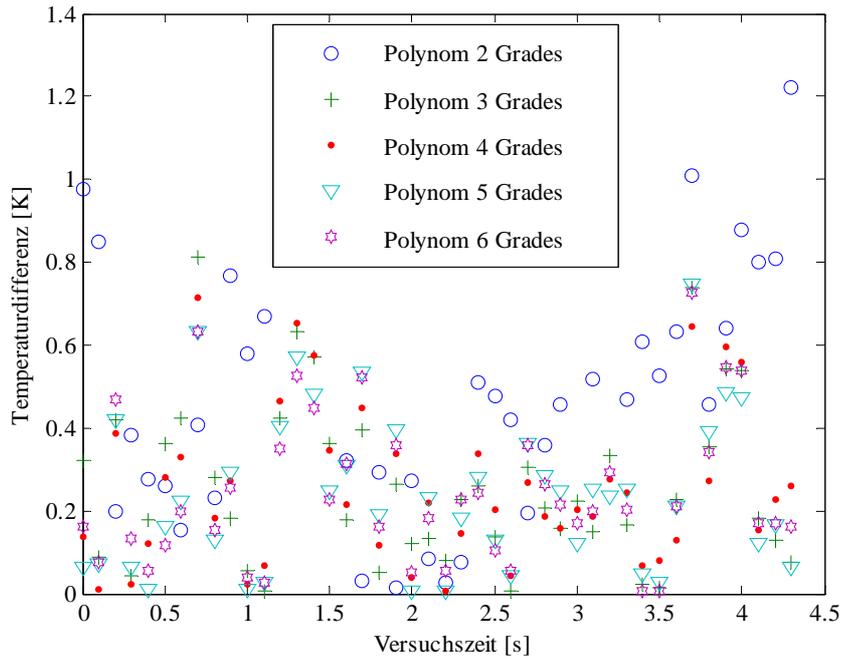


Abb. 4.36 Darstellung der Temperaturdifferenz in Abhängigkeit der Zeit

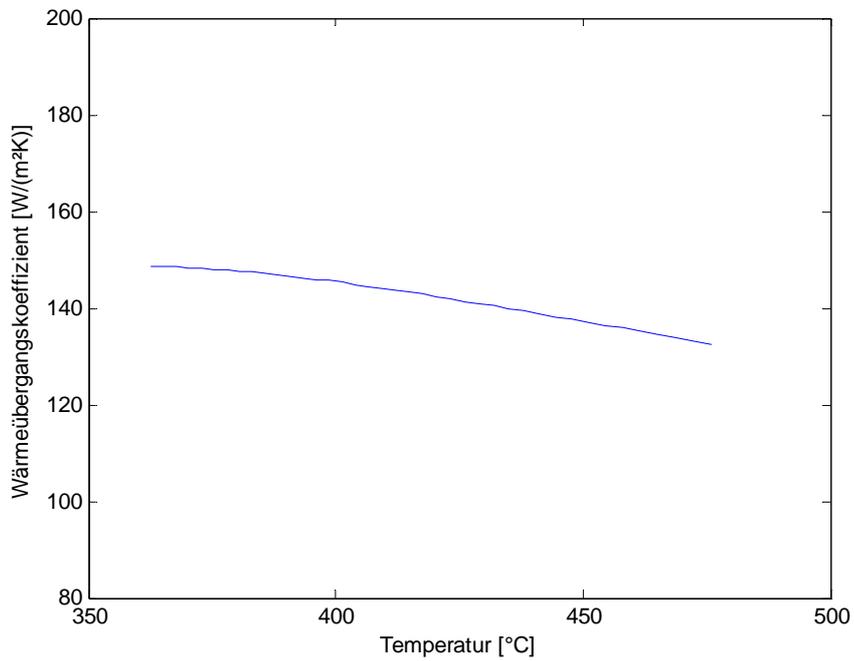


Abb. 4.37 Profil des WÜK, bei dem das Temperaturprofil mittels Polynom 2. Grades geglättet wurde

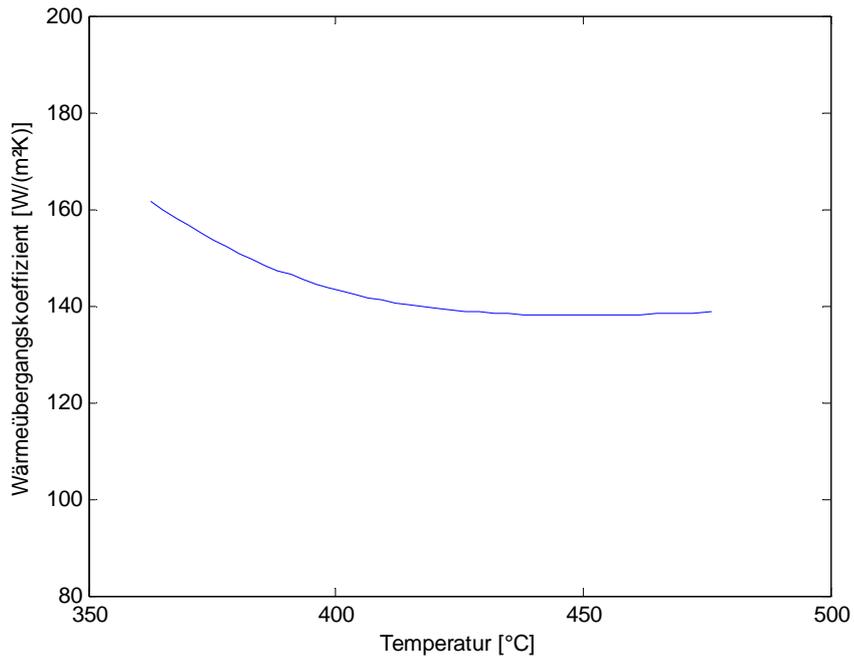


Abb. 4.38 Profil des WÜK, bei dem das Temperaturprofil mittels Polynom 3. Grades geglättet wurde

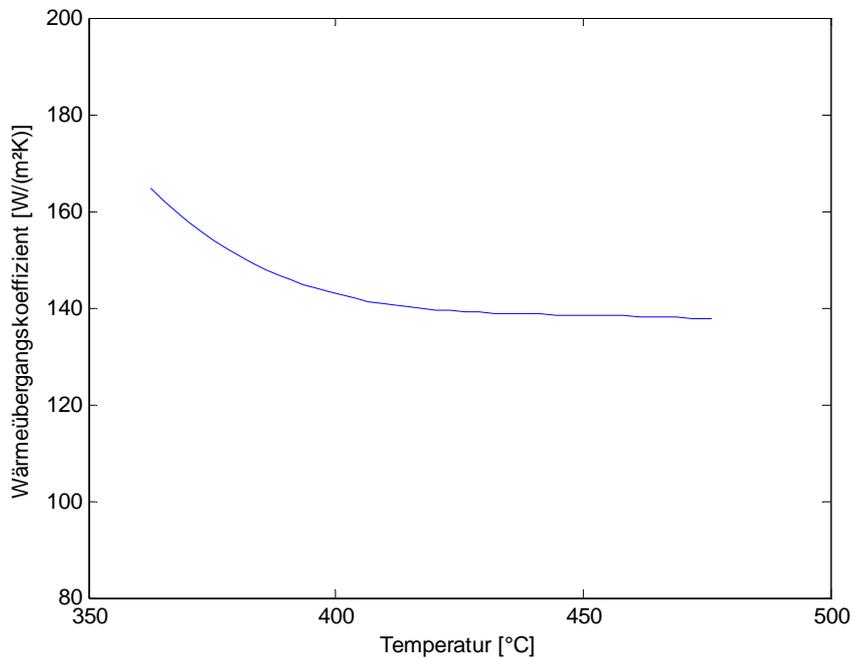


Abb. 4.39 Profil des WÜK, bei dem das Temperaturprofil mittels Polynom 4. Grades geglättet wurde

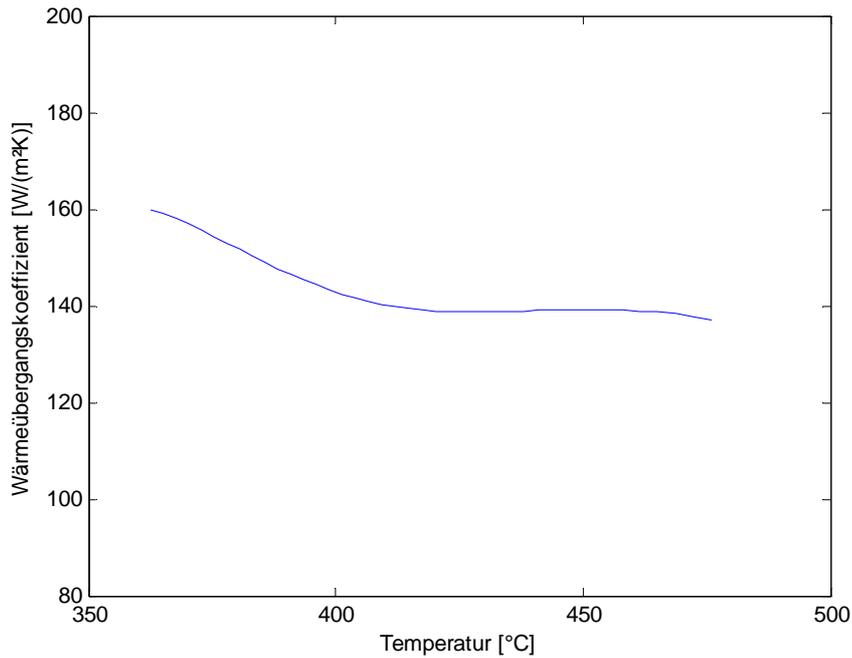


Abb. 4.40 Profil des WÜK, bei dem das Temperaturprofil mittels Polynom 5. Grades geglättet wurde

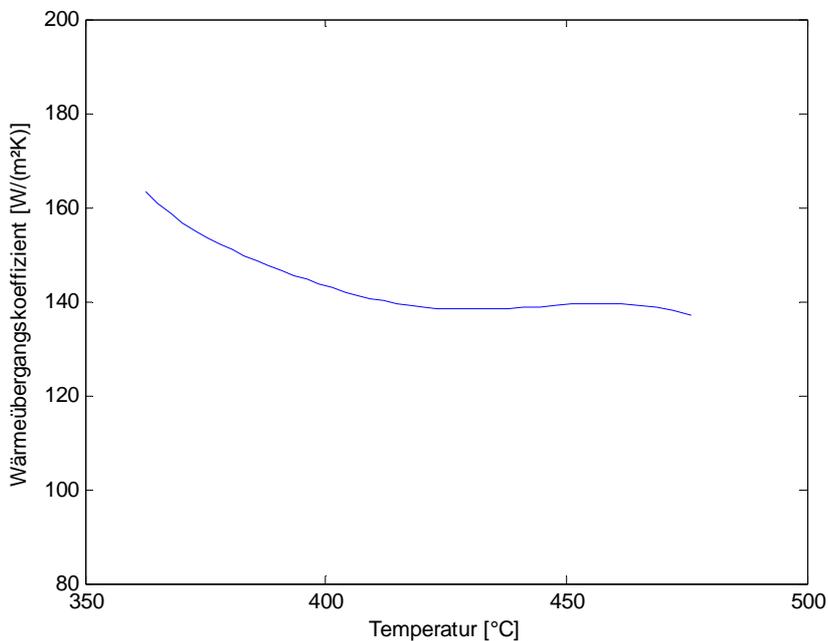


Abb. 4.41 Profil des WÜK, bei dem das Temperaturprofil mittels Polynom 6. Grades geglättet wurde

Die präsentierten Graphiken entsprechen einem Experiment mit einem Abstand Düse- Blech von 122 mm und einem Druck von 3,4 bar unter Verwendung der Düse Typ CW25. Insgesamt kann man sagen, dass bei diesem Abstand und Druck der Polynomgrad einen geringen

Einfluss auf die Auswertung des WÜK ausübt. In Abb. 4.42 werden die resultierenden Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit des verwendeten Polynomgrades verglichen.

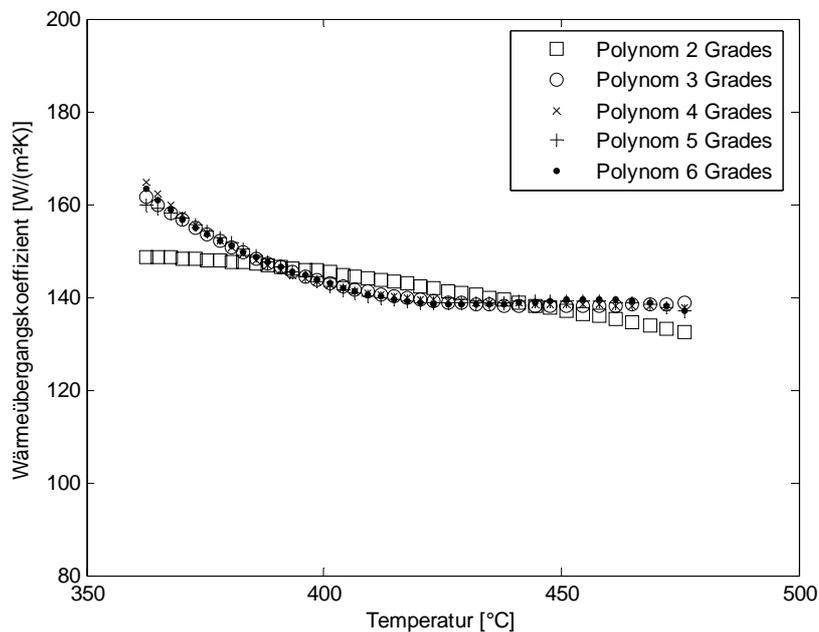


Abb. 4.42 Vergleich zwischen den Polynomen

Im Temperaturbereich 380 – 460 °C weisen die Verläufe nur geringe Abweichungen aus. Nur am Anfang und am Ende der geglätteten Kurve (360-380 °C und 460-500 °C) ergeben sich Unterschiede. Insgesamt sind die Unterschiede im WÜK kleiner als 10%.

Ausgehend von weiteren Kontrollrechnungen wurde sich in der Auswertung des Filmsiedeabschnittes der Abkühlkurve auf ein Polynom 4. Grades festgelegt.

4.5.2 Verwendung flächengemittelter Temperaturen

Um zu testen, inwiefern die für die Auswertung ausgewählte Markierungsart Einfluss auf den WÜK ausübt, wurden Vergleichsauswertungen mittels Fläche bzw. Spots durchgeführt (Abb. 4.43)

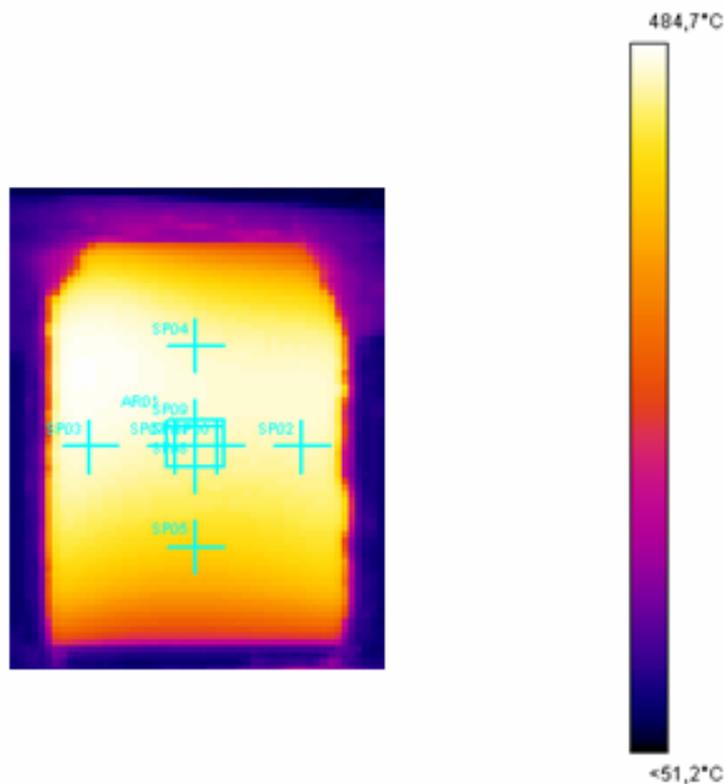


Abb. 4.43 IR-Aufnahme des Versuchs mit Düse CW25 80° , Druck 8,6 bar, Abstand Düse-Blech 200 mm

Ein Versuch mit gleichmäßiger Beaufschlagungsdichte wurde ausgewählt. In der IR- Aufnahme wurden in einer 4 mm^2 großen Fläche in der Mitte des Blechs fünf Punkte gesetzt. Die Punkte, die an den Rändern des Blechs zu sehen sind, sind dieselben, für die auch die Beaufschlagungsdichten gemessen und eine Auswertung der Daten der Wärmeübergangsmessungen vorgenommen wurden.

Verglichen wurden die Ergebnisse für die mittlere Temperatur der Fläche mit den Ergebnissen der für die fünf Punkte berechneten mittleren Temperatur.

Durch die Mittelung der Temperatur über mehrere Punkte, die im Bereich gleicher lokaler Beaufschlagungsdichte liegen, bzw. über die Verwendung der flächengemittelten Temperatur wird bereits eine Glättung der Abkühlkurve vorgenommen.

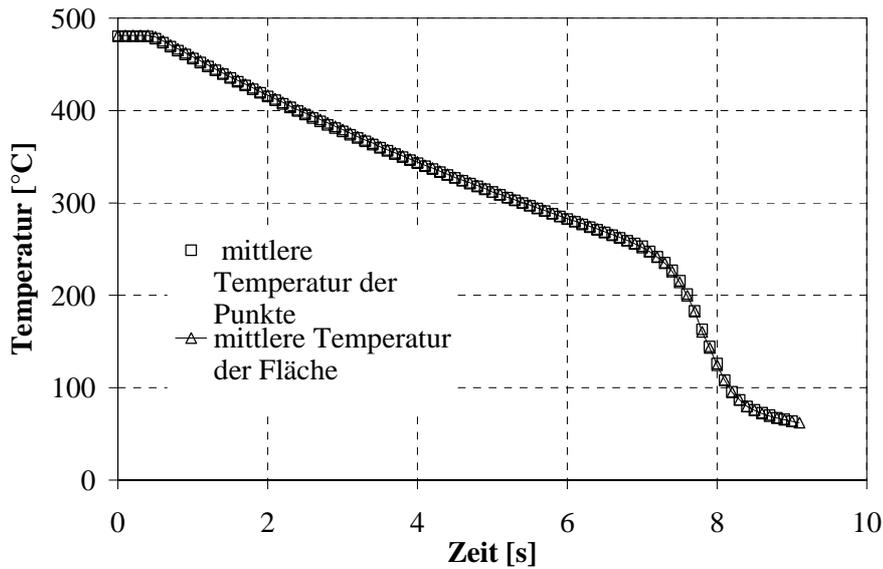


Abb. 4.44 Vergleich der Werte für die mittlere Temperatur der Fläche

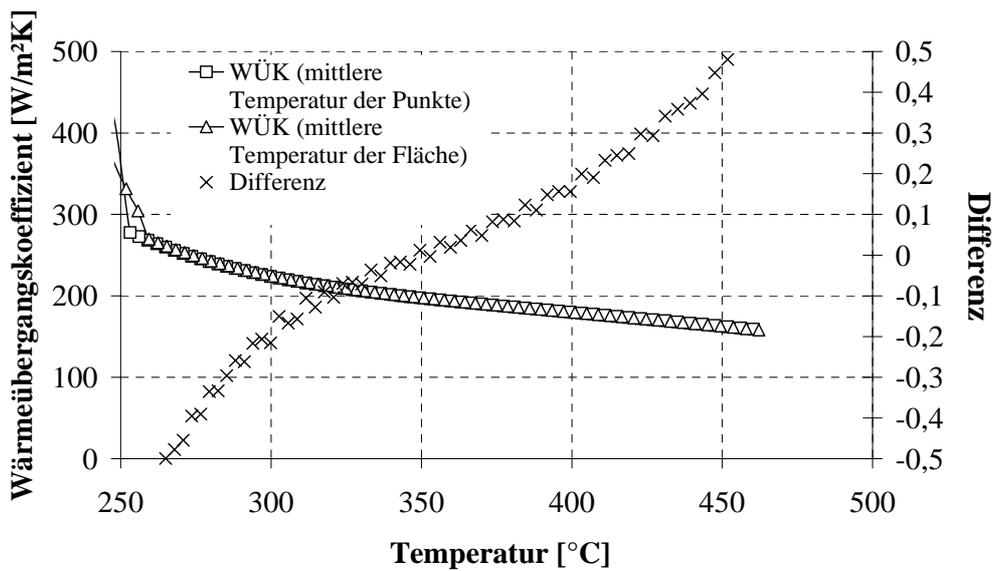


Abb. 4.45 Wärmeübergangskoeffizienten, berechnet für die in Abb. 4.29 dargestellten Temperaturverläufe

In der Abb. 4.44 ist zu erkennen, dass sich in beiden Fällen ein glatter Verlauf der Abkühlkurve ergibt und der Unterschied zwischen den Temperaturwerten sehr klein ist. Die Wärmeübergangskoeffizienten, die mit diesen Temperaturen berechnet wurden, sind in Abb. 4.45 dargestellt. Die Differenz in den Werten der Wärmeübergangskoeffizienten liegt bei $\pm 0,5$ [W/m²K].

4.6 Vergleich zwischen der quasistationären und instationären Messmethode

Die quasistationären Messungen sind aufwendiger in der Versuchsdurchführung und nur für Düsen, die in entsprechenden Betriebspunkten eine relativ gleichmäßige Wasserbeaufschlagungsdichte auf dem Probeblech erzielen, realisierbar. Sie haben den Vorteil, dass während der Abkühlung im Bereich des stabilen Filmsiedens nur relativ geringe lokale Temperaturunterschiede auftreten und damit stets der Einfluss der Querwärmeleitung vernachlässigbar ist, was bei den instationären Messungen nicht immer der Fall ist.

Der Vergleich mittels quasistationärer und instationärer Messungen bestimmter WÜK wurde mittels mehrerer Experimente unter gleichen Bedingungen vorgenommen. In Abb. 4.46 und Abb. 4.47 ist der Vergleich zwischen den quasistationären und instationären Messungen exemplarisch dargestellt. In Abb. 4.46 sind vergleichend für mehrere Einstoffdüsen bei der Oberflächentemperatur von 550 °C die WÜK dargestellt. Die Abb. 4.47 stellt für eine Düse den Vergleich der WÜK bei unterschiedlichen Oberflächentemperaturen dar. Bei beiden Abbildungen ist zu sehen, dass die Unterschiede zwischen den beiden Messmethoden in Rahmen des Fehlers liegen, was auch die weiteren Vergleiche zeigten. Da die Unterschiede in den Wärmeübergangskoeffizienten klein sind, kann im Bereich des stabilen Filmsiedens sowohl die eine, als auch die andere Messmethode verwendet werden.

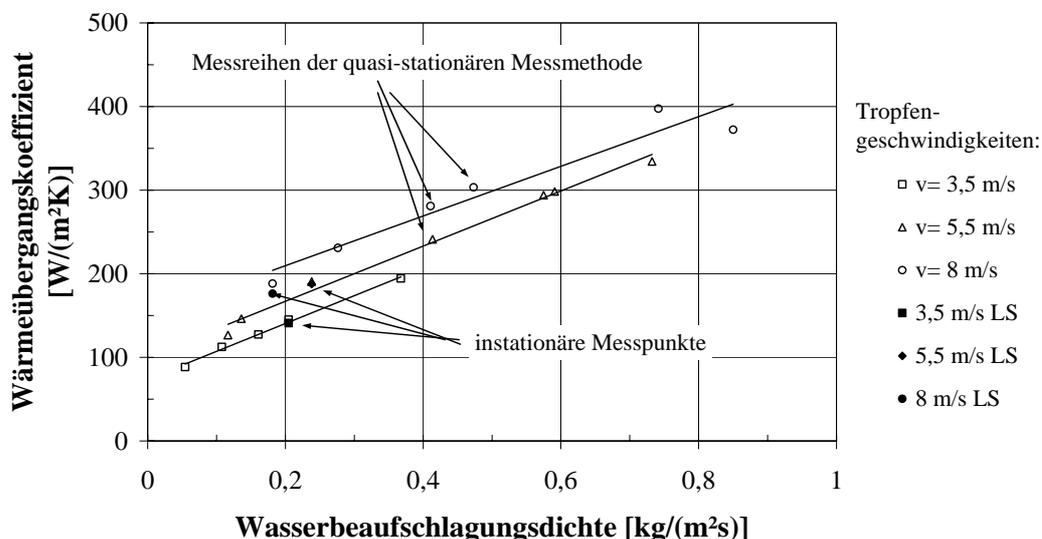


Abb. 4.46 Vergleich zwischen quasistationären und instationären Messungen für eine Oberflächentemperatur von 550°C

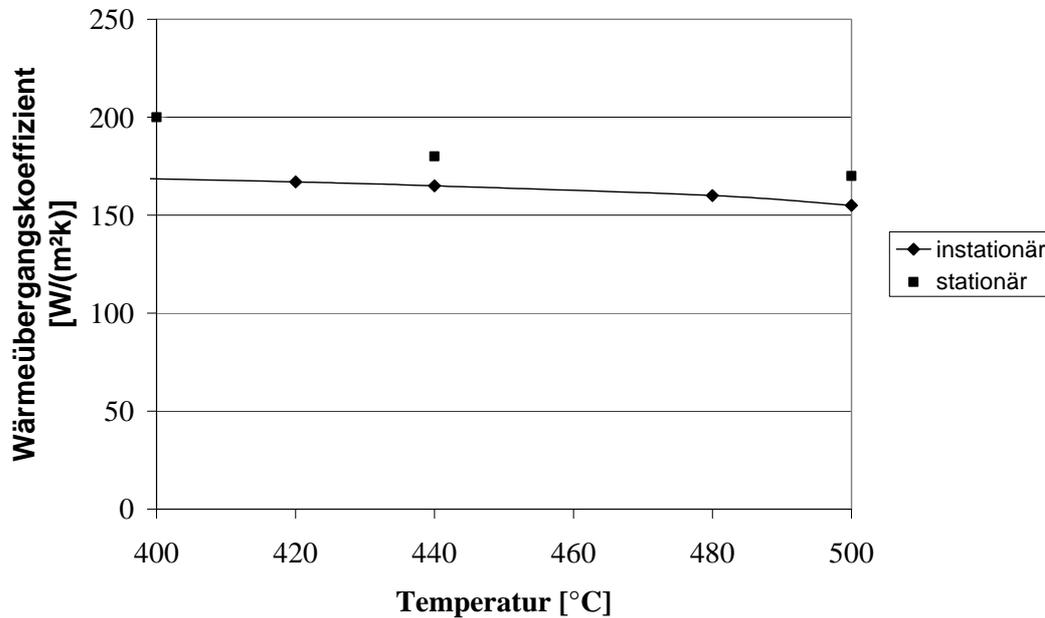


Abb. 4.47 Vergleich zwischen quasistationären und instationären Messungen für die Düse CW 25 bei dem Abstand Düse - Blech von 122 mm, einem Druck von 3,4 bar, einer Tropfengeschwindigkeit von 5,4 m/s und einem mittleren Tropfendurchmesser von 60 µm

4.7 Fehlerbetrachtung

Die Abschätzung der Messunsicherheit des Wärmeübergangskoeffizienten basiert auf dem arithmetischen Fehlerfortpflanzungsgesetz. Hierbei müssen die in Kapitel 4.2 und Kapitel 4.3 herausgearbeiteten Bestimmungsgleichungen für den Wärmeübergangskoeffizienten der quasistationären und der instationären Messmethode herangezogen werden.

4.7.1 Quasistationäre Messmethode

Gemäß Gleichung (4.12) sind die Bestimmungsgrößen für den Wärmeübergangskoeffizienten bei der quasistationären Messmethode die spezifische Heizleistung \dot{q}_H , der Verlustwärme-

strom der trockenen Blechseite \dot{q}_{verl} sowie die Oberflächentemperatur ϑ . Diese Größen können mit den experimentell direkt gemessenen Daten von Spannung U , Stromstärke I sowie Oberflächentemperatur ϑ_{tr} der strahlabgewandten Blechseite ermittelt werden.

Eine Abschätzung der zu erwartenden Temperaturgradienten über die Blechdicke (vergleiche Abschnitt 4.2) hat gezeigt, dass diese vernachlässigbar sind. Die thermographisch registrierten Temperaturen der trockenen strahlabgewandten Blechoberfläche entsprechen daher in guter Näherung den Temperaturen der nassen Blechseite. Die Messunsicherheiten bei der Erfassung des Absolutwertes der Oberflächentemperatur werden vom Hersteller mit 2 % des Messwertes im betrachteten Temperaturintervall angegeben. Durch die vorgenommene Kalibrierung lässt sich der Fehler der Temperaturmessung auf einen Maximalwert von 1,5 K reduzieren. Unter Berücksichtigung der Messunsicherheit des Emissionsgrades, die bereits in Abschnitt 4.2 diskutiert wurde, ergibt sich die Gl. (4.45) zur Beschreibung der Gesamtmessunsicherheit des Absolutwertes der Oberflächentemperatur

$$\Delta \vartheta_{absolut} = \Delta \vartheta_{\varepsilon} + \Delta \vartheta_{IR} = T \left[\left(\frac{1}{1 + \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon}} \right)^{\frac{1}{4}} - 1 \right] + 1,5 K \quad (4.45)$$

Die Messunsicherheit bei der Beschreibung des Emissionsgrades ist $\Delta \varepsilon = 0,005$, so dass daraus ein maximaler Fehler von $\Delta \vartheta_{absolut, max} = 2,54 K$ resultiert.

Die spezifische Heizleistung \dot{q}_H und der Verlustwärmestrom der trockenen Blechseite \dot{q}_{verl} lassen sich als Funktion der Stromstärke und des spezifischen elektrischen Widerstands ausdrücken (vergleiche Gl. (4.1) und (4.46))

$$\dot{q}_{Verlust} = \frac{I \cdot \rho_{el}}{2 \cdot b^2 \cdot s} \quad (4.46)$$

Der spezifische elektrische Widerstand lässt sich wiederum auf die direkt gemessenen Größen Stromstärke und Spannung zurückführen. Als Messunsicherheit für den spezifischen elektrischen Widerstand ergibt sich

$$\Delta \left(\frac{\rho_{el}}{s} \right) = \left| \frac{\partial (\rho_{el}/s)}{\partial I} \right| \Delta I + \left| \frac{\partial (\rho_{el}/s)}{\partial U} \right| \Delta U = \left| \frac{-U \cdot b}{I^2 \cdot l} \right| \Delta I + \left| \frac{b}{I \cdot l} \right| \Delta U \quad (4.47)$$

Die gerätespezifische Messunsicherheit des Voltmeters beträgt 0,5 % des Ablesewertes und die des Zangenmultimeters 1,3 % des Messwertes. Für den Quotient aus spezifischen elektrischem Widerstand und Blechdicke kann durch einfaches Umformen

$$\Delta\left(\frac{\rho_{el}}{s}\right) = \left|\frac{U \cdot b}{I \cdot l}\right| \left(\frac{\Delta I}{I} + \frac{\Delta U}{U}\right) = \left|R \frac{b}{l}\right| \left(\frac{\Delta I}{I} + \frac{\Delta U}{U}\right) = \left|\frac{\rho_{el}}{s}\right| \left(\frac{\Delta I}{I} + \frac{\Delta U}{U}\right) \quad (4.48)$$

$$\frac{\Delta(\rho_{el}/s)}{\rho_{el}/s} = 1,3\% + 0,5\% \approx \pm 2\% .$$

ein prozentualer Fehler von $\Delta(\rho_{el}/s) = \pm 2\%$ angegeben werden.

Die Abschätzung des Gesamtfehlers der experimentellen Untersuchung des Wärmeübergangskoeffizienten erfolgt nach dem Fehlerfortpflanzungsgesetz.

$$\Delta\alpha_{Sp} = \left|\frac{\partial\alpha_{Sp}}{\partial I}\right| \Delta I + \left|\frac{\partial\alpha_{Sp}}{\partial(\rho_{el}/s)}\right| \Delta\left(\frac{\rho_{el}}{s}\right) + \left|\frac{\partial\alpha_{Sp}}{\partial\mathcal{G}}\right| \Delta\mathcal{G}_{absolut} \quad (4.49)$$

$$= \left|\frac{I \cdot \rho_{el}}{b^2 \cdot s} \frac{1}{\mathcal{G} - \mathcal{G}_{fl}}\right| \Delta I + \left|\frac{I^2}{2 \cdot b^2} \frac{1}{\mathcal{G} - \mathcal{G}_{fl}}\right| \Delta\left(\frac{\rho_{el}}{s}\right) + \left|\frac{-I^2 \cdot \rho_{el}}{2 \cdot b^2 \cdot s} \frac{1}{(\mathcal{G} - \mathcal{G}_{fl})^2}\right| \Delta\mathcal{G}_{absolut}$$

Eine geeignete Umformung der obigen Gleichung erleichtert die Abschätzung der Messunsicherheit:

$$\Delta\alpha_{Sp} = \underbrace{\left|\frac{I^2 \cdot \rho_{el}}{b^2 \cdot s} \frac{1}{\mathcal{G} - \mathcal{G}_{fl}}\right|}_{\alpha_{Sp}} \left(\frac{\Delta I}{I} + \frac{1}{2} \frac{\Delta(\rho_{el}/s)}{\rho_{el}/s} + \frac{1}{2} \frac{\Delta\mathcal{G}_{absolut}}{(\mathcal{G} - \mathcal{G}_{fl})}\right) \quad (4.50)$$

$$\frac{\Delta\alpha_{Sp}}{\alpha_{Sp}} = \frac{\Delta I}{I} + \frac{1}{2} \frac{\Delta(\rho_{el}/s)}{\rho_{el}/s} + \frac{1}{2} \frac{\Delta\mathcal{G}_{absolut}}{(\mathcal{G} - \mathcal{G}_{fl})}$$

Für eine Oberflächentemperatur von 500°C lässt sich somit ein relativer Fehler von circa 3 % angeben.

In die Gleichung (4.50) gehen die Beaufschlagungsdichte, der Tropfendurchmesser und die Tropfengeschwindigkeit nicht als Berechnungsgröße ein. Dies bleibt in der Fehlerbetrachtung unberücksichtigt. Daher ist von einem höheren prozentualen Fehler auszugehen, der auf 10 % geschätzt wird.

4.7.2 Instationäre Messmethode

Zur Auswertung der instationär aufgenommenen Daten wurde zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten sowohl das explizite Differenzenverfahren als auch die analytische Lösung der Fourierschen Differentialgleichung angewendet.

Gemäß Gl. (4.33) und Gl. (4.40) sind die Bestimmungsgrößen für den Wärmeübergangskoeffizienten bei der instationären Messmethode der volumetrische Wärmestrom \dot{q}_V , der Verlustwärmestrom der trockenen Blechseite \dot{q}_{verl} , die Querwärmeleitung und die Oberflächentemperatur. Die Unsicherheit der messtechnischen Erfassung der Oberflächentemperatur ist bereits im vorherigen Abschnitt diskutiert worden. Sowohl der volumetrische Wärmestrom als auch der Verlustwärmestrom der trockenen Blechseite sind Funktionen der Stromstärke und des spezifischen elektrischen Widerstandes und lassen sich gemäß Gl. (4.28) bzw. Gl. (4.46) berechnen.

In die Bestimmungsgleichung des Wärmeübergangskoeffizienten gehen die Temperaturen zum Teil als Differenzen ein. Die Richtigkeit des Absolutwertes der Temperatur ist hierbei nicht essentiell. Vielmehr verursacht das Messwertrauschen der Infrarotkamera Messungenauigkeiten. Das Messwertrauschen der Infrarotkamera beträgt im betrachteten Temperaturintervall $\Delta \vartheta_{Rauschen} = 0,15 \text{ K}$. Zur Berechnung der Querwärmeleitung gemäß Gleichung (4.35) gehen Temperaturdifferenzen ein, wobei Fest-Santini [86] nachfolgenden vereinfachten Ansatz zur Bestimmung der Messunsicherheit der Querwärmeleitung empfiehlt.

$$\begin{aligned} \left| \frac{\partial \dot{q}_{quer}}{\partial \vartheta} \right| \Delta \vartheta &= \Delta \dot{q}_{quer, \Delta \vartheta}(\Delta \vartheta) \\ &\approx \lambda \left(\frac{\vartheta_{k+1,l} - \vartheta_{k,l}}{\Delta x} - \frac{\vartheta_{k+1,l}^F - \vartheta_{k,l}^F}{\Delta x} + \frac{\vartheta_{k,l+1} - \vartheta_{k,l}}{\Delta y} - \frac{\vartheta_{k,l+1}^F - \vartheta_{k,l}^F}{\Delta y} \right) \\ &\stackrel{\Delta x = \Delta y}{=} 4 \cdot \lambda \frac{\Delta \vartheta_{Rauschen}}{\Delta x} \end{aligned} \quad (4.51)$$

Für die Analyse der Messunsicherheiten und die Auswirkungen dieser auf das Ergebnis des Wärmeübergangskoeffizienten müssen beide Lösungsansätze - explizites Differenzenverfahren und analytische Lösung der Differentialgleichung - separat betrachtet werden.

4.7.2.1 Explizites Differenzenverfahren

Die Abschätzung der Gesamtmessunsicherheit der experimentellen Untersuchung des Wärmeübergangskoeffizienten mittels der instationären Messmethode und Lösung mit Hilfe des expliziten Differenzenverfahrens erfolgt nach dem arithmetischen Fehlerfortpflanzungsgesetz:

$$\begin{aligned}
\Delta\alpha_{sp,i} &= \left| \frac{\partial\alpha_{Sp,i}}{\partial I} \right| \Delta I + \left| \frac{\partial\alpha_{Sp,i}}{\partial(\rho_{el}/s)} \right| \Delta\left(\frac{\rho_{el}}{s}\right) + \left| \frac{\partial\alpha_{Sp,i}}{\partial\mathcal{G}} \right| \Delta\mathcal{G}_{absolut} + \left| \frac{\partial\alpha_{Sp,i}}{\partial(\Delta\mathcal{G})} \right| \Delta\mathcal{G}_{Rauschen} \\
&= \left| \frac{I \cdot \rho_{el}}{b^2 \cdot s} \frac{1}{\bar{\mathcal{G}} - \mathcal{G}_{Fl}} \right| \Delta I + \left| \frac{I^2}{2 \cdot b^2} \frac{1}{\bar{\mathcal{G}} - \mathcal{G}_{Fl}} \right| \Delta\left(\frac{\rho_{el}}{s}\right) \\
&\quad + \left| \frac{\frac{I^2 \rho_{el}}{2 \cdot b^2 \cdot s} + \dot{q}_{quer,i} \cdot s - \rho \cdot c_p \cdot s \cdot \frac{\mathcal{G}_i - \mathcal{G}_{i-1}}{t_i - t_{i-1}}}{(\bar{\mathcal{G}} - \mathcal{G}_{Fl})^2} \right| \Delta\mathcal{G}_{absolut} \\
&\quad + \frac{4 \cdot \lambda \cdot \Delta\mathcal{G}_{Rauschen} / \Delta x - 2 \cdot \rho \cdot c_p \cdot s \cdot \Delta\mathcal{G}_{Rauschen} / (t_i - t_{i-1})}{(\bar{\mathcal{G}} - \mathcal{G}_{Fl})}
\end{aligned} \tag{4.52}$$

wobei die Messunsicherheit des Differenzenquotienten $(\mathcal{G}_i - \mathcal{G}_{i-1}) / (t_i - t_{i-1})$ analog zur Gleichung (4.51) eingeführt wird.

Die Messunsicherheit, die auf das Temperaturrauschen zurückzuführen ist, kann durch die Wahl einer geeigneten Glättungsstrategie minimiert werden. Eine Angabe des Messfehlers kann dann nicht mehr eindeutig vorgenommen werden. Die Messunsicherheiten der Stromstärke, des spezifischen elektrischen Widerstandes und des Absolutwertes der Temperatur führen zu einem maximalen relativen Fehler von 5 %. Systematische Wiederholungsversuche (ohne erneute Justierung der Düse bzw. des Versuchsbleches) haben diesen Wert bestätigt. Eine Neuausrichtung der Düse bzw. des Versuchsbleches kann zu Ungenauigkeiten bei der Zuordnung der Beaufschlagungsdichte, des Tropfendurchmesser und –geschwindigkeit führen, da diese Größen mit anderen Messapparaturen bestimmt werden. Die Messungenauigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten bei erneuter Justierung der Düse bzw. des Versuchsbleches wurde zu 10 % bestimmt.

4.7.2.2 Analytische Lösung der Differentialgleichung

Da es sich bei Gleichung (4.33) um ein Optimierungsproblem handelt, ist das arithmetische Fehlerfortpflanzungsgesetz nicht anwendbar und die Lösung des fehlerbehafteten Wärmeübergangskoeffizienten muss unter Berücksichtigung eines jeden Messfehlers einzeln gesucht werden [86]. Die mit Messunsicherheiten behafteten Größen sind hierbei die Stromstärke, der

auf die Blechdicke bezogene spezifische elektrische Widerstand und die Querwärmeleitung, sodass für die Bewertung eines berechneten Wärmeübergangskoeffizienten die Gleichung (4.33) für die Fehlerbetrachtung sechsmal jeweils unter Berücksichtigung des positiven und negativen Messfehlers gelöst werden muss. Dieses Vorgehen ist mit hohem Rechenaufwand verbunden, sodass auf die Arbeit von Fest-Santini [86] verwiesen wird.

5. Experimentelle Ergebnisse

5.1 Versuchsplanung und Düsenauswahl

Um geeignete Betriebspunkte zu finden, bei denen bei gleichen Beaufschlagungsdichten deutliche Unterschiede in den Sprühstrahlcharakteristiken auftreten, war eine Düsenvorauswahl erforderlich. Um ein möglichst breites Spektrum in Bezug auf die Wasserbeaufschlagungsdichte, Tropfengeschwindigkeit- und Durchmesser zu erzielen, wurden Düsen verschiedener Hersteller mit unterschiedlichen Sprühstrahlcharakteristiken (Düsentyp bezüglich Spritzbild, Spritzwinkel und Volumenstrom) verwendet. Es wurden Einstoffdüsen als Flachstrahl- und Vollkegeldüsen eingesetzt, um eine möglichst gleichmäßige Verteilung der Wasserbeaufschlagungsdichte auf dem Probestück zu gewährleisten. Mit den in der Tabelle 5.1 präsentierten Düsen wurden quasistationäre Messungen realisiert.

Düsenbezeichnung	Sprühbild	Sprühwinkel (°)	Volumenstrom (l/h)
Lechler– Düsen, Druck: 1– 6 bar			
460.403	Vollkegel	45	38,9-97,4
460.404	Vollkegel	60	40,5-86,4
460.406	Vollkegel	90	48,3-93,1
432.366	Flachstrahl	90	28,8-67
432.404	Flachstrahl	60	42,6-102,9
632.363	Flachstrahl	45	27,3-63,1
612.483	Flachstrahl	45	70,3-168,3
Spraying Systems Düsen, Druck: 1 –6 bar			
HH-KY 4	Vollkegel	60	94,7-246
GG-SS 4.3 W	Vollkegel	120	111,6-252
Danfoss Düsen, Druck: 1-6 bar			
6 gal/h	Vollkegel	45	9,4-15,9

Tabelle 5.1 Düsen für die quasistationären Experimente

Für die bereits in [75] untersuchten Düsen wurden einzelne Punkte neu vermessen, wobei die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse sehr gut war und lediglich eine Korrektur bezüglich der Wasserbeaufschlagungsdichte vorgenommen wurde.

Bei den Messungen wurde die jeweilige Düse so positioniert, dass ihre Achse mit dem Zentrum des Patternators übereinstimmte. Der Patternator wurde genau an der Stelle positioniert, wo das Probestück bei den Wärmeübergangsmessungen befestigt wurde. So konnte die Be-

aufschlagungsdichte direkt in den Versuchen zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten unter gleichen Einbaubedingungen der Düse ermittelt werden. Die Rohrwand des in [75] verwendeten Kontrollpatternators hatte keine abgeschrägten Wände im Vergleich zu dem Patternator der im Rahmen dieser Arbeit verwendet wurde (vergleiche Abb. 3.2).

Es wurden Vergleichsmessungen mit beiden Patternatoren realisiert. Die Ergebnisse zeigten, dass es eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse gibt, wenn beim Kontrollpatternator $(d_i + d_a)/2$ als aktiver Durchmesser für die Berechnungen eingesetzt wird. Darauffolgend wurden die Beaufschlagungen der Düsen von Tabelle 5.1 mit diesem Durchmesser umgerechnet.

In [41] wurde eine Liste von Vollkegeldüsen der Hersteller Hago, Bete und Delavan dargestellt, mit denen eine unabhängige Variation der Sprühstrahlparameter bei Konstanz der Beaufschlagungsdichte realisiert worden ist. Die Ergebnisse der Wärmeübergangsmessungen gelten jedoch für den Bereich des instabilen Filmsiedens. Mittels Variation von Düsenvordruck bzw. Volumenstrom sind relativ hohe Tropfengeschwindigkeiten erzielt worden (Tabelle 5.2 und Tabelle 5.3). Die weitere Düsenauswahl für die eigenen Untersuchungen für den Filmsiedebereich orientierte sich an dieser Arbeit.

Variation der Geschwindigkeit bei Konstanz von d_{32} und N			
Düse	Bete WL ½ 120°	Hago B200	Hago B150
Abstand [cm]	2,5	7	5
Druck [bar]	5,5	4,1	2,8
\dot{m}_{sp} [kg/(m ² s)]	25,6	24,4	26
N [1/(cm ² s)]	15,1·10 ⁶	13,5·10 ⁶	16,4·10 ⁶
d_{32} [µm]	68,7	70,2	67,2
v [m/s]	24,1	5,97	4,64

Tabelle 5.2 Düsenbetriebsparameter bei Variation der Geschwindigkeit [41] und Konstanz der anderen Parameter

Variation der Geschwindigkeit bei Konstanz von d_{32} und N			
Düse	Hago B150	Hago B50	Hago B150
Abstand [cm]	5	8,5	7,0
Druck [bar]	2,8	11	5,5
\dot{m}_{sp} [kg/(m ² s)]	26	37,6	21,9
N [1/(cm ² s)]	$16,4 \cdot 10^6$	$18,8 \cdot 10^6$	$18 \cdot 10^6$
d_{32} [μm]	67,2	72,6	61,5
v [m/s]	4,64	10,1	14,3
CHF [W/m ²]	$636,7 \cdot 10^4$	$673,2 \cdot 10^4$	$731,9 \cdot 10^4$
ΔT [K]	32,2	28,1	32,6
$q_{CHF}/\dot{m} h_{fg}$	0,1	0,073	0,137
α [W/(m ² K)]	$1977 \cdot 10^2$	$2396 \cdot 10^2$	$2245 \cdot 10^2$

Tabelle 5.3 Düsenbetriebsparameter bei Variation der Geschwindigkeit und Ergebnisse der Wärmeübergangsmessungen [41]

Wie aus den Tabellen abzulesen ist, sind in [41] mittels dieser Düsen Tropfengeschwindigkeiten bis zu 24 m/s erzielt worden. Die vermessenen Beaufschlagungsdichten (bis zu 38 kg/(m²s)) sind allerdings relativ hoch, wenn man berücksichtigt, dass der Durchfluss der Düsen der Hago- Reihe nicht größer als 10 l/h ist.

Ziel der eigenen Experimente war es, die Beaufschlagungsdichte mit den zur Verfügung stehenden Düsen in einem weiten Bereich zu variieren und Betriebspunkte zu finden, die bei gleichen Beaufschlagungsdichten Variationen der mittleren Tropfengeschwindigkeit und des –durchmessers ergeben. Die zusätzlich zu Tabelle 5.1 untersuchten Düsen sind in Tabelle 5.4 aufgelistet.

Düsenbezeichnung	Sprühbild	Sprühwinkel	Volumenstrom (l/h)
BETE– Düsen, Druck: 0,5– 8,6 bar			
CW25	Vollkegel	80°	23,5 – 45,5
WL ¼	Vollkegel	90°	25,4 – 46,3
WL ½	Vollkegel	60°	70 – 126
WL ½	Vollkegel	120°	70 – 126
HAGO Düsen, B– Serie, Druck: 2–8 bar			
B37	Vollkegel	70°	1,4 – 3,14
B50	Vollkegel	70°	1,9 – 4,24
B75	Vollkegel	70°	2,84 – 4,5
B100	Vollkegel	70°	3,78 – 8,48
B150	Vollkegel	70°	5,68 – 12,7
B200	Vollkegel	70°	7,57 – 16,9

Tabelle 5.4 Düsen aus [41], die in der eigenen Arbeit untersucht wurden

In Tabelle 5.5 sind die vermessenen Betriebspunkte der Düsen von Tabelle 5.4 dargestellt. Zuerst sind die Messungen zur Bestimmung der Beaufschlagungsdichte mittels des Patternators sowie die Bestimmung der Tropfenparameter mittels PDA durchgeführt worden. Ziel dieser Untersuchungen ist es gewesen, geeignete Düsen für die weiteren Untersuchungen auszuwählen, sowie ihre Betriebspunkte zu finden, bei denen von einer möglichst großen Anzahl von Düsen die gleiche Beaufschlagungsdichte bei möglichst verschiedenen Tropfenparametern erzielt wird. Danach konnte bei den Wärmeübergangsmessungen der Einfluss der Tropfengeschwindigkeit und des –durchmessers unabhängig vom Einfluss der Beaufschlagungsdichte untersucht werden.

Düse	Düsenvordruck (bar)	Abstand bis zur Düsenöffnung (cm)
B37	6	4, 6, 8
B50	5, 8	8, 10
B75	2, 5, 8	4, 6, 8, 10
B100	2, 5, 8	4, 6, 8, 10
B150	2, 5, 8	5, 8, 12
B200	2, 5, 8	6, 8, 10, 12
CW25	1,6, 3,5, 6,05, 8,6	5, 10, 12,5, 15, 17,5, 20
WL ¼ 90°	2,2, 8,5	10, 15, 20
WL ½ 60°	0,6, 1,5, 2,6, 3,7	20, 30, 40, 50, 55, 60, 65
WL ½ 120°	1, 1,5	5, 7, 10

Tabelle 5.5 Versuchspunkte der Wasserbeaufschlagungsdichtemessungen mit den Düsen von Tabelle 5.4

Es zeigte sich, dass der Sprühstrahl der in [41] präsentierten Düsen bei den ausgewählten Abständen eine Oberfläche benetzt, die wesentlich kleiner ist als die zu untersuchende Blechoberfläche bzw. keine gleichmäßige Wasserbeaufschlagung der Testsektion gewährleistet, was eine Reduzierung der Versuchspunkte für die Wärmeübergangsmessungen erforderlich machte. Deshalb wurden die in dieser Arbeit präsentierten Düsen bei größeren Abständen vom Blech als die in [41] vermessen. Damit verbunden war auch eine Verringerung der Wasserbeaufschlagungsdichte, was im Sinne der Zielstellung der Arbeit ist, da insbesondere für die kleinen Wasserbeaufschlagungsdichten ein Einfluss der Tropfenparameter zu erwarten ist. Zur Bewertung des Einflusses der Filmdicke, der mit wachsender Wasserbeaufschlagungsdichte zunimmt, wurden vergleichende Wärmeübergangsmessungen für horizontale und vertikale Blechpositionen durchgeführt.

5.2 Messung der Wasserbeaufschlagungsdichte

Die Ergebnisse der Wasserbeaufschlagungsdichtemessungen (WBD-Messungen) für bestimmte Düsen von Tabelle 5.1 sind nachfolgend in den Abb. 5.1 und Abb. 5.2 dargestellt. Die Abb. 5.1 repräsentiert die Ergebnisse der Lechler- Düse 460.403. Da sie einen Spritzwinkel von 45° hat, ist die beaufschlagte Wassermenge relativ groß. Im Vergleich zu ihr, ist die Beaufschlagung mittels der Lechler- Düse 460.406 kleiner. Der Grund dafür ist der Spritz-

winkel von 90° bei dieser Düse. Beide Düsen haben sonst ähnlichen Durchsatz bei einem bestimmten Druck.

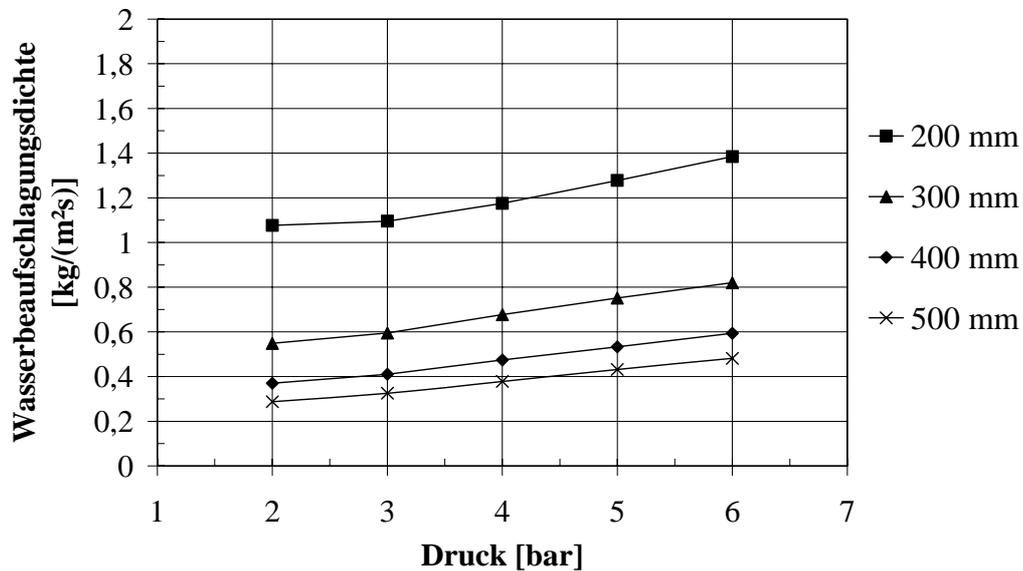


Abb. 5.1 Mittelwerte der Beaufschlagungsdichte der Lechler- Düse 460.403

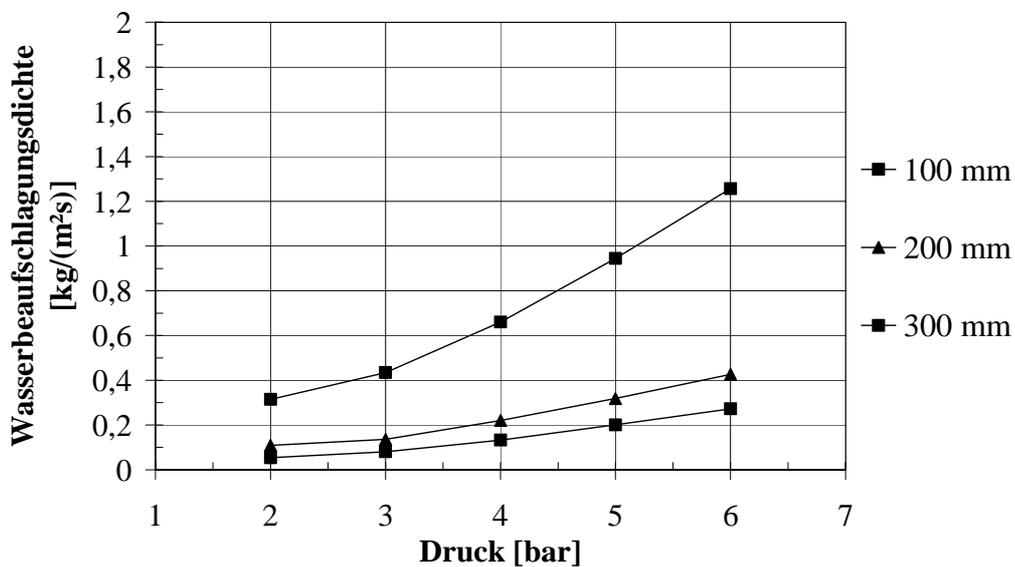


Abb. 5.2 Mittelwerte der Beaufschlagungsdichte der Lechler- Düse 460.406

In den Abb. 5.3 und Abb. 5.4 sind vergleichend die WBD-Messungen für die Düsen der Tabelle 5.1 dargestellt. Die Ergebnisse sind für unterschiedliche Abstände von der Düse für jeweils einen bestimmten Düsendruck dargestellt und beziehen sich auf die Strahlachse. Mittels dieser Düsen sind Beaufschlagungen bis zu 1,6 kg/(m²s) erzielt worden. Die meisten Be-

aufschlagungen sind jedoch im Bereich bis $0,85 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$. Das war der Hauptbereich, in dem später die Wärmeübergangsmessungen realisiert wurden.

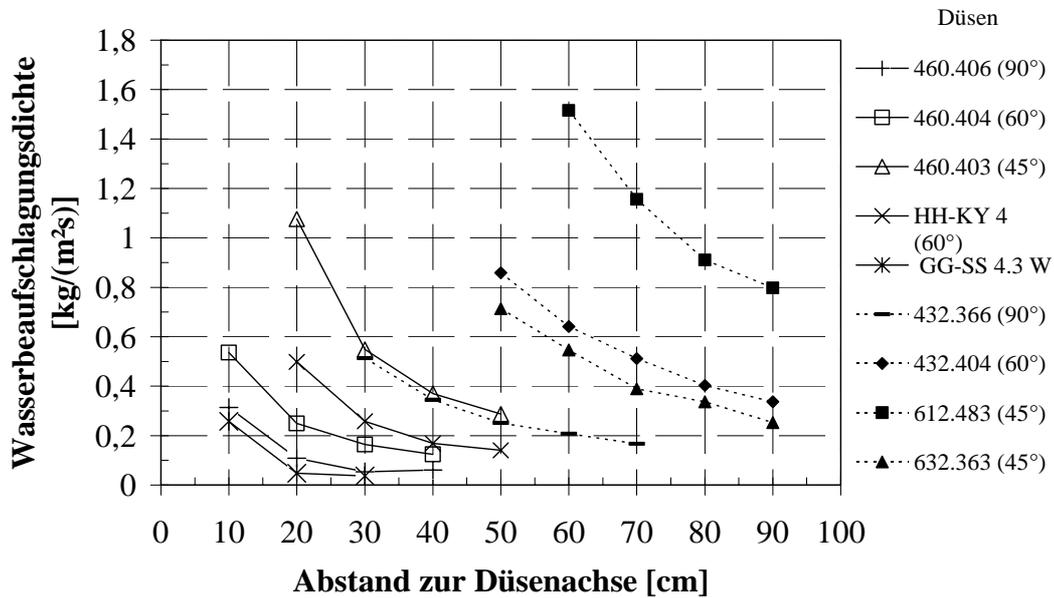


Abb. 5.3 Beaufschlagungsdichtemessungen mit den Düsen der Tabelle 5.1 bei einem Druck von 2 bar, jeweils in der Strahlachse gemessen

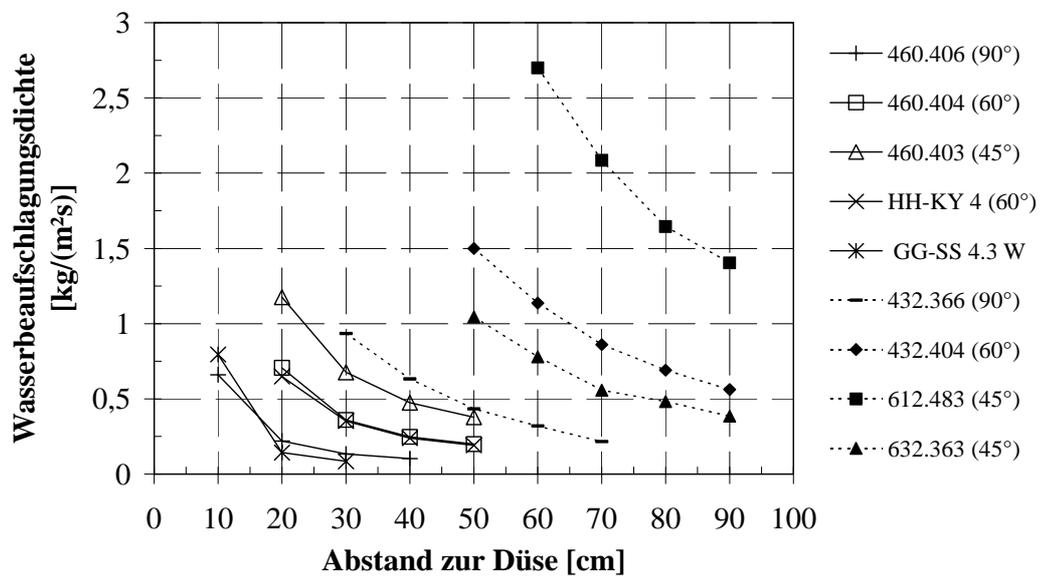


Abb. 5.4 Beaufschlagungsdichtemessungen mit den Düsen der Tabelle 5.1 bei einem Druck von 4 bar, gemessen in der Strahlachse

Die Abb. 5.5 und Abb. 5.6 stellen Ergebnisse der lokalen Wasserbeaufschlagungsdichte der Bete- Düse CW25 der Tabelle 5.2 dar.

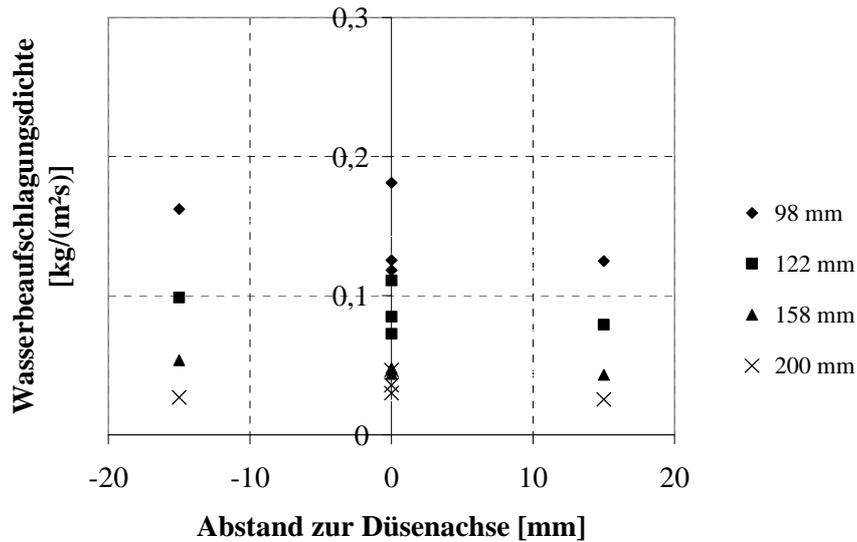


Abb. 5.5 Wasserbeaufschlagungsdichte für die Düse CW25 bei verschiedenen Abständen der Düse-Patternator und $p = 1,4$ bar

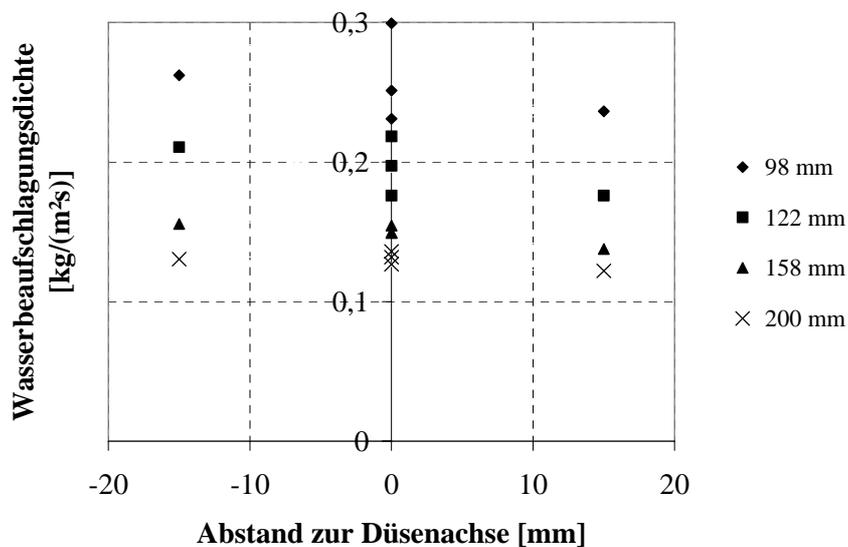


Abb. 5.6 Wasserbeaufschlagungsdichte für die Düse CW25 bei verschiedenen Abständen der Düse-Patternator und $p = 8,6$ bar

Wie in Abb. 5.5 und Abb. 5.6 zu sehen ist, sind für jede Messebene 5 Punkte in Abhängigkeit des horizontalen Abstandes von der Düsenachse in dem Diagramm eingetragen. Von diesen entsprechen die zwei, die um 15 mm von dem Düsenzentrum entfernt sind, den Röhren R2 und R3 der Abb. 3.5. Die anderen 3 sind dementsprechend die Punkte R5, R1 und R4. Deut-

lich erkennbar ist eine zunehmende Vergleichmäßigung der Wasserbeaufschlagungsdichte im Bereich der Testsektion mit zunehmendem Abstand von der Düsenöffnung.

In Abb. 5.5 und Abb. 5.6 ist die Abhängigkeit der Beaufschlagungsdichte jeweils für einen bestimmten Druck dargestellt. Weitere Ergebnisse finden sich im Anhang.

Für jede Düse der Tabelle 5.4 wurden gemäß den Herstellerangaben Arbeitsdrücke ausgewählt, um damit den entsprechenden Volumenstrom zu erreichen. Der maximale Düsenvordruck, der eingestellt werden konnte, war ca. 9 bar. Es wurden bei dem jeweilig eingestellten Druck Versuchsreihen bei den ausgesuchten Abständen zwischen Düse und Patternator realisiert. Die Daten sind entsprechend Gl. (3.1) ausgewertet worden. Anschließend sind die Ergebnisse zusammenfassend betrachtet worden. Danach sind alle Arbeitspunkte, bei denen eine gleichmäßige Beaufschlagungsdichte erzielt wurde, ausgewählt worden, um die weitere Versuchsdurchführung zu planen. Die entsprechenden Ergebnisse der Beaufschlagungsdichtemessungen sind in der Abbildung 5.7 und auszugsweise in Abbildung 5.8 zusammenfassend dargestellt.

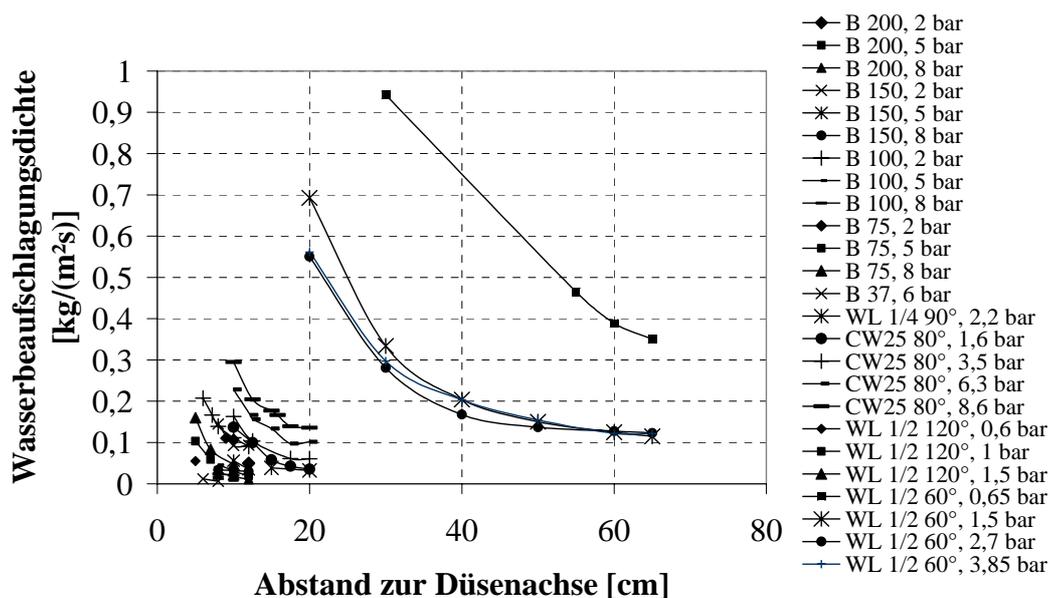


Abb. 5.7 Beaufschlagungsdichtemessungen in der Stahlachse für Düsen der Tabelle 5.4

Da die meisten Punkte in der Abb. 5.7 im Bereich der Beaufschlagung bis zu 0.3 (kg/m²s) konzentriert waren, wird in der Abb. 5.8 dieser Auszug dargestellt.

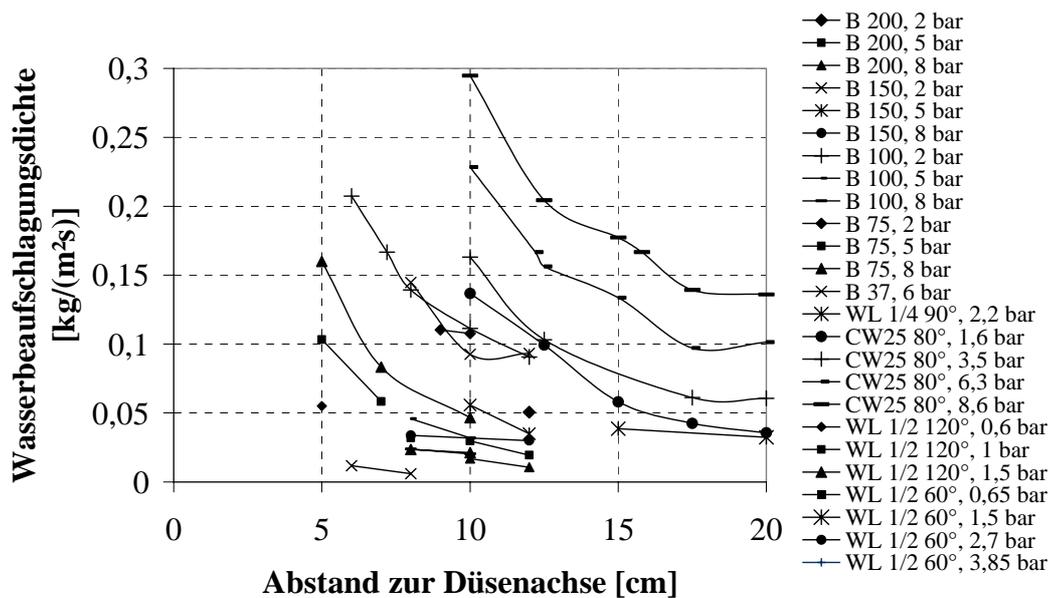


Abb. 5.8 Auszug der Beaufschlagungsdichten aus der Abb. 5.7

Mittels der Düsen der Tabelle 5.2 wurden unter den gewählten Betriebsbedingungen, Beaufschlagung bis zu 0,83 kg/(m²s) realisiert. Die Düsen der *Hago*-Serie besaßen die kleineren Beaufschlagungsdichten bei den vermessenen Abständen. Nur mit zwei Düsen konnten Beaufschlagungsdichten größer als 0,17 kg/(m²s) erreicht werden, CW25 und WL ½ 60°. Drei Düsen B150, CW25 und WL ½ 60° wurden ausgewählt für weitere Experimente mittels PDA.

5.3 Experimente zur Ermittlung der Sprühstrahleigenschaften

Die Düsen der Tabelle 5.1 wurden mittels PDA vermessen, um ihre Sprüheigenschaften zu bestimmen. Die Experimente sind bei den in Tabelle 5.6 dargestellten Abständen und den Schrittweiten realisiert worden.

Düse	Abstand Düse-Laser [mm]	Schrittweite [mm]
Danfoss 6 gal/h	100,200,300	0, ± 10, ± 20
Lechler 432.366	300,400,500,600,700	0, ± 10, ± 20
Lechler 432.404	500,600,700	0, ± 20
Lechler 460.403	400,500	0, ± 20
Lechler 460.404	200,300,400,500	0, ± 20
Lechler 460.406	100,200,300,400,500	0, ± 10, ± 20
Lechler 612.483	500,600,700,800,900	0, ± 20
Lechler 632.363	400,500,600,700,800,900	0, ± 20
SS GG 4.3 W	100,300	0, ± 20
HH KY	200,300,400,500,	0, ± 20

Tabelle 5.6 Schema der Betriebspunkten bei der Vermessung der Düsen der Tabelle 5.1 hinsichtlich ihrer Sprüheigenschaften

Bei den untersuchten Vollkegeldüsen wurde eine Änderung des Durchmessers und der Geschwindigkeit im Sprühbild deutlich. Mit zunehmender radialer Entfernung von der Düsenachse war ein Anstieg des Durchmessers zu beobachten. Die Tropfengeschwindigkeit dagegen nahm im Zentrum den Maximalwert an. Als Beispiel ist hier die Lechler 460. 403 Düse in Abb. 5.9 präsentiert. Da sich der relevante Bereich der Wärmeübergangsmessungen am Probeblech auf die Blechmitte beschränkte, konnte das Plateau mit dem annähernd gleichen Durchmesser zur Auswertung herangezogen werden.

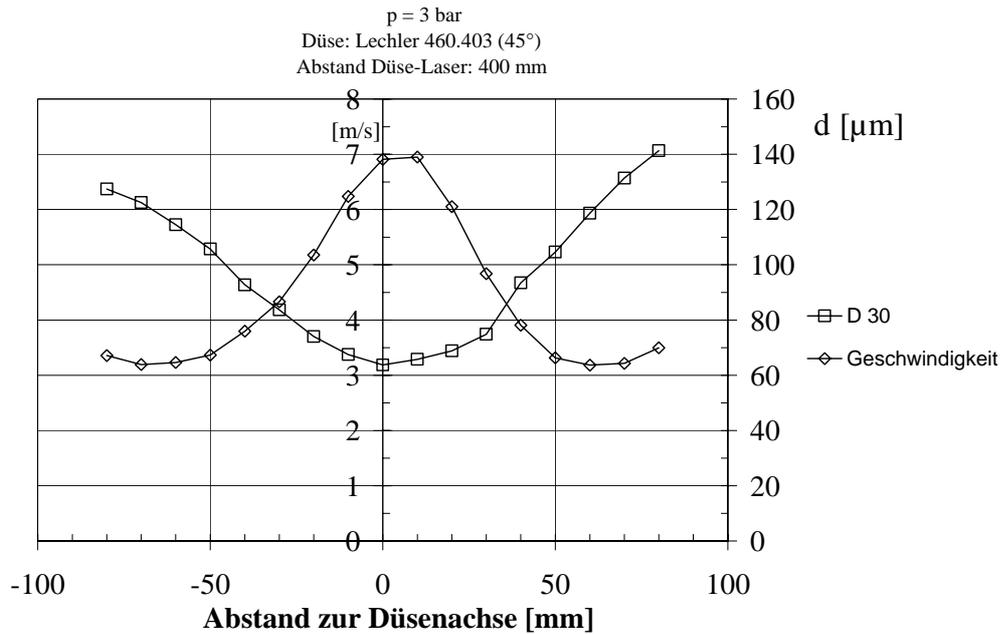


Abb. 5.9 Sprüheigenschaften der Lechler 460.403 Vollkegeldüse [75]

Im Gegensatz zu der in Abb. 5.9 dargestellten Vollkegeldüse zeichneten sich die untersuchten Flachstrahldüsen durch gleichmäßigere Verteilung der Sprühstrahlcharakteristiken im untersuchten Messbereich aus. Beispiel dafür ist die in Abb. 5.10 präsentierte Flachstrahldüse.

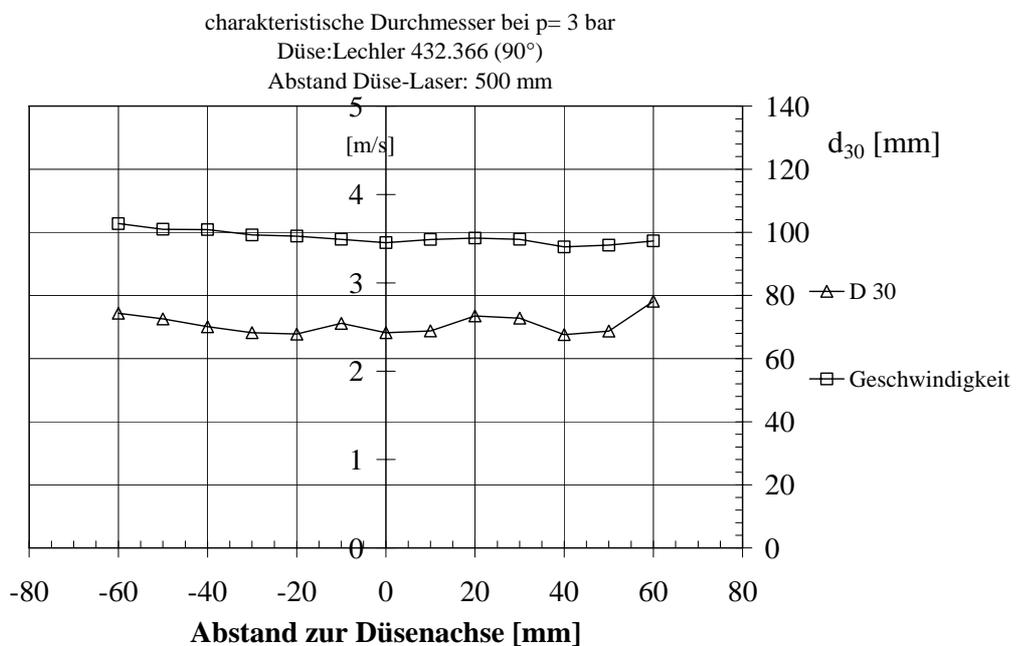


Abb. 5.10 Sprüheigenschaften der Lechler 432.366 Flachstrahldüse [75]

Bei den untersuchten Düsen war für den Durchmesser eine Abhängigkeit sowohl vom Druck als auch von der Entfernung von der Düse zu erkennen (Abb. 5.11).

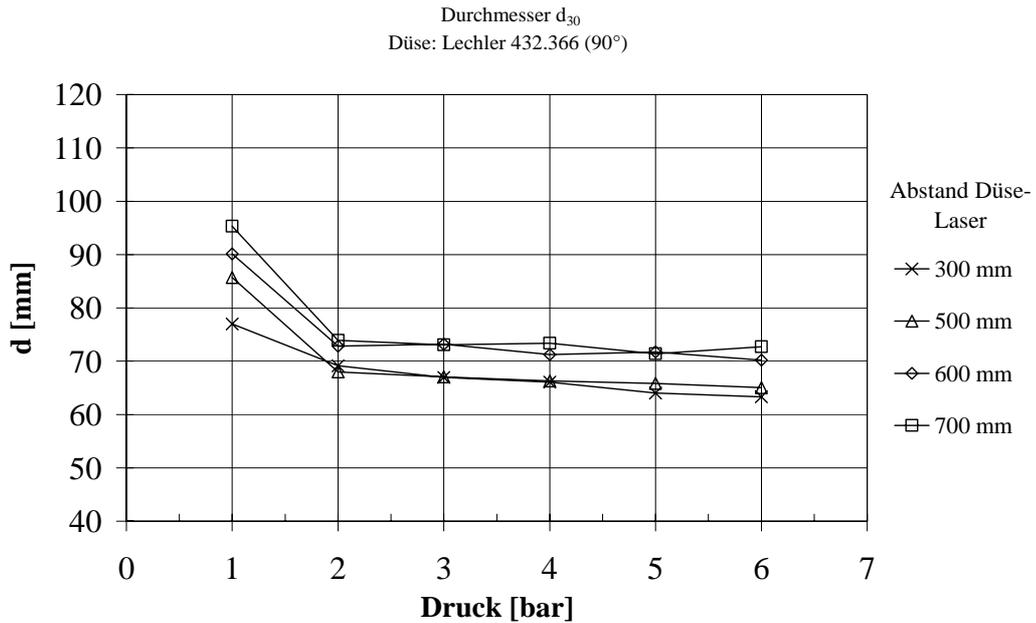


Abb. 5.11 Gemittelte Werte des Durchmessers der Lechler 432.366 Flachstrahldüse

Die Vollkegeldüsen der Tabelle 5.4 wurden hinsichtlich deren Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeiten ebenfalls vermessen. Die Experimente sind gemäß dem Versuchsplan, der als Tabelle 5.7 angeführt wird, durchgeführt worden.

Düse	Abstand [mm]	Schrittweite [mm]
B150	40, 75, 100	0, ± 5, ± 10, ± 15, ± 25
WL ½ 60°	40, 100, 300	0, ± 5, ± 10, ± 15, ± 30, ± 45
	20	0, ± 15
	400	0, ± 5, ± 10, ± 15, ± 30, ± 45
	470	
	475	
CW25 80°	40, 98, 122, 158, 200	0, ± 5, ± 10, ± 15, ± 30, ± 45

Tabelle 5.7 Schema der Betriebspunkte bei der Vermessung der Düsen der Tabelle 5.4 hinsichtlich ihrer Sprüheigenschaften

Die Düsen B150, CW25 und WL 60° wurden anhand der vermessenen Beaufschlagungsdichten zur Durchführung systematischer Untersuchungen mittels PDA ausgewählt. Als Kriterium für die Vermessung eines Punktes wurde die Anzahl gültiger Messdaten (Geschwindigkeit

und Durchmesser) gewählt. In den Experimenten im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Wert von 20 000 relevanten Werten vorgegeben. Die Geschwindigkeit, die vom PDA angegeben wird und mit der nachfolgend gearbeitet wurde, ist die mittlere Geschwindigkeit aller Tropfen, die bei einem Versuch vermessen worden sind. Als charakteristischer Durchmesser wurde d_{30} gewählt.

Die Düse CW25 wurde als Referenzdüse, mit der in regelmäßigen Abständen Vergleichsmessungen durchgeführt wurden, verwendet. Wie die Wiederholmessungen zeigten, war eine gute Reproduzierbarkeit der Ergebnisse gegeben.

Das Spektrum der mittleren Geschwindigkeit und des Durchmessers d_{30} ist in Abhängigkeit der Entfernung von der Düsenachse in den Abb. 5.12 und Abb. 5.13 dargestellt.

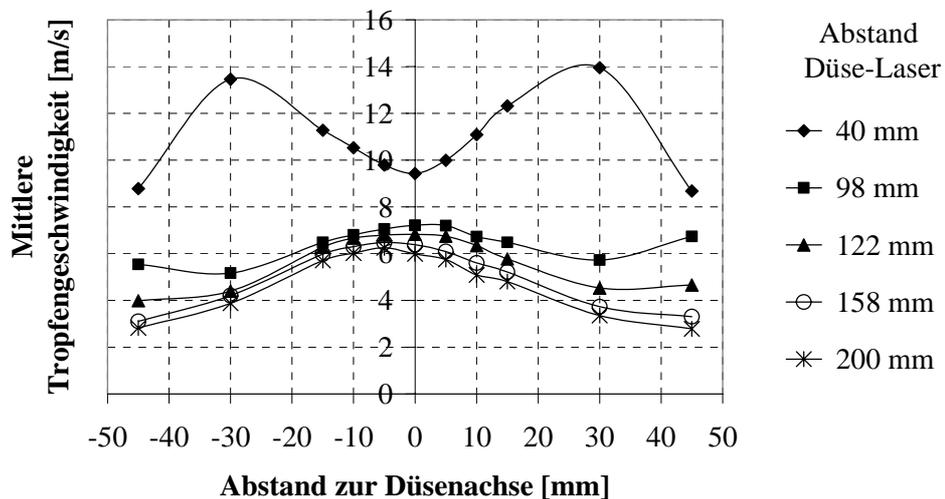


Abb. 5.12 Mittlere Geschwindigkeitsverteilung für die Düse CW25 bei $p = 6,05$ bar

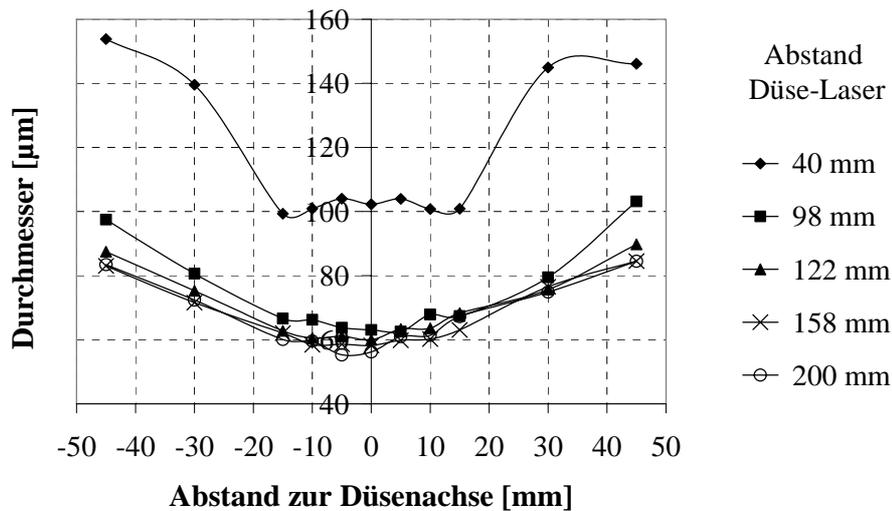


Abb. 5.13 Mittlerer Durchmesser d_{30} für die Düse CW25 bei $p = 6,05$ bar

Es ist sowohl in der Verteilung der Geschwindigkeit, als auch in den Verteilungen der charakteristischen Durchmesser zu erkennen, dass bei radialer Entfernung von der Düsenachse größer als 15 mm, eine deutliche Änderung auftritt. Im Bereich ± 15 mm in Bezug auf die Düsenachse sind die Geschwindigkeiten bzw. die Durchmesser nahezu konstant. Für die nachfolgenden Wärmeübergangsmessungen wurde somit dieser Bereich in Betracht gezogen. In den folgenden Abb. 5.14 und Abb. 5.15 wird die Abhängigkeit der mittleren Tropfengeschwindigkeit und des charakteristischen Durchmessers d_{30} vom Betriebsdruck und dem Abstand Düse-Blech jeweils für den zentralen Spraybereich dargestellt.

Die Tropfen werden kleiner, je weiter sie sich vom Düsenaustritt entfernen und je höher der Düsenvordruck ist. Die Geschwindigkeit der Tropfen steigt mit Erhöhung des Druckes deutlich an. Mit zunehmendem Abstand wird die Geschwindigkeit der Tropfen kleiner, da die Tropfen durch die Reibung mit der Luft abgebremst werden.

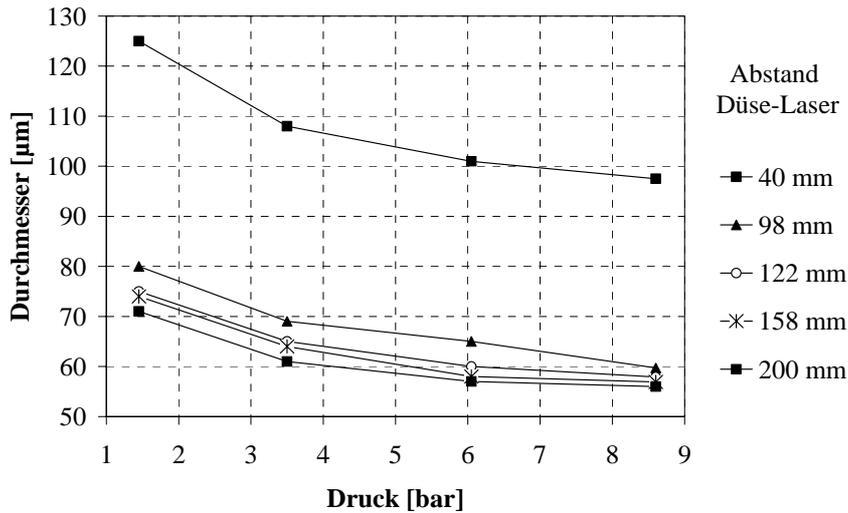


Abb. 5.14 Mittlere Werte des Durchmessers d_{30} der Düse CW25 in Abhängigkeit des Druckes bei verschiedenen Abständen Düse-Messvolumen

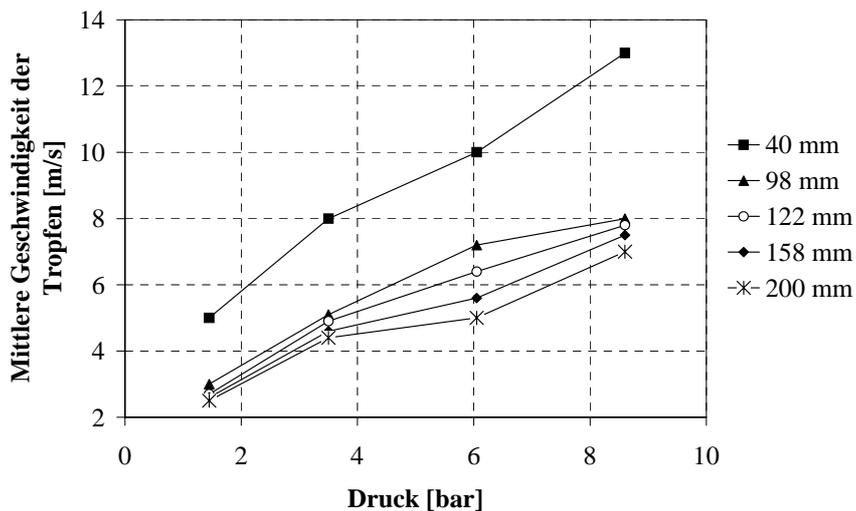


Abb. 5.15 Mittlere Tropfengeschwindigkeiten der Düse CW25 bei verschiedenen Drücken und Abständen Düse-Messvolumen

Analoge Ergebnisse ergeben sich für die anderen Düsen, die im Anhang dargestellt werden. Nach den Ergebnissen der Beaufschlagungsdichtemessungen und der Messungen der Sprühcharakteristiken haben sich Betriebspunkten ergeben, für die bei gleicher Beaufschlagung eine deutliche Änderung in einem der Sprühstrahlparameter bei Konstanz des anderen auftritt. Die Betriebspunkte sind nachfolgend in der Tabelle 5.8 dargestellt.

Betriebspunkte bei $v \cong \text{konst.}$ und Differenz d_{30}					
Düse	\dot{v}_w [l/m ² s]	Abstand [mm]	Druck [bar]	d_{30} [μm]	v [m/s]
432.404	0,34	900	2	107	3,7
460.406	0,34	100	2,2	46	3,7
432.366	0,34	630	5	71	3,7
HH-KY 4	0,21	500	5	53	6,5
6.00 gal/h	0,21	200	5,9	33	6,5
Betriebspunkte bei $d_{30} \cong \text{konst.}$ und Differenz v					
Düse	\dot{v}_w [l/m ² min]	Abstand [mm]	Druck [bar]	d_{30} [μm]	v [m/s]
432.366	0,41	500	3,8	66	3,8
460.403	0,41	400	3	63	6,7

Tabelle 5.8 Betriebspunkte für Sprühversuche bei $d_{30} \cong \text{konst.}$ und Differenz von v bzw. $v \cong \text{konst.}$ und Differenz von d_{30}

5.4 Wärmeübergangsmessungen

5.4.1 Einfluss der Beaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergang

In Abb. 5.16, Abb. 5.17, Abb. 5.18, und Abb. 5.19 ist die Abhängigkeit des WÜK von der Beaufschlagungsdichte dargestellt. Die Ergebnisse stammen dabei von unterschiedlichen Düsen und wurden jeweils mit den mittleren Tropfenparametern v und d_{30} korreliert. Bei der Auswertung wurde sich auf die Temperaturen von 450 und 350 °C konzentriert, für die auch stationäre Messungen vorlagen. Die Beaufschlagungsdichte wurde im Intervall von 0,08-0,75 kg/(m²s) variiert. Für die Wärmeübergangsmessungen wurden Düsen von Tabelle 5.1 und Tabelle 5.4 eingesetzt und es wurden sowohl instationäre als auch quasistationäre Messungen berücksichtigt. Bezüglich des Tropfendurchmessers als Parameter ist eine leichte Tendenz zur Verringerung des Wärmeübergangs bei Steigerung des Tropfendurchmessers erkennbar. Insbesondere bei sehr kleinen Wasserbeaufschlagungsdichten sind die relativen Änderungen des WÜK recht erheblich, während sie sich bei größeren Wasserbeaufschlagungsdichten eher in der Größenordnung des Messfehlers bewegen.

Die Abb. 5.17 und Abb. 5.19 stellen der Einfluss der Tropfengeschwindigkeit auf den Wärmeübergang ebenfalls bei den Temperaturen von 450 und 350°C dar. Im untersuchten Bereich der Beaufschlagungsdichte lässt sich eine deutliche Abhängigkeit des WÜK von der Tropfengeschwindigkeit wiederum für den Bereich sehr kleiner Beaufschlagungsdichten erkennen. Aus der Abb. 5.17 ist ersichtlich, dass eine Erhöhung der Geschwindigkeit von 3.5 auf 8 m/s,

bei einer Wasserbeaufschlagungsdichte von ca. $0,2 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$, zu einer Steigerung des WÜK von zum Teil über 50 % führt.

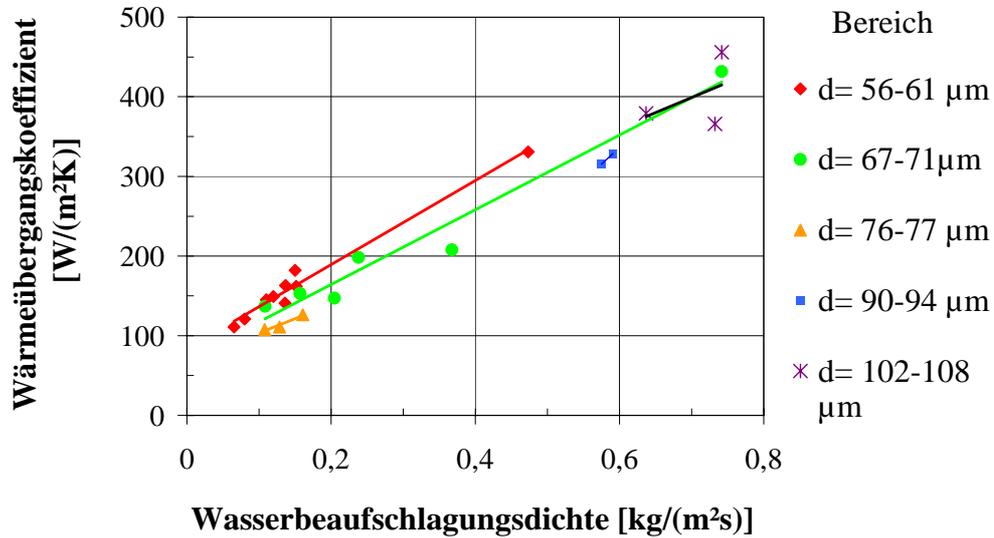


Abb. 5.16 WÜK in Abhängigkeit der Beaufschlagungsdichte bei Variation des Tropfendurchmessers (instationäre und quasistationäre Experimente bei $450 \text{ }^\circ\text{C}$)

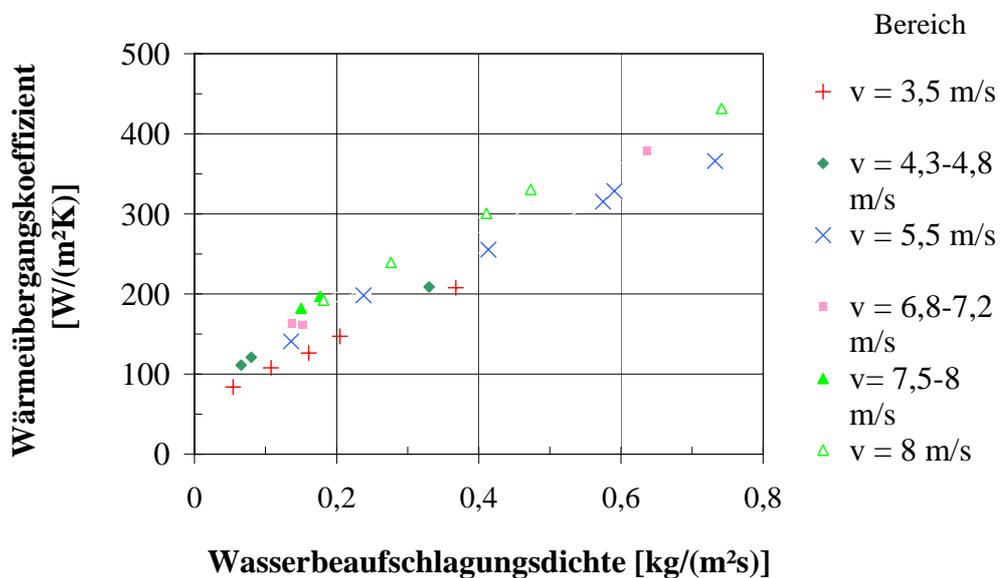


Abb. 5.17 WÜK in Abhängigkeit der Beaufschlagungsdichte bei Variation der Tropfengeschwindigkeit (instationäre und quasistationäre Experimente bei $450 \text{ }^\circ\text{C}$)

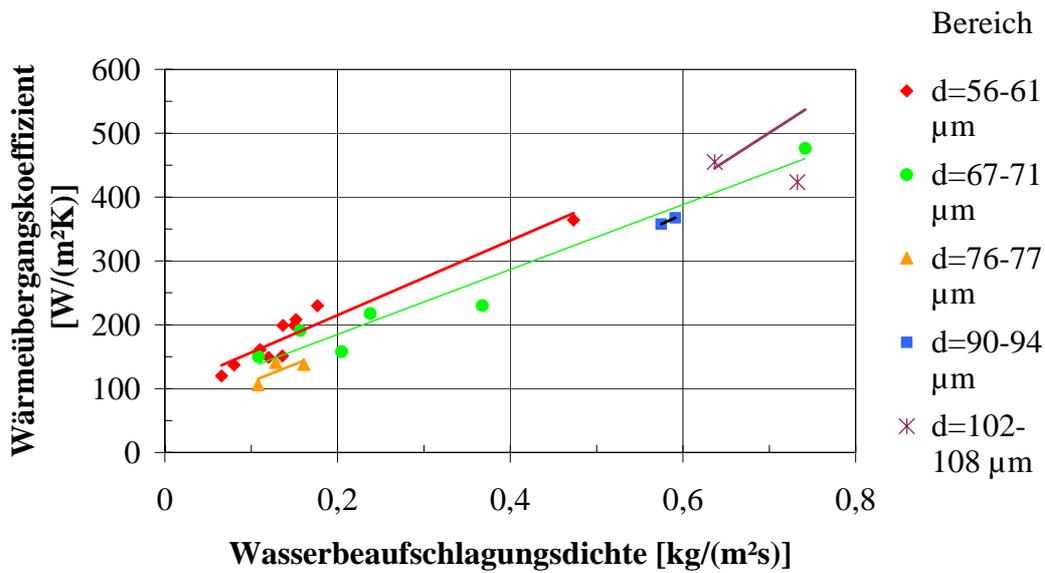


Abb. 5.18 WÜK in Abhängigkeit der Beaufschlagungsdichte bei Variation des Tropfendurchmessers (instationäre und quasistationäre Experimente bei $350 \text{ }^\circ\text{C}$)

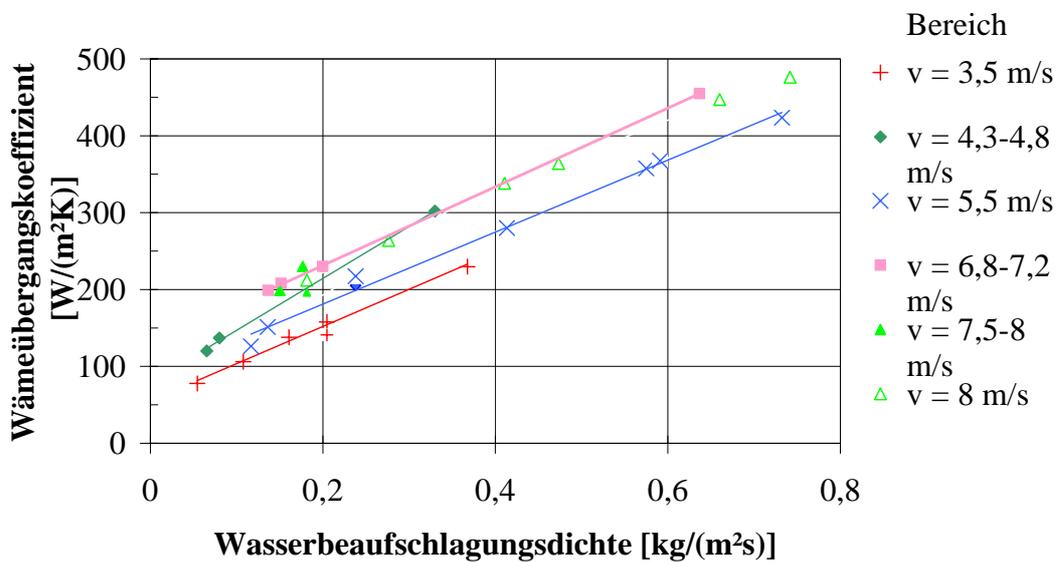


Abb. 5.19 WÜK in Abhängigkeit der Beaufschlagungsdichte bei Variation der Tropfengeschwindigkeit (instationäre und quasistationäre Experimente bei $350 \text{ }^\circ\text{C}$)

5.4.2 Einfluss des Tropfendurchmessers auf den Wärmeübergang

Der Einfluss des Tropfendurchmessers auf den WÜK bei einer Konstanz sowohl der Beaufschlagung als auch der Tropfengeschwindigkeit wurde in ausgewählten Versuchspunkten (Tabelle 5.8) analysiert und ist in Abb. 5.20 und Abb. 5.21 dargestellt. In Abb. 5.20 hat die Beaufschlagung einen Wert von $0,21 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ (Tabelle 5.8), während die Tropfengeschwindigkeit einen Wert von 6.5 m/s aufweist. Im ganzen untersuchten Temperaturbereich von 300 bis über 500°C ist kein Einfluss des Tropfendurchmessers im Bereich von 30 bis $50 \mu\text{m}$ vorhanden.

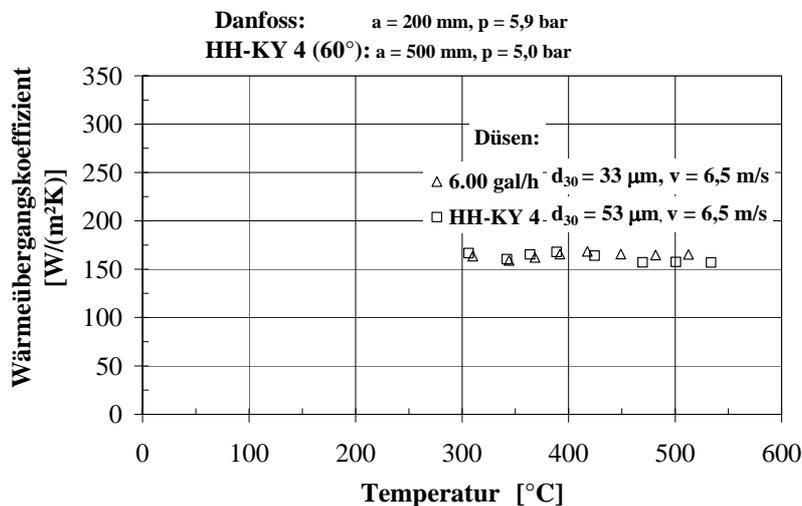


Abb. 5.20 Einfluss des Tropfendurchmessers auf den Wärmeübergang bei einer Beaufschlagung von $0,21 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$, [84]

In Abb. 5.21 ist der Einfluss des Tropfendurchmessers auf den WÜK bei einer Konstanz der Beaufschlagung von $0,34 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ und der Tropfengeschwindigkeit von $3,7 \text{ m/s}$ analog der Abb. 5.20 dargestellt. Hier ist dieselbe Tendenz wie bei der Abb. 5.20 zu beobachten. Ein mehr als zweifachen Anstieg des Tropfendurchmessers führt zu keiner deutlichen Änderung des Wärmeübergangs im ganzen untersuchten Bereich von 300 - 600°C .

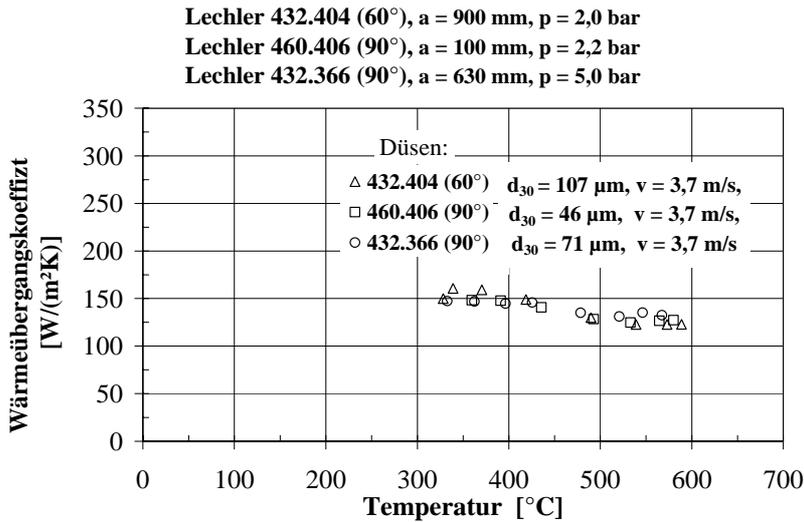


Abb. 5.21 Einfluss des Tropfendurchmessers auf den Wärmeübergang bei einer Beaufschlagung von $0,34 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$, [85]

5.4.3 Einfluss der Tropfengeschwindigkeit auf den Wärmeübergang

Die Abb. 5.22 zeigt den Einfluss der Tropfengeschwindigkeit auf den Wärmeübergang bei Konstanz der Beaufschlagungsdichte und des Tropfendurchmessers.

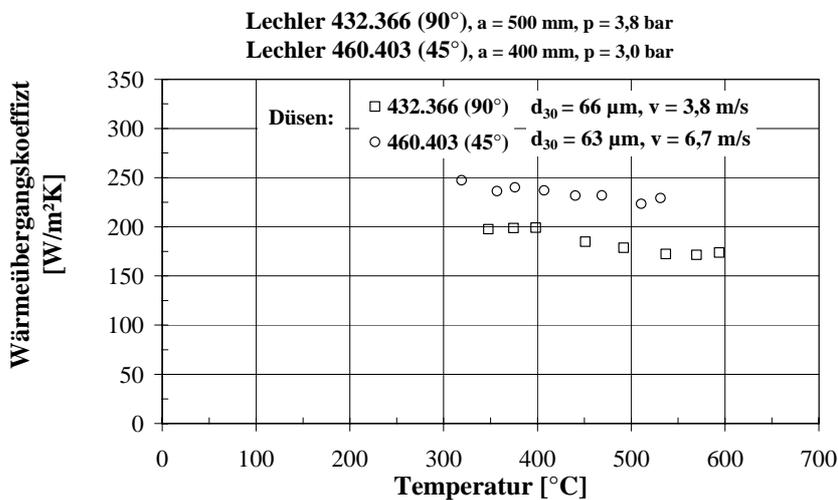


Abb. 5.22 Einfluss der Tropfengeschwindigkeit auf den Wärmeübergang bei einer Beaufschlagung von $0,41 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$

Eine näherungsweise Verdoppelung der Tropfengeschwindigkeit führt zu einer deutlichen Steigerung des Wärmeübergangs im betrachteten Temperaturbereich von $300\text{-}600^\circ\text{C}$.

5.4.4 Vergleich der Ergebnisse mit theoretisch berechneten Werten

Die experimentellen Ergebnisse für die Abhängigkeit des WÜK von der Beaufschlagungsdichte wurden mit Ergebnissen theoretischer Arbeiten verglichen. Für bestimmte Messpunkte wurden WÜK berechnet, ausgehend von dem theoretischen Modell von Bolle und Moureau [7]. Weiterhin wurden die experimentellen Ergebnisse den Ergebnissen aus der Arbeit von Nacheva [83] gegenübergestellt.

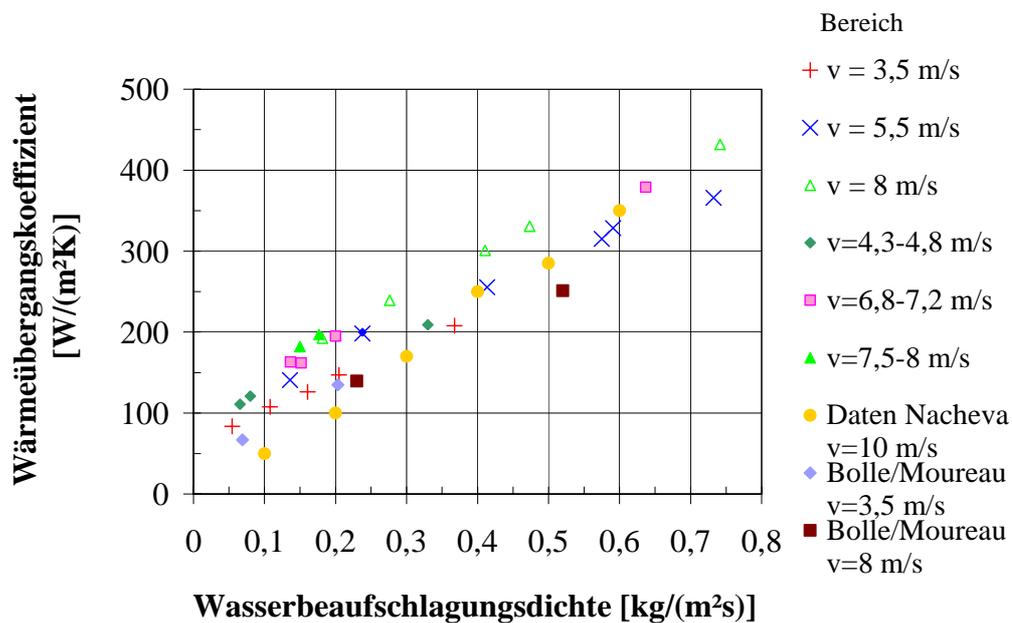


Abb. 5.23 Abhängigkeit des WÜK von der Beaufschlagungsdichte bei einer Temperatur von 450°C

Die Daten von [83] gelten für eine Geschwindigkeit von 10 m/s, Durchmesser von 60 μm und Beaufschlagungsdichten von 0,1-0,6 $\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$. Die Punkte von [7], die in der Abb. 5.23 eingetragen sind, weisen durchweg niedrigere Werte auf. Die Daten von [83] liegen zum Teil im Bereich der eigenen Ergebnisse. Im Bereich bis ca. 0,3 $\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$ sind die experimentell bestimmten Werte deutlich höher als die theoretischen Werte. Demgegenüber stimmt der Anstieg der mit beiden Modellen berechneten Werte gut mit den eigenen experimentellen Ergebnissen überein.

5.4.5 Einfluss der Position des Versuchsbleches auf den Wärmeübergang

Zur Bestimmung des Einflusses der Position des Versuchsbleches auf den Wärmeübergang wurden Experimente durchgeführt, bei denen das Blech in horizontaler Ausrichtung in der Sprühkammer befestigt wurde. Die Sprührichtung war dabei nach oben gerichtet. Die existierende Sprühkammer wurde für diese Zwecke umgebaut. Die Experimente wurden mittels der Bete CW 25 Düse realisiert. Dabei waren die Versuchsbedingungen jedes einzelnen Experimentes identisch mit den Bedingungen der Experimente mit dem Versuchsblech in vertikaler Position. Die Vergleichsergebnisse der beiden Messpositionen sind folgend in Abb. 5.24 bis Abb. 5.34 für verschiedene Abstände Düse – Blech dargestellt. Für die Glättung der Temperaturen bzw. Wärmeübergangskoeffizienten wurden Polynome zweiten Grades eingesetzt. Wie aus den Abbildungen zu entnehmen ist, ist im ganzen untersuchten Bereich der Beaufschlagung von $0,07\text{-}1\text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ eine klare Abhängigkeit des Wärmeübergangs von der Blechposition zu beobachten. Der Wärmeübergang beim Blech in horizontaler Position ist deutlich höher als beim Blech in vertikaler Position. Man stellt fest, dass die Kühlung des Bleches in horizontaler Position einen steileren Anstieg des WÜK über der Temperatur aufweist, als in vertikaler Position. Als Grund für die qualitativen und quantitativen Differenzen im Wärmeübergang kann man den Flüssigkeitsfilm und dessen Abhängigkeit von der Schwerkraft nennen. Im Fall des Bleches in horizontaler Position, welches auf der unteren Seite gekühlt wird, ist der Film infolge der Schwerkraft dünner, als beim Körper in vertikaler Position.

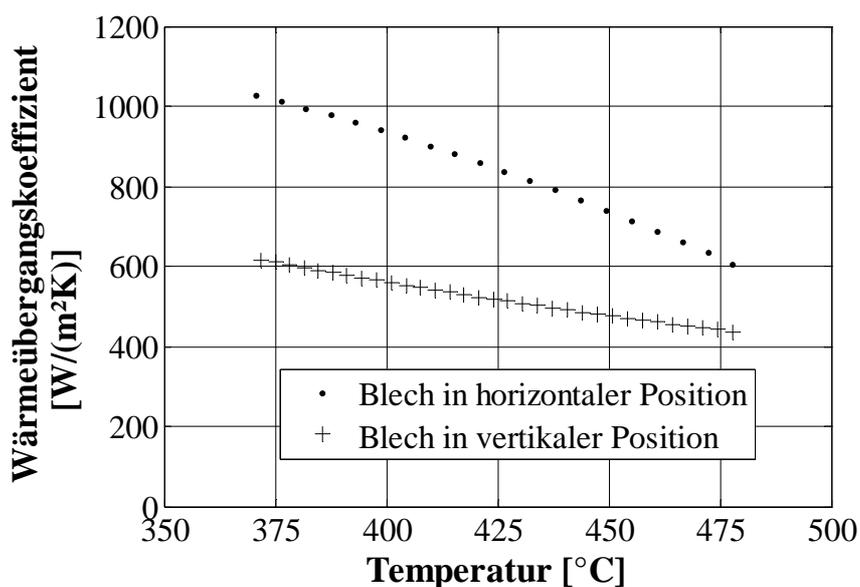


Abb. 5.24 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für Abstand Düse- Blech 40 mm, Druck $p = 6,05\text{ bar}$, $\dot{m} = 0,74\text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$, $d = 102\text{ }\mu\text{m}$ und $v = 9,4\text{ m/s}$

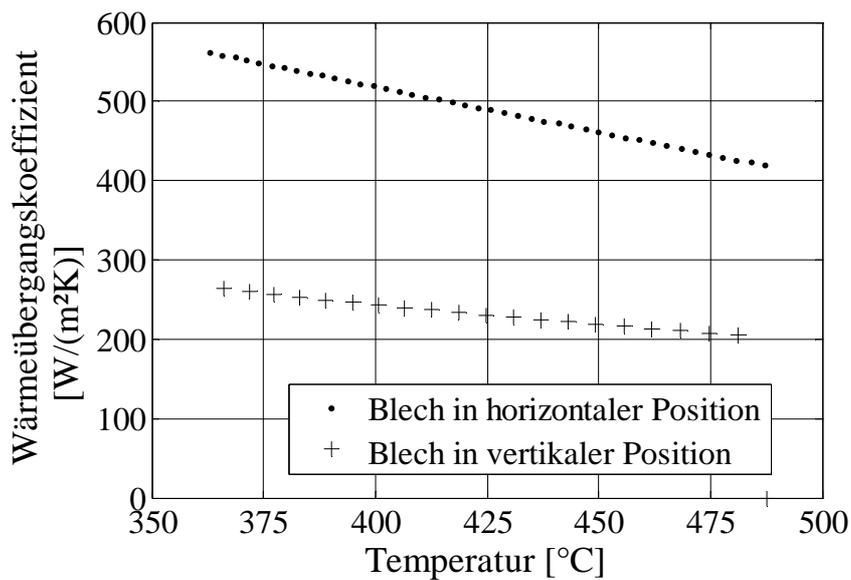


Abb. 5.25 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für Abstand Düse- Blech 98 mm, Druck $p = 3,4$ bar, $\dot{m} = 0,17$ $kg/(m^2s)$, $d = 67$ μm und $v = 5,4$ m/s

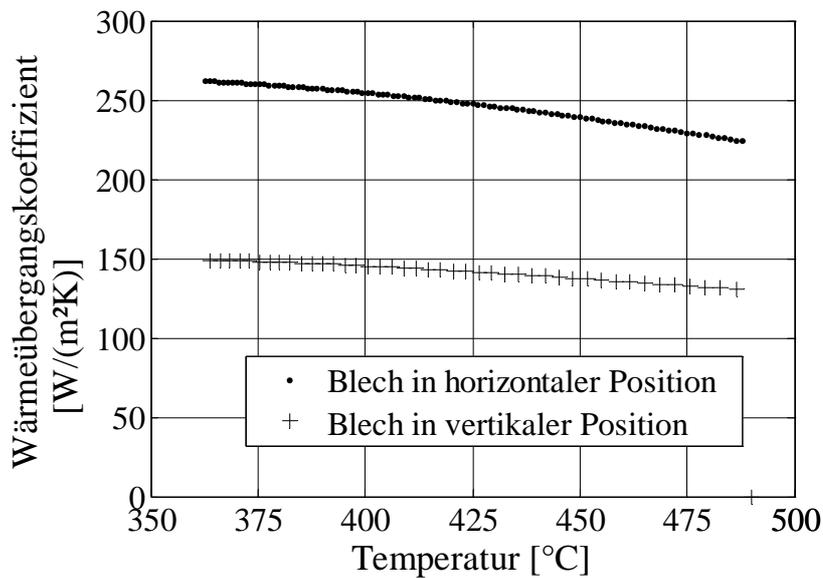


Abb. 5.26 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für Abstand Düse- Blech 122 mm und Druck $p = 3,4$ bar, $\dot{m} = 0,11$ $kg/(m^2s)$, $d = 67$ μm und $v = 5$ m/s

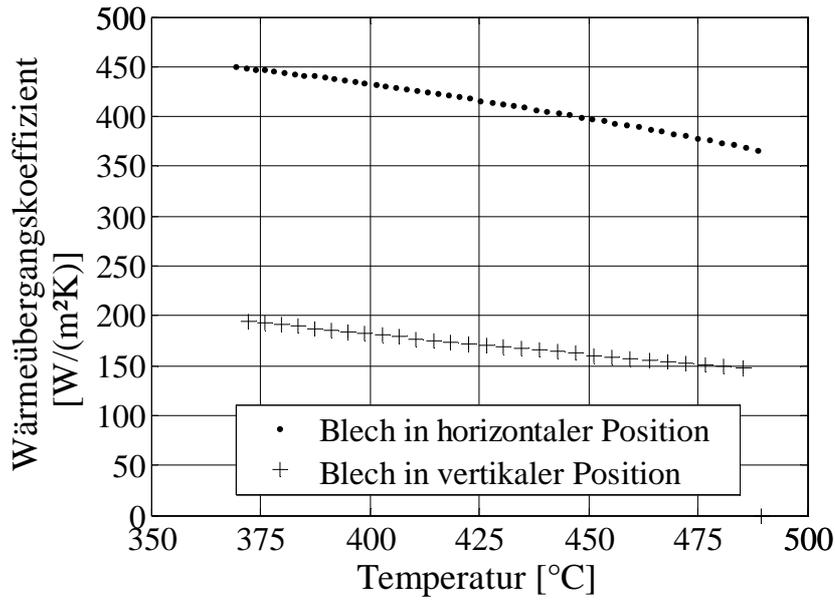


Abb. 5.27 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für Abstand Düse- Blech 122 mm, Druck $p = 6$ bar, $\dot{m} = 0,15$ $kg/(m^2s)$, $d = 67$ μm und $v = 5$ m/s

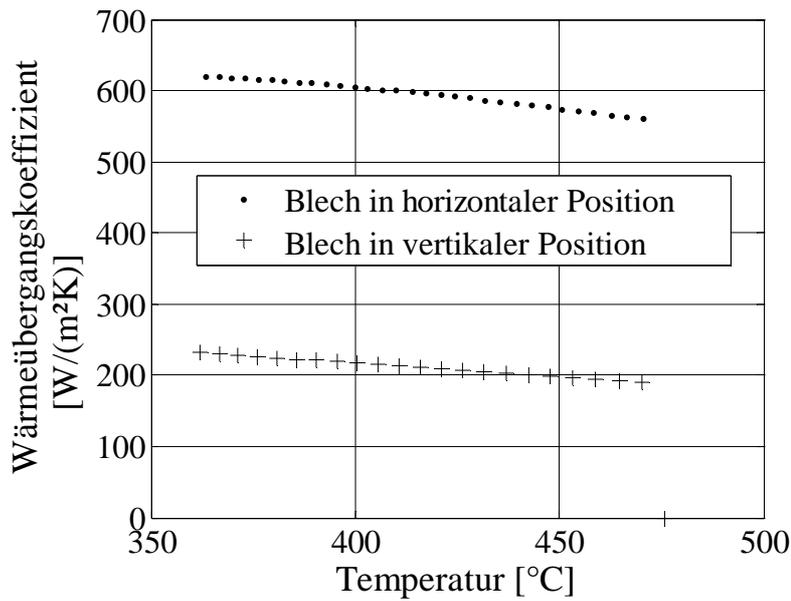


Abb. 5.28 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für Abstand Düse- Blech 122 mm, Druck $p = 8,6$ bar, $\dot{m} = 0,18$ $kg/(m^2s)$, $d = 58$ μm und $v = 8$ m/s

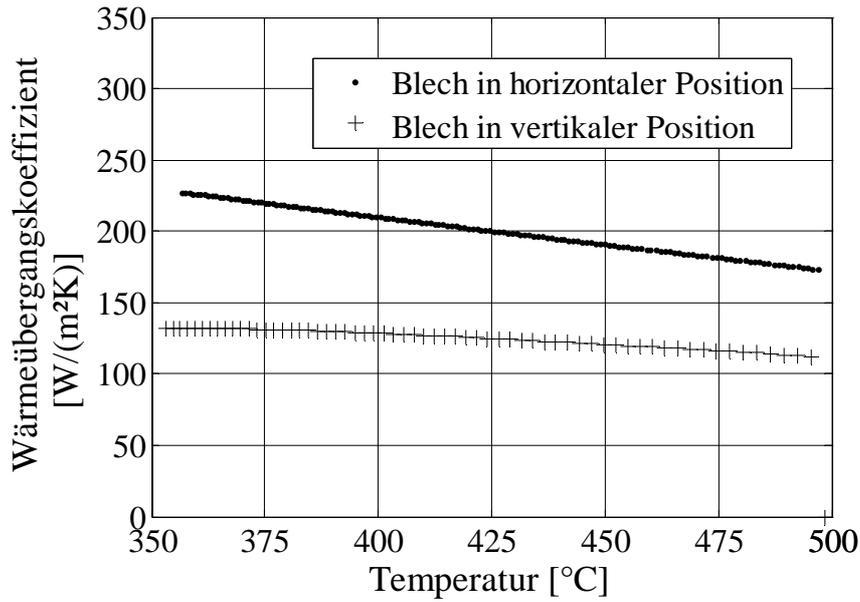


Abb. 5.29 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für Abstand Düse- Blech 158 mm, Druck $p = 3,4$ bar, $\dot{m} = 0,08$ kg/(m²s), $d = 61$ µm und $v = 4,7$ m/s

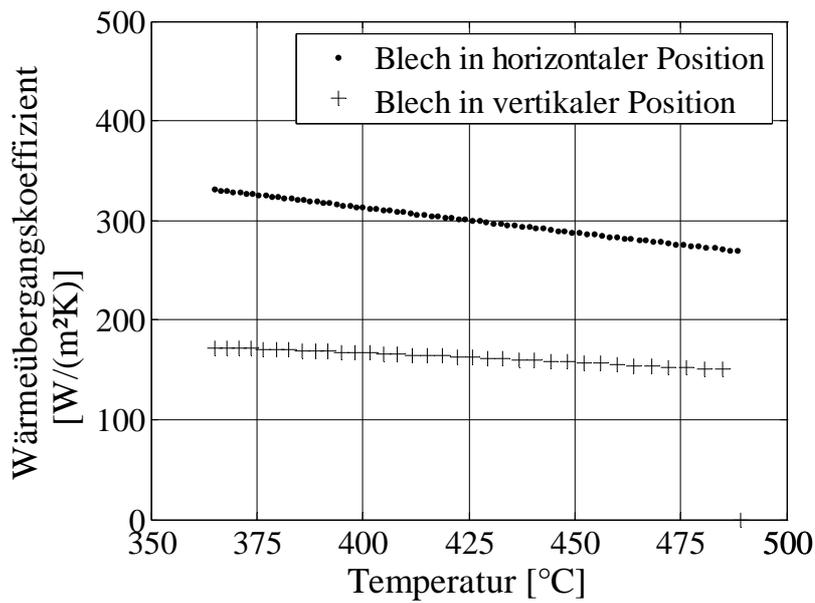


Abb. 5.30 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für Abstand Düse- Blech 158 mm, Druck $p = 6$ bar, $\dot{m} = 0,12$ kg/(m²s), $d = 58$ µm und $v = 6,4$ m/s

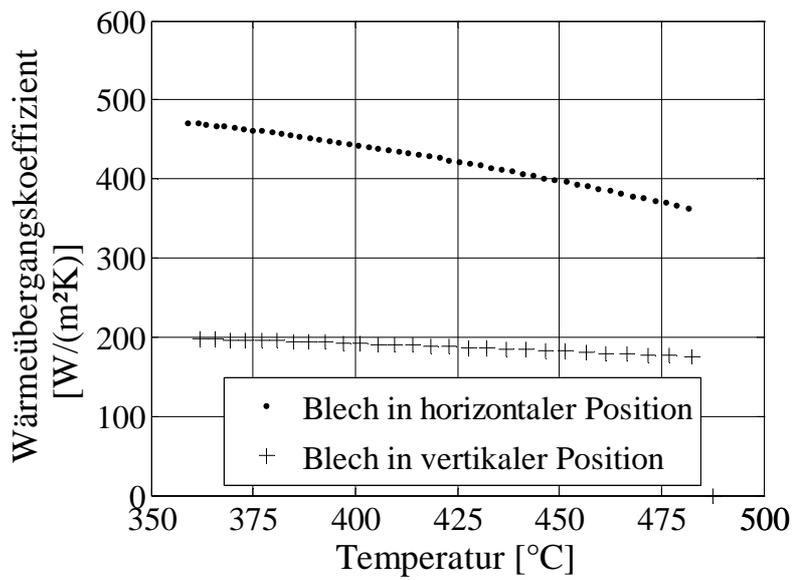


Abb. 5.31 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für Abstand Düse- Blech 158 mm, Druck $p = 8,6$ bar, $\dot{m} = 0,15$ kg/(m²s), $d = 57$ μ m und $v = 7,5$ m/s

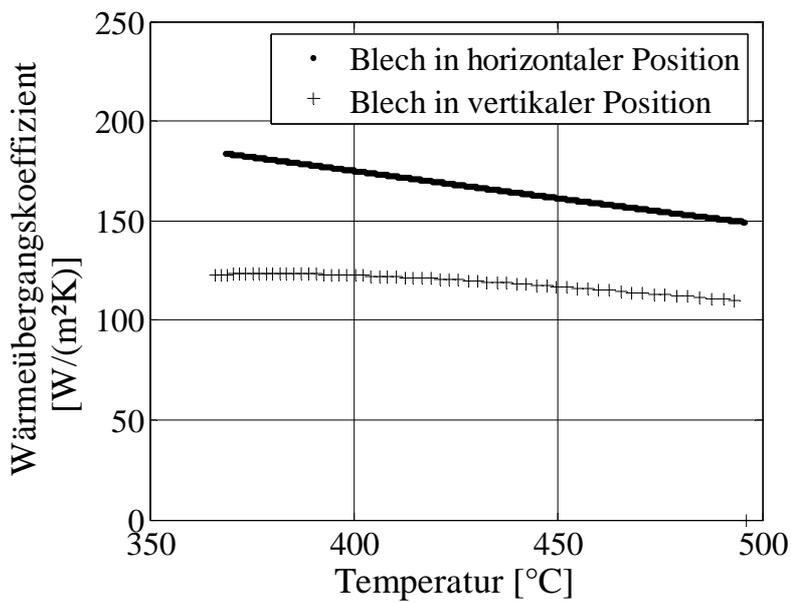


Abb. 5.32 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für Abstand Düse- Blech 200 mm, Druck $p = 3,4$ bar, $\dot{m} = 0,07$ kg/(m²s), $d = 60$ μ m und $v = 4,3$ m/s

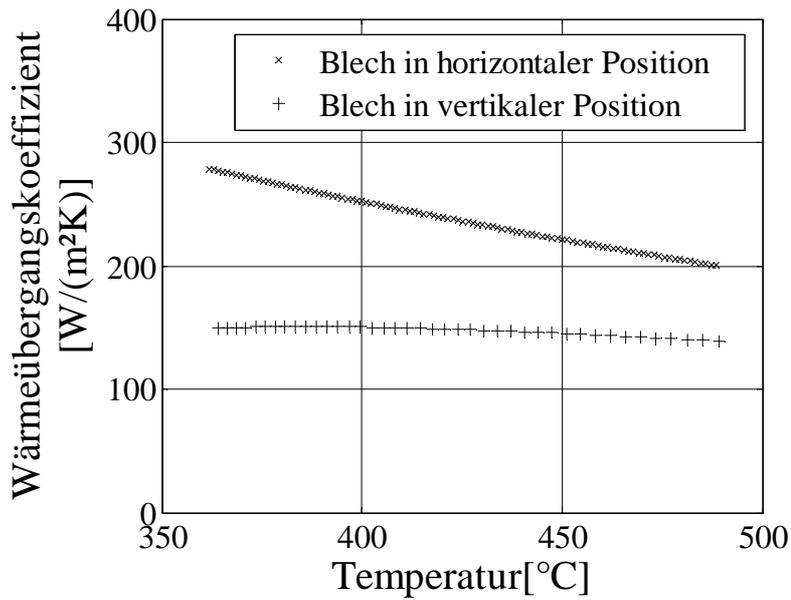


Abb. 5.33 Vergleich zwischen horizontale und vertikale Blechposition für Abstand Düse-Blech 200 mm, Druck von 6 bar, $\dot{m} = 0,11 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$, $d = 58 \mu\text{m}$ und $v = 6 \text{ m/s}$

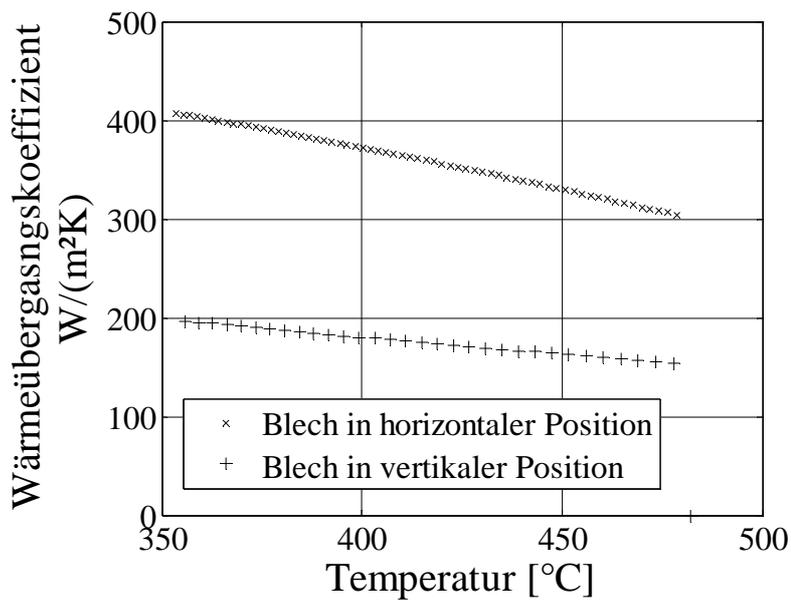


Abb. 5.34 Vergleich zwischen horizontale und vertikale Blechposition für Abstand Düse-Blech 200 mm, Druck von 8,6 bar, $\dot{m} = 0,14 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$, $d = 56 \mu\text{m}$ und $v = 7 \text{ m/s}$

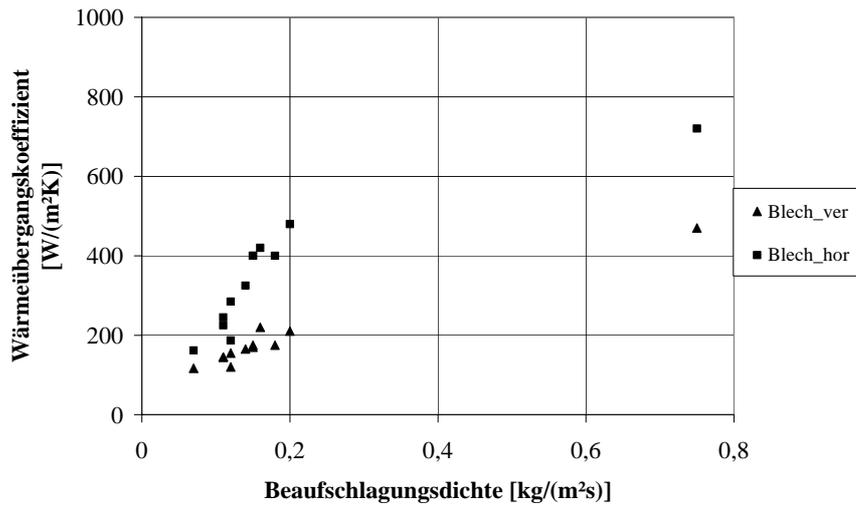


Abb. 5.35 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für die Temperatur von 450°C

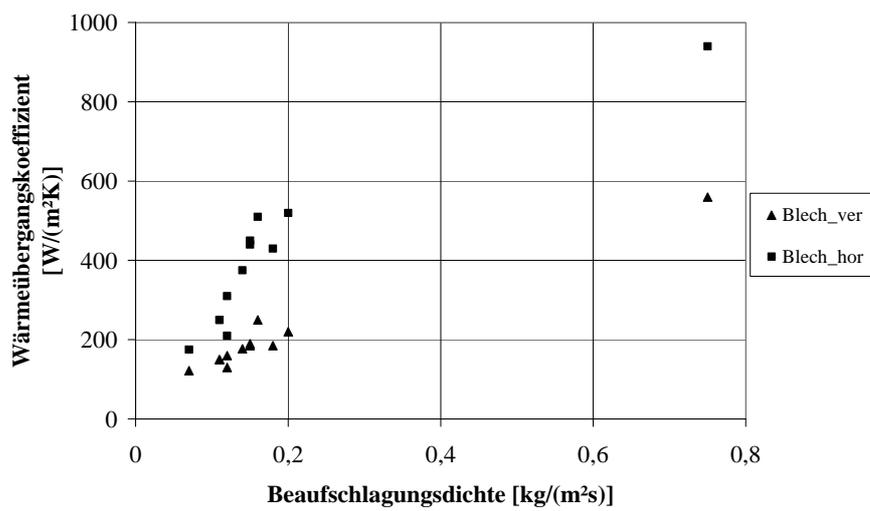


Abb. 5.36 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für die Temperatur von 400°C

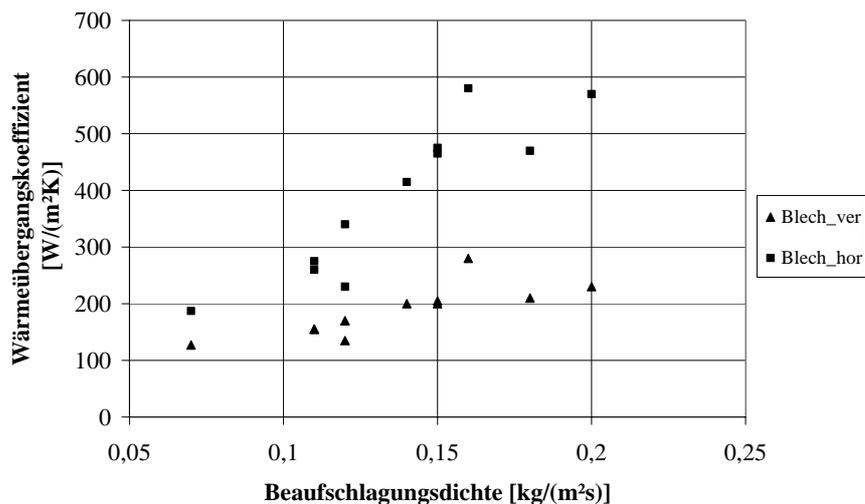


Abb. 5.37 Vergleich zwischen horizontaler und vertikaler Blechposition für die Temperatur von 350°C

In Abb. 5.35, Abb. 5.36 und Abb. 5.37 ist die Abhängigkeit des WÜK von der Beaufschlagungsdichte im Intervall von 0,05-0,2 kg/(m²s) bei unterschiedlichen Oberflächentemperaturen und Blechpositionen dargestellt. Die Ergebnisse bestätigen die Aussagen zum Einfluss der Flüssigkeitsfilmdicke, die ebenfalls einen unmittelbaren Einfluss auf die Dampffilmdicke ausübt. Beide Blechpositionen weisen einen unterschiedlichen Anstieg des WÜK über der Beaufschlagungsdichte auf. Mit abnehmender Beaufschlagungsdichte ist mit einem abnehmenden Einfluss der Flüssigkeitsfilmdicke zu rechnen, was sich in einer Annäherung der WÜK für beide Blechpositionen im Bereich sehr kleiner Beaufschlagungsdichten zeigt.

6. Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurde der Wärmeübergang bei der Sprühkühlung an elektrisch direkt beheizten Blechen bei Temperaturen oberhalb des Leidenfrostpunktes experimentell untersucht. Die zur Verfügung stehende Sprühkammer wurde für die Zwecke der Versuchsdurchführung umgebaut und erlaubt eine senkrechte und vertikale Ausrichtung des Testbleches für die Wärmeübergangsmessungen. Für die Temperaturerfassung wurde eine Infrarotkamera eingesetzt, mit der das Temperaturfeld auf der trockenen Rückseite der besprühten Testsektion in Abhängigkeit der Zeit aufgezeichnet wurde. Aus den Temperatursequenzen sind dann lokale WÜK bestimmbar, die mit der orts- und zeitabhängigen Oberflächentemperatur sowie den lokalen Sprayparametern korreliert werden können.

Ziel der Arbeit war, den Einfluss der Sprühstrahlparameter mittlerer Durchmesser d_{30} und mittlere Geschwindigkeit der Tropfen bei konstanter Wasserbeaufschlagungsdichte zu untersuchen. Einstoffdüsen der Firmen Lechler, Spraying Systems, Danfoss, Hago, Bete und Delavan wurden in ihrem Sprayverhalten untersucht, um geeignete Betriebspunkte zu finden, bei denen Wärmeübergangsmessungen zu realisieren waren. Bereits vermessene Düsen wurden im Sinne der Reproduzierbarkeit zum Teil nochmals vermessen und die korrigierten Ergebnisse in dieser Arbeit verwendet. Die Sprühstrahlcharakteristiken der Düsen wurden mittels eines fasergestützten 2D-Phasen-Doppler-Anemometers (PDA) untersucht. Die Beaufschlagungsdichten der Düsen für bestimmte Betriebspunkte wurden mittels eines speziell dafür konstruierten Patternators vermessen.

Da die Software der Infrarotkamera keine zeitliche Auswertung von Flächendarstellungen erlaubt, wurden die Temperatursequenzen des Abkühlprozesses ins Matlab-format umgewandelt. Hierfür wurden Routinen entwickelt, mit deren Hilfe die Datenauswertung mittels Matlab sowohl für die instationäre als auch die quasistationäre Messmethode durchgeführt werden konnte. Dabei wurden unterschiedliche Auswertemethoden basierend auf analytischen Lösungen und einem expliziten Differenzenverfahren implementiert und vergleichend bewertet. Für die Auswertung der instationären Versuche ist stets eine Glättung der über der Zeit aufgezeichneten Temperatursequenzen notwendig. Die Nichtberücksichtigung der Querwärmeleitung im Blech kann bei Experimenten mit großen lokalen Temperaturunterschieden, die durch unterschiedliche lokale Wasserbeaufschlagungsdichten verursacht werden können und die insbesondere mit Annäherung an die Leidenfrosttemperatur auftreten, zu großen Fehlern bei der Bestimmung des WÜK führen. Für die vorliegenden Untersuchungen wurden zielgerichtet

Düsen und Betriebsbedingungen ausgewählt, die eine möglichst gleichmäßige Wasserbeaufschlagung der Testsektion ergaben, so dass sich im Vergleich der Methoden keine signifikanten Unterschiede ergaben und eine vereinfachte Auswertung vorgenommen werden konnte.

Ein besonderes Merkmal dieser Arbeit ist die Durchführung quasistationärer Messungen des WÜK im Filmsiedebereich bei denen ein Einfluss der Querverwärmung im Testblech sowie von instationären Effekten auf den WÜK ausgeschlossen werden kann. Der Vergleich der mittels quasistationärer und instationärer Methode unter gleichen Bedingungen ermittelten Ergebnisse zeigt die Gleichwertigkeit beider Methoden im Rahmen des Messfehlers. Da die quasistationäre Messmethode einen deutlich höheren Aufwand erfordert und darüber hinaus nur für Messpunkte mit einer sehr gleichmäßigen Beaufschlagung der gesamten Testsektion anwendbar war, wurden die meisten Messungen instationär durchgeführt.

Die mit verschiedenen Düsen der oben genannten Hersteller durchgeführten Messungen wurden an vertikal eingespannten Probeblechen vorgenommen und erfassten einen Parameterbereich der Wasserbeaufschlagungsdichte von 0,05 bis 0,8 kg/(m²s), des mittleren Durchmessers d_{30} von 56 bis 108 µm und der mittleren Tropfengeschwindigkeit von 3,5 bis 8 m/s. Generell wurde bei konstanter Wasserbeaufschlagungsdichte der Tropfendurchmesser oder die Geschwindigkeit variiert. In einzelnen Messreihen gelang es, jeweils einen Parameter bei Konstanz der anderen beiden zu variieren. Für die Düse CW25 wurden vergleichende Messungen an horizontal eingespannten Blechen mit nach oben gerichtetem Sprühstrahl durchgeführt.

Mit den vorgenommenen Messungen der Spraycharakteristik und des WÜK war es möglich, den WÜK unabhängig von den verschiedenen Düsen mit der Beaufschlagungsdichte und den Tropfenparametern zu korrelieren. Den Haupteinfluss übt die Wasserbeaufschlagungsdichte aus, wobei sich eine relativ gute Übereinstimmung mit Berechnungsmodellen ergab. Der Einfluss der Tropfenparameter zeigt sich insbesondere im Bereich sehr kleiner Wasserbeaufschlagungsdichten. Für zunehmende Tropfengeschwindigkeit wurde im gesamten Bereich der vermessenen Beaufschlagungsdichte eine deutliche Steigerung des WÜK nachgewiesen. Umgekehrt ergab sich im Bereich der untersuchten Tropfendurchmesser eine Steigerung des WÜK mit abnehmendem Tropfendurchmesser. Deutliche relative Änderungen des WÜK waren dabei aber auf den Bereich der sehr kleinen Wasserbeaufschlagungsdichten begrenzt. Der exemplarisch für eine Düse vorgenommene Vergleich der WÜK bei horizontal und vertikal besprühtem Blech ergab für den untersuchten Bereich der Beaufschlagungsdichte einen deutlichen Einfluss des sich unter beiden Einspannbedingungen unterschiedlich ausbildenden Flüssigkeitsfilms. Die für horizontale Bleche mit nach oben gerichtetem Sprühstrahl durchgeführten Messungen lieferten generell höhere Werte des WÜK, wobei sich im oberen Bereich

der untersuchten Wasserbeaufschlagungsdichte Steigerungen von zum Teil über 100 % im Vergleich zum WÜK bei vertikaler Blechposition ergaben. Bei Beaufschlagungsdichten kleiner $0,1 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ waren nur noch geringe Unterschiede feststellbar. Hervorzuheben ist auch der deutlich unterschiedliche Anstieg des WÜK über der Beaufschlagungsdichte, der bei den horizontal angeordneten Blechen deutlich steiler verläuft. Bezüglich der Abhängigkeit von der Blechtemperatur war in allen Messungen eine leichte Verbesserung des WÜK mit abnehmender Blechtemperatur feststellbar.

Weitere Untersuchungen in Bezug auf den Einfluss der Tropfenparameter Geschwindigkeit und Durchmesser sollten mit höheren Tropfengeschwindigkeiten und bei weiter reduzierten Wasserbeaufschlagungsdichten im Vergleich mit den eigenen Experimenten durchgeführt werden. Bei höheren Wasserbeaufschlagungsdichten sollten sich die Experimente auf den Einfluss des Flüssigkeitsfilmes in Verbindung mit unterschiedlichen Düse-Blech-Anordnungen konzentrieren, wobei bei vertikaler Blechanordnung auch der Einfluss des sich in Laufrichtung verdickenden Flüssigkeitsfilms zu analysieren wäre.

7. Literaturverzeichnis

- [1] Bargel, H.J., Schulze, G., Werkstoffkunde, VDI Verlag Düsseldorf, 1988
- [2] Landsberger, G.H., Werkstofftechnik, gela Verlag für Luftfahrttechnik, 1994
- [3] Jeschar, R., Alt, R., Specht, E., Grundlagen der Wärmeübertragung, Viola- Jeschar Verlag, Goslar, 1990
- [4] Nukiyama, S., The Maximum and Minimum Values of the Heat Q Transmitted from Metal to Boiling Water under Atmospheric Pressure, Journal of the Japan Society of Mechanical Engineering, 37 (1934), 367-374
- [5] Vauck, W.R.A., Müller, H.A., Grundoperationen chemischer Verfahrenstechnik, 11 Auflage: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart 2000
- [6] Lefebvre, A.H., Atomization and Sprays, Hemisphere Publishing Corporation, 1989
- [7] Bolle L., Moureau J. C., Spray cooling of surfaces, Multiphase science and technology, 1 (1982), 1-82.
- [8] Rioboo, R., Marengo, M., Tropea, C., Time evolution of liquid drop impact onto solid, dry surfaces, Experiments in Fluids, 33(2002), 112-124
- [9] Liu, Z. H., Yi, J., The Effect of Cooling Water Cleanliness on the Fog Cooling of a Hot Surface, Heat Tarnsfer Engineering, Vol.23, No.2, 2002, 53-61
- [10] Jia, W., Qui, H., Experimental Investigation of Droplet Dynamics and Heat Transfer in Spray Cooling, Experimental Thermal and Fluid Science, 27 (2003),Iss.7, 829-838
- [11] Lin, L., Ponnapan R., Yerkes K., Hager B., Large Area Spray Cooling, 42 AIAA Science Meeting and Exhibit, Papers, 2004, 0001-2004,1388
- [12] Shedd T.A., Pautsch, A.G., Spray impingement cooling with single- and multiple-nozzle arrays. Part II: Visualizations and empyrical models, International Journal of Heat and Mass Transfer, 48 (2005), 3176-3184
- [13] Pautsch, A.G., Schedd, T.A., Adiabatic and diabatic measurement of the liquid film thickness during spray cooling with FC- 72, International Journal of Heat and Mass Transfer, 49 (2006), 2610-2618
- [14] Freund, S., Pautsch A.G., Shedd, T.A., Kabelac, S., Local heat transfer coefficients in spray cooling systems measured with temperature oscillation IR thermography, International Journal of Heat and Mass Transfer
- [15] Horacek, B., Kim, J., Kiger, K.T., Effects of noncondensable ga and subcooling on the spray cooling of an isothermal surface, Proc. IMECE 2003, ASME International Mechanical Congress Washington D.C., November 15-21, 2003

- [16] Horacek, B., Kiger, K.T., Kim, J., Single nozzle spray cooling heat transfer mechanisms, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 48(2005), 1425-1438
- [17] Silk, E.A., Kim, J., Kiger, K., spray cooling of enhanced surfaces: Impact of structured surface geometry and spray axis inclination, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 49 (2006), 4910-4920
- [18] Lee J., Kiger, K.T., Kim, J., Enhancement of droplet heat transfer using dissolved gases, *Power Systems Conference*, Coral Springs, Florida, October 29-31, 2002
- [19] Rybicki, J.R., Mudawar, I., Single-phase and two-phase cooling characteristics of upward-facing and downward-facing sprays, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 49 (2006), 5-16
- [20] Bigzadeh, E., Mignano, F., Experimental Determination of Heat Transfer Coefficient with Spray Cooling, 1995 IMECE, HTD- Vol.32/FED-Vol.233, 73- 82
- [21] Nagai, N., Nishio, S., Leidenfrost Temperature on an Extremely Smooth Surface, *Experimental Thermal and Fluid Science*, 12 (1996), 373- 379
- [22] Raudensky, Horsky, M., Dumek, V., Kotrbacek, P., Experimental Study of Leidenfrost Phenomena at Hot Sprayed Surface, *Proceedings of 2003 ASME Summer Conference*, Las Vegas, Nevada, USA
- [23] Al- Ahamdi, A., Chao, S.C., Experimental Study on the Spray Cooling of High Temperature Metal using Fullcone Industrial Sprays , 85th Steelmaking Conference Proceedings, 2002, 365- 374
- [24] Yao, S.C., Dynamics and Heat Transfer of Impacting Sprays, *Annual Review of Heat Transfer* , 5 (1994), 351-381
- [25] Shiina, K., Nakamura, S., Narita, K., Cooling Characteristics of an Impinging Spray which Forms an Ellipsoidal Liquid Film, *Heat Transfer- Asian Research*, 29(4), 2000, 280-299
- [26] Frick, J.W., User benefits of modern air mist nozzle and secondary cooling system technology, 85th Steelmaking Conference Proceedings (2002), 353-364
- [27] Mizikar E., Spray Cooling Investigations for Continuous Casting of Billets and Blooms, *Iron and Steel Engineer*, 1970, 53-60
- [28] Etienne A., Mairy B., Heat Transfer in Continuously Cast Strands, *C R. M.* 55, 1979, 3-13.
- [29] Sasaki K., Sugitani Y., Kawasaki M., *Tetsu- to- Hagane*, 65 (1979), 90-96
- [30] Mitsutsuka M., Fukuda K., *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, 60 (1974), 2079-2084
- [31] Jacobi H., Kaestle G., Wünnenburg K., *Heat Transfer in Cyclic Secondary Cooling*

- during Solidification of Steel, *Ironmaking and Steelmaking*, 11 (1984), 132-145
- [32] Bamberger M., Prinz B., Determination of Heat Transfer Coefficients during Water Cooling of Metals, *Journal of Material Science and Technology*, 2 (1986), 410-415
- [33] Puschmann, F., Experimentelle Untersuchung der Spraykühlung zur Qualitätsverbesserung durch definierte Einstellung des Wärmeübergangs, Dissertation, Universität Magdeburg, 2003
- [34] Fujimoto H., Hatta N., Asakawa H., Hashimoto T., Predictable Modeling of Heat Transfer Coefficient between Spraying Water and a Hot Surface above the Leidenfrost Temperature, *ISIJ International*, 37(1997), 492- 497
- [35] Müller H., Jeschar R., Untersuchung des Wärmeübergangs an einer simulierten Sekundärkühlzone beim Stranggießverfahren, *Archiv Eisenhüttenwesen*, 44(1973), 589-594
- [36] Klinzing, W.P., Rozzi, J.C., Mudavar, I., Film and Transition Boiling Correlations for Quenching of hot Surfaces with Water Sprays, *Journal of Heat Treating*, 9(1992), 91-103
- [37] Sengupta, J., Thomas, B.G., Wells, M.A., The Use of Water Cooling during the Continuous Casting of Steel and Aluminium Alloys, *Metallurgical and Materials Transactions*, Volume 36A, January 2005, 187-204
- [38] Tanner, K., Comparison of Impact, Velocity, Drop Size and Heat Flux to Redefine Nozzle Performance in the Caster, AISE/AIST, AISE Annual Convention, AISTech, 2004
- [39] Reiners, U., Jeschar, R., Scholz, R., Wärmeübertragung bei der Stranggusskühlung durch Spritzwasser. *Steel Research* 60 (1989), 442-450
- [40] Choi, K., Yao S., Mechanisms of Film Boiling Heat Transfer of Normally impacting Spray, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 30 (1987), 311-318
- [41] Chen, R.H., Chow, L.C., Navedo, J.E., Effects on Critical Heat Flux in subcooled Water Spray Cooling, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 45 (2002), 4033- 4043,
- [42] Navedo, J.E., Parametric effects of spray characteristics on spray cooling heat transfer, Ph.D. Thesis, University of Central Florida, Orlando, FL, 2000
- [43] Schmidt, J., Boye, H., Einfluss der Tropfenparameter auf den Wärmeübergang bei der Sprühkühlung, *Chemie Ingenieur Technik*, 72 (2000), 227-231
- [44] Skripov, V. E. Sinitsyn, N, Pavlov, P., Thermal and Physical Properties of Liquid in the Metastable State, 1980, Atomizdat, Moskow

- [45] Bernardin, J. D., Mudavar, I., The Leidenfrost Point: Experimental Study and Assessment of Existing Models, *Journal of Heat Transfer- Transactions of the ASME*, 121 (1999), 894-903
- [46] Cumo, M.; Farello, G.E.; Ferrari; G. Notes on Droplet Heat Transfer, *Chemical Engineering Progress Symposium Series*, 65, 175-187
- [47] Avedisian, C. T., Koplik, J., Leidenfrost boiling of methanol droplets on hot porous/ceramic surface, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 30 (1987), 379-393
- [48] Bernardin, J.D., Stebbins, C.J., Mudawar. I., Effects of surface roughness on water droplet impact history and heat transfer regimes, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 40 (1997), 73-88
- [49] Liu, Z. H., Yi. J., The Effect of Cooling Water Cleanliness on The Fog Cooling of a Hot Surface, *Heat Transfer Engineering*, 23 (2002), 53-62
- [50] Baumeister. K.J., Henry, R.E.; Simon, Role of the Surface in the Measurement of the Leidenfrost Temperature, *Journal of ASME*, 1970, 91-101
- [51] Hiroyasu, H., Kadota, T., Senda, T., Droplet Evaporation on a Hot Surface in Pressurized and Heated Ambient Gas, *Bulletin of the JSME*, 17, 1081-1087
- [52] Nishio, S., Hirata, M., Direct Contact Phenomenon between a Liquid Droplet and High Contact Temperature Solid Surface, *Sixth International Heat Transfer Conference*, 1 (1978), 245-250
- [53] Chandra, S., Avedisian, C. T., Observations of Droplet Impingement on a ceramic porous Surface, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 35 (1992), 2377-2388
- [54] Oliveira M., Sousa A., Neutral network Analysis of Experimental Data for Air/ Water Spray Cooling, *Journal Of Materials Processing and Technology*, 113 (2001), 439-445
- [55] Mudavar I., Valantine W., Determination of the Local Quench Curve for Spray – Cooled Metallic Surfaces, *Journal of Heat Treatment*, 7 (1989), 107-121.
- [56] Mitsusuka M., Heat Transfer Coefficients in the Surface Temperature Range of 400 °C to 800 °C during Water-Spray Cooling of Hot Steel Product, *Tetsu- to-Hagane*, 69 (1983), 268-274.
- [57] Yao, S., Choi, K., Heat Transfer Experiments of Mono Dispersed Vertically Impacting Sprays, *International Journal of Multiphase Flow*, 13, No.5 (1987), 639-648
- [58] Stahl, K., Miosga, G., *Infrarottechnik*, Hütig, 1980
- [59] Holst, G. C., *Electro- Optical Imaging System Performance*, JCD Publishing and SPIE Optical Engineering Press, 2003

- [60] Maldague, X., *Infrared Methology and Technology*, Gordon and Breach Science Publishers, 1994
- [61] Manasse, U., *Erweiterung der Phasen- Doppler- Anemometrie auf optisch absorbierende Flüssigkeiten*, Dissertation, Fortschr.-Ber. VDI Reihe 8 Nr.353. Düsseldorf: VDI Verlag 1993
- [62] Flögel, H.-H., *Modifizierte Laser- Doppler Anemometrie zur simultanen Bestimmung von Geschwindigkeit und Größe einzelnen Partikeln*, Dissertation, Universität Bremen, FB4/VT 1987
- [63] Deb, S., Yao, S.C., *Analysis on film boiling heat transfer of impacting sprays*, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 32 (1988), 2099-2112
- [64] Wruck, N., *Transientes Sieden von Tropfen beim Wandaufprall*, *PhD Thesis*, Shaker Verlag, Aachen, 1999
- [65] Bernardin, J.D., Mudawar, I., *Experimental and statistical investigation of changes in surface roughness associated with spray quenching*, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 39 (1996), 2023-2037
- [66] Sozbir, M., Chang, Y.W., Yao, S.C., *Heat transfer of impacting water mist on high temperature metal surfaces*, *Transactions of the ASME*, 125, February 2003, 70-74
- [67] Andersson, K., Kivivuori, S., Korhonen, A.S., *Calculation of the hardness distribution in cooled steel products*, *Materials Science Forum Vols. 163-165 (1994)*, 683-688
- [68] Bernardin, J.D., Mudawar, I., *An experimental investigation into the relationship between temperature- time history and surface roughness in the spray quenching of aluminium parts*, *Journal of Engineering Materials and Technology*, January 1996, 118, 127- 134
- [69] Bernardin, J.D., Mudawar, I., *Mapping of impact and heat transfer regimes of water drops impinging on a polished surface*, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 40 (1997), 247-267
- [70] Kim, Y.C., Nishio, S., Ohkubo, H., *Heat transfer in a high temperature region of spray cooling interacting with liquid film flow*, *Heat Transfer- Japanese Research*, 26 (4), 1997, 236- 248
- [71] Puschmann, F., *Measurement of spray cooling heat transfer using an infrared-technique*, 5th world conference of experimental heat transfer, fluid mechanics and thermodynamics, Thessaloniki, Greece, September 24- 28, 2001
- [72] Puschmann, F., *Evaporation quenching with atomized sprays*, 3rd European Thermal Science Conference, Pisa, 2000, 1071- 1074
- [73] Hetsroni, G.; Rozenblit, R.: *Heat Transfer to a Liquid-Solid Mixture in a Flume*. *Int. J.*

- Multiphase Flow 20 (1994) p. 671-689
- [74] Hetsroni, G.; Rozenblit, R.; Yarin, L. P.: A Hot-Foil Infrared Technique for Studying the Temperature Field of a Wall. *Measurement Science and Technology* 7 (1996), p. 1418-1427
- [75] Walter, R.: Experimentelle Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten für die Sprühkühlung heißer Oberflächen, Universität Magdeburg, ISUT, Diplomarbeit, 1998
- [76] Ruan, S.: Experimentelle Untersuchung der kritischen Wärmestromdichte von aufwärts und abwärts strömenden Wasser in einem senkrechten Kreisrohr bei niedrigen Drücken und niedrigen Massenstromdichten, VDI Fortschritt –Berichte, Reihe 3: Verfahrenstechnik, Nr. 351, VDI Verlag Düsseldorf 1994
- [77] Dontschev, D.: Untersuchung inverser Probleme zur Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten bei der Sprühkühlung, Dissertation, Universität Magdeburg, 2007
- [78] Baehr, H.D.; Stephan K.: Wärme – und Stoffübertragung, Springer- Verlag, 3 Auflage, 1998
- [79] Einführung in die Fehlerrechnung und grafische Auswertung, Physikalisches Praktikum, Universität Bremen, Skript
- [80] Fry, J. C.; Morgan, H. D.; Morris, W. D.; Medwell, J. O.: Design of Steady State Test Apparatus to Evaluate Heat Transfer Coefficient of Spray. *Ironmaking and Steelmaking* 24 (1997), 47-52
- [81] Reiners, U.: Wärmeübergang durch Spritzwasserkühlung heißer Oberflächen im Bereich der stabilen Filmverdampfung. Dissertation, TU Clausthal 1987
- [82] Mayinger, F.; Feldmann, O.: Optical Measurements, techniques and Applications, 2nd Edition, Springer, 2001
- [83] Nacheva, M.: Mikromodel für den Wärmeübergang bei der Sprühkühlung hoch erhitzter Metalloberflächen, Dissertation, Universität Magdeburg, 2009
- [84] Nacheva, M., Todorov, T., Schmidt, J.: Spray cooling heat transfer - experiment and micro model, *J. of the UCTM*, 33 (2003), 3, 665-670
- [85] Nacheva, M., Dontchev, D., Todorov, T., Schmidt, J.: Experimental and theoretical investigation of spray cooling heat transfer on macro and micro level. *Proc. Int. Symposium on Heat and Mass Transfer in Spray Systems*, Antalya, Turkey, June 5-10, 2005
- [86] Fest-Santini, S.: Wärmeübergang bei der Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays oberhalb der Leidenfrosttemperatur. Dissertation, Universität Magdeburg, 2009

8. Anhang

8.1. Eingesetzte Messsysteme

Thermoelemente

Zur Bestimmung des Emissionsgrades des beschichteten Bleches wurde ein Thermoelement vom Typ K eingesetzt. Das Thermoelement wurde mittels eines Kalibrierofens des Typs Sika TP28850 auf eine Genauigkeit von 0,8 K kalibriert. Die Daten des Thermoelementes wurden mittels eines Yokogawa Schreibers vom Typ View Recorder VR 100 ausgelesen.

Drucksensorik

Für die Druckmessung wurde ein Manometer der Genauigkeitsklasse 0,6 verwendet. Er hatte den Messbereich von 0-10 bar.

Stromversorgung

Als Stromversorgungsgerät wurde ein Schweißinverter mit der Bezeichnung Invert 4000 bei einem maximalen Strom von 400 A verwendet.

Pumpen

Die Zahnradpumpe der Fa. Scherzinger, Typ 300/3B MO18 förderte einen konstanten Massenstrom von 0,024- 4,2 l/min bei maximalem Überdruck von 9 bar.

Eine Wilo Kreiselpumpe wurde verwendet, um Massenströme im Intervall bis 6.000 l/h zu fördern.

8.2. Ergebnisse der Beaufschlagungsdichtemessungen

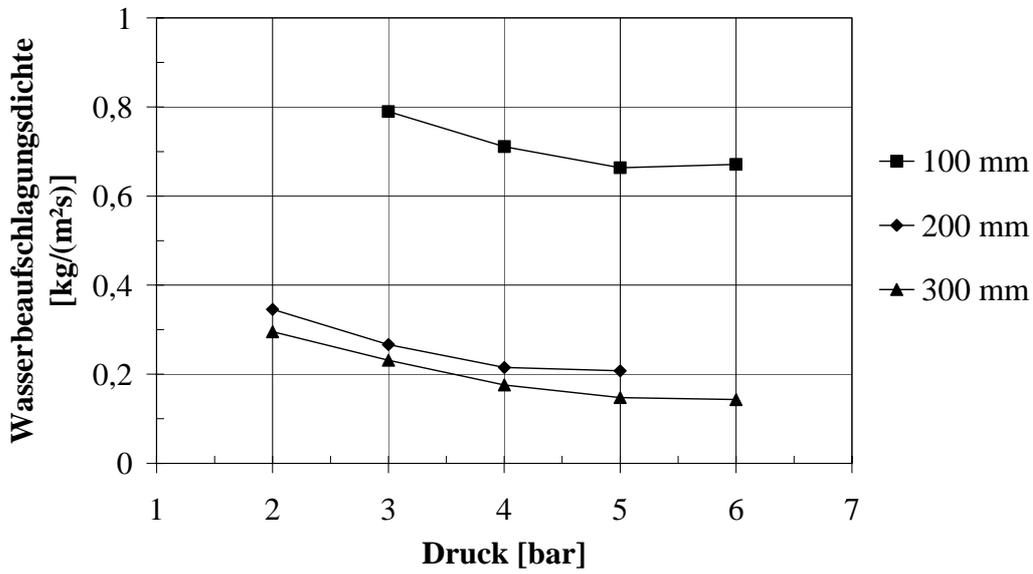


Abb. 8.1 Mittelwerte der Beaufschlagungen der Danfoss 6,00 gal/h Düse

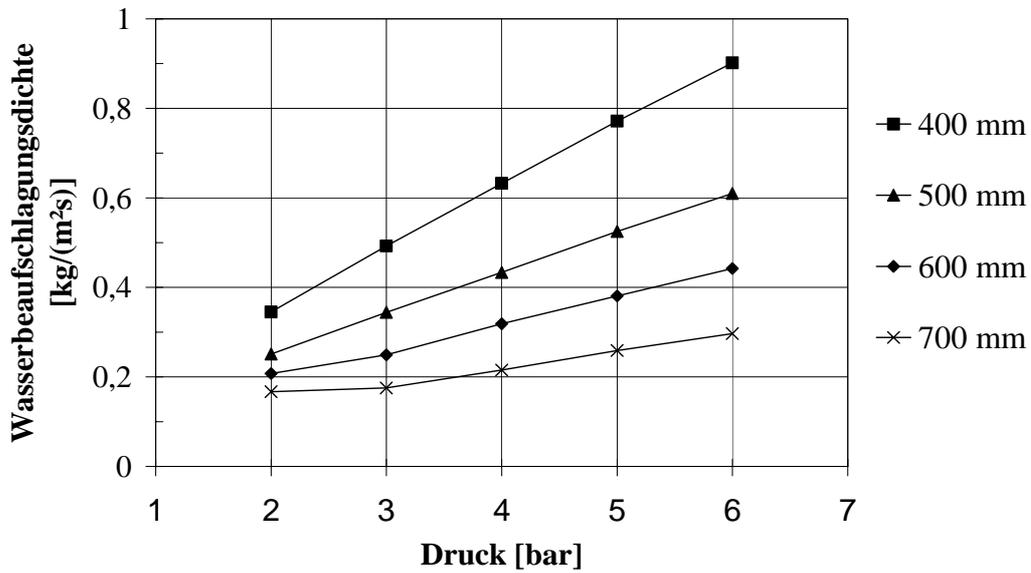


Abb. 8.2 Mittelwerte der Beaufschlagungen der Lechler 432.366 Düse

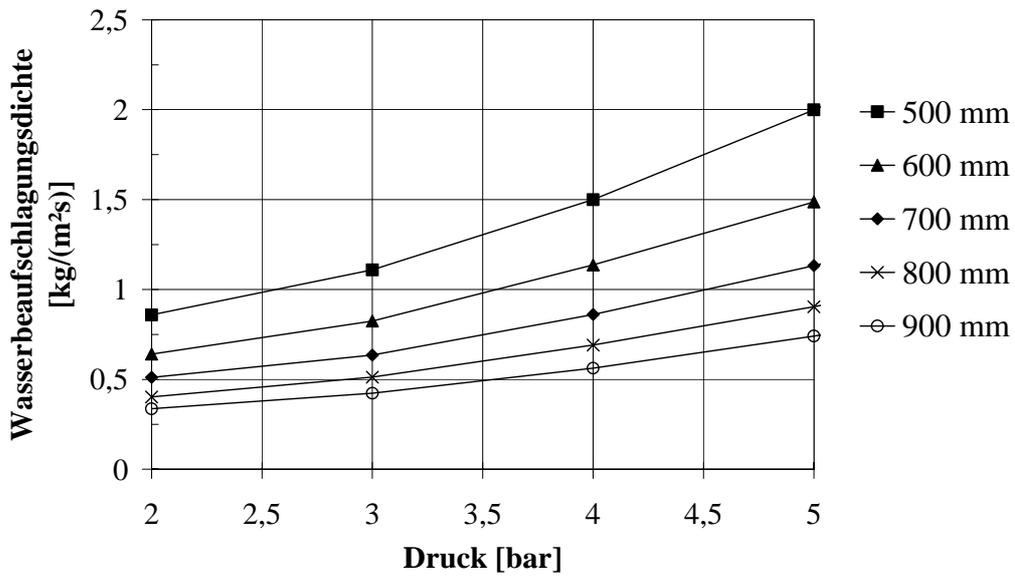


Abb. 8.3 Mittelwerte der Beaufschlagungen der Lechler 432.404 Düse

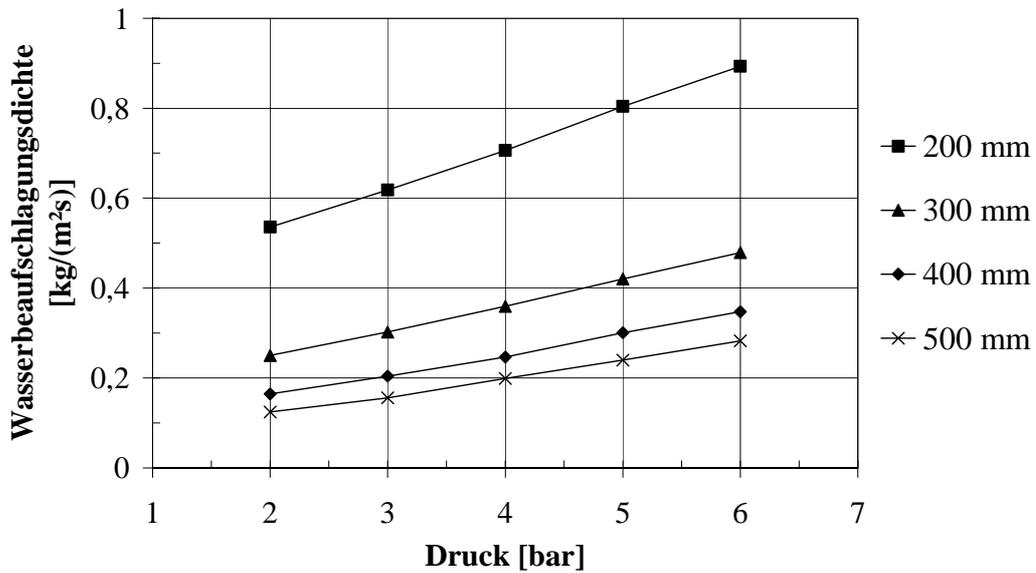


Abb. 8.4 Mittelwerte der Beaufschlagungen der Lechler 460.404 Düse

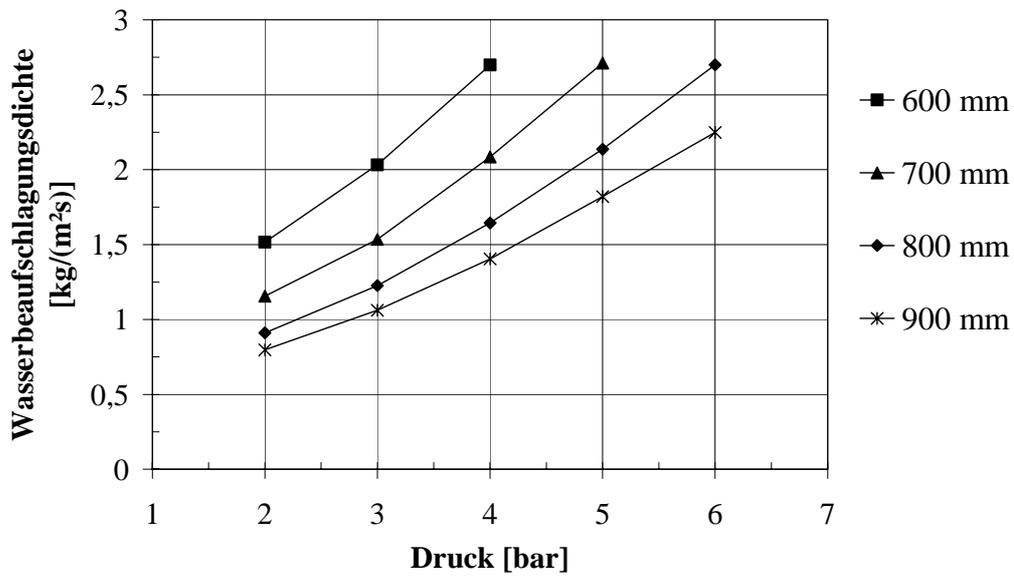


Abb. 8.5 Mittelwerte der Beaufschlagungen der Lechler 612.483 Düse

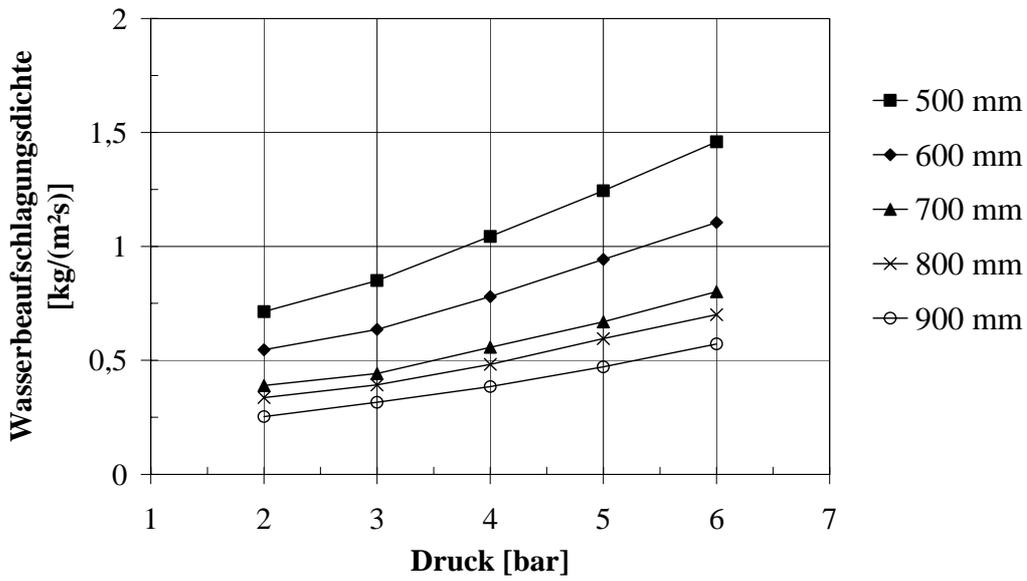


Abb. 8.6 Mittelwerte der Beaufschlagungen der Lechler 632.363 Düse

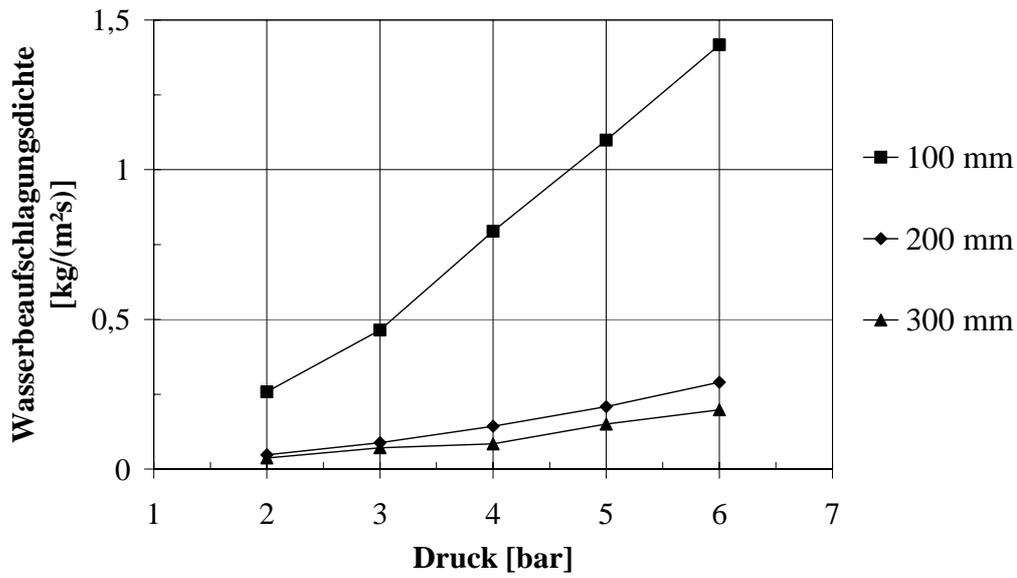


Abb. 8.7 Mittelwerte der Beaufschlagungen der Spraying Systems GG SS4.3 Düse

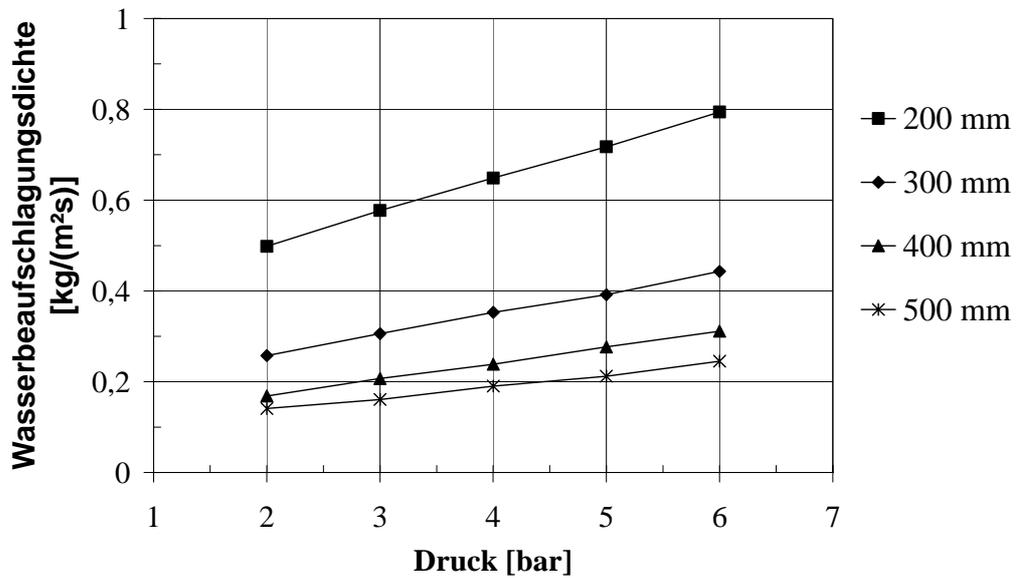


Abb. 8.8 Mittelwerte der Beaufschlagungen der Spraying Systems HH KY4.3 Düse

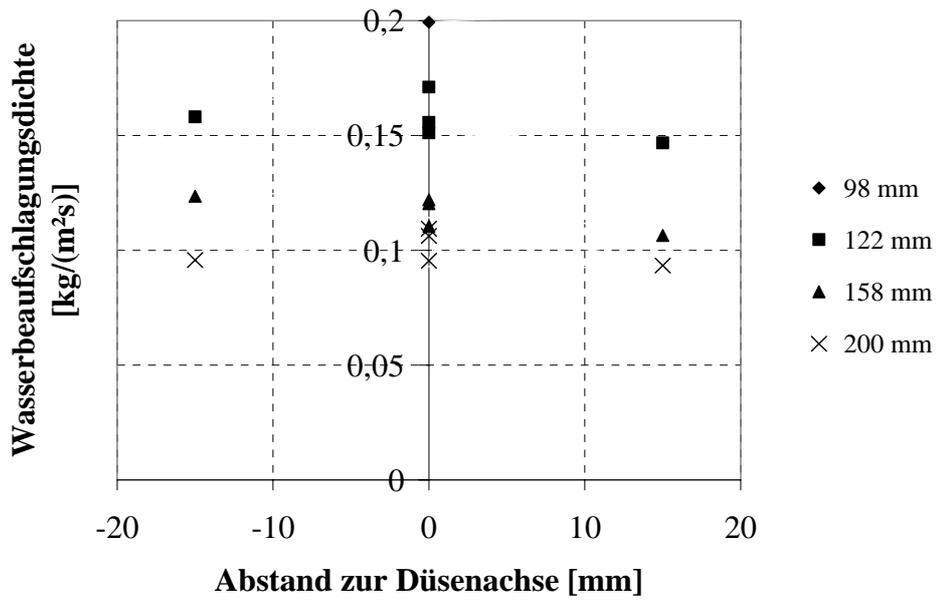


Abb. 8.9 Wasserbeaufschlagungsdichte der Bete CW 25 Düse bei einem Druck von 6,1 bar

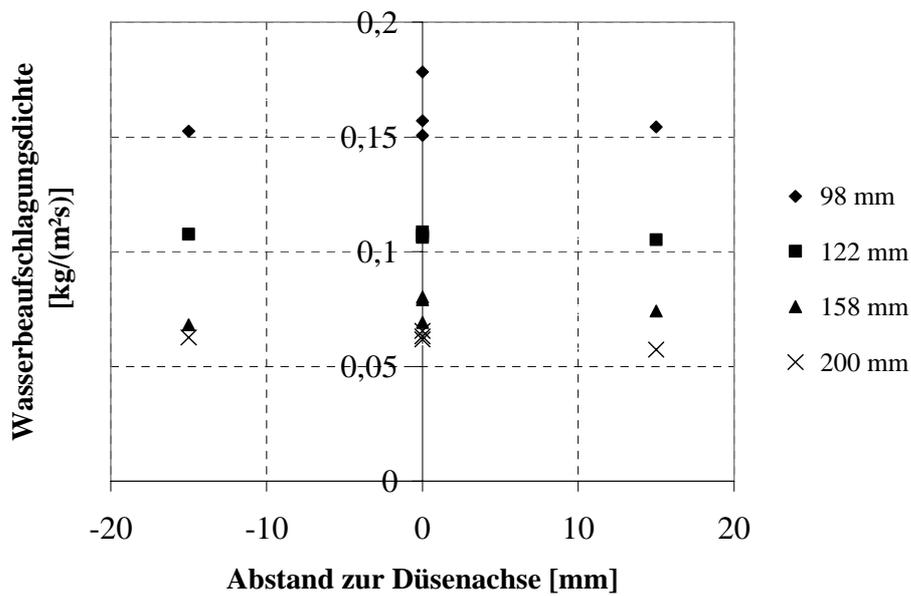


Abb. 8.10 Wasserbeaufschlagungsdichte der Bete CW 25 Düse bei einem Druck von 3,4 bar

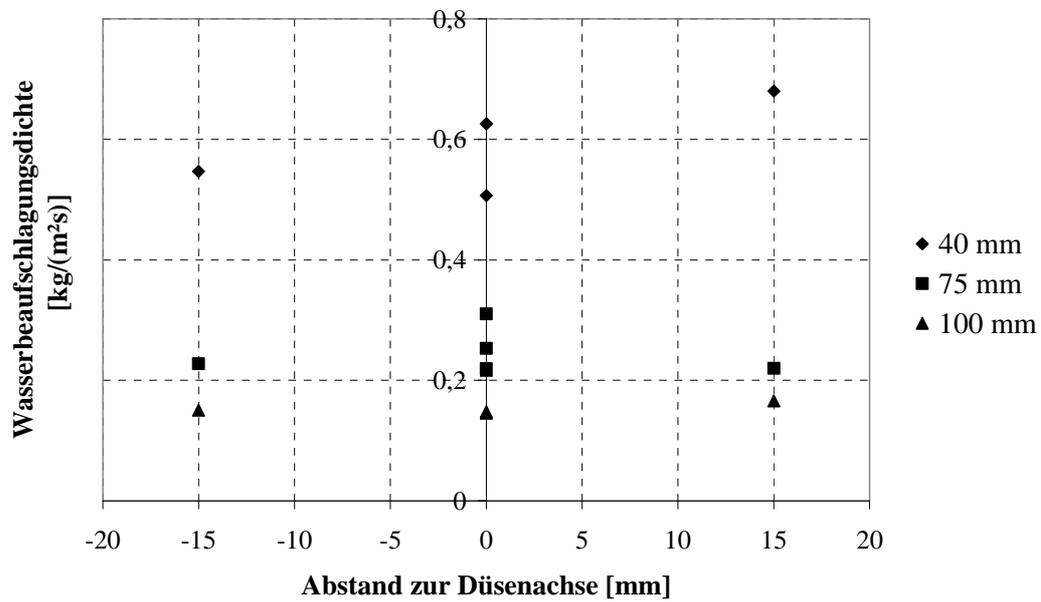


Abb. 8.11 Wasserbeaufschlagungsdichte der Hago B150 Düse bei einem Druck von 2 bar

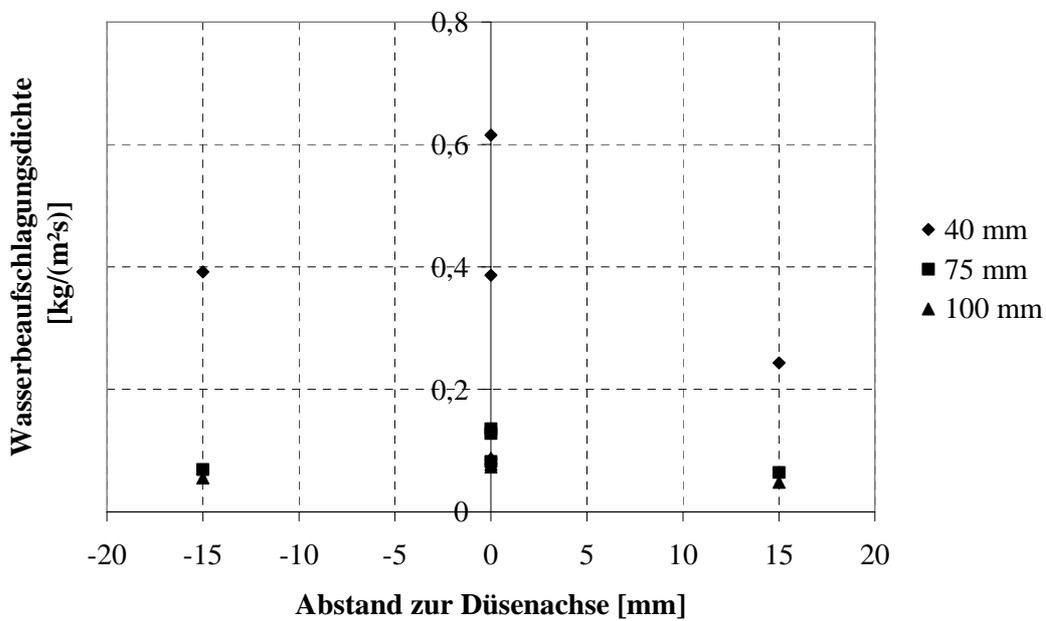


Abb. 8.12 Wasserbeaufschlagungsdichte der Hago B150 Düse bei einem Druck von 4,8 bar

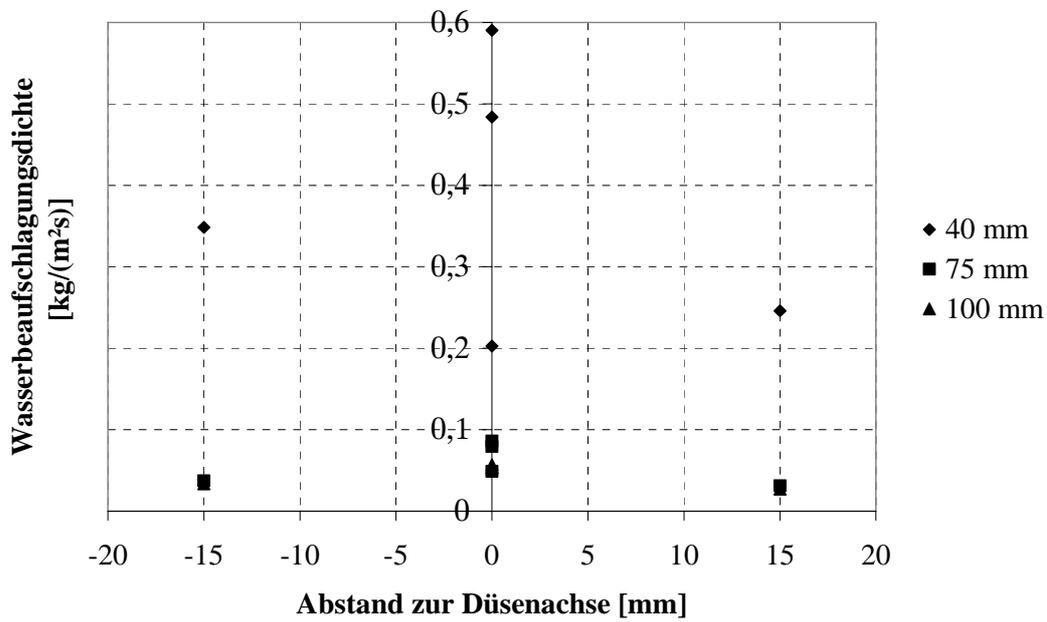


Abb. 8.13 Wasserbeaufschlagungsdichte der Hago B150 Düse bei einem Druck von 6,5 bar

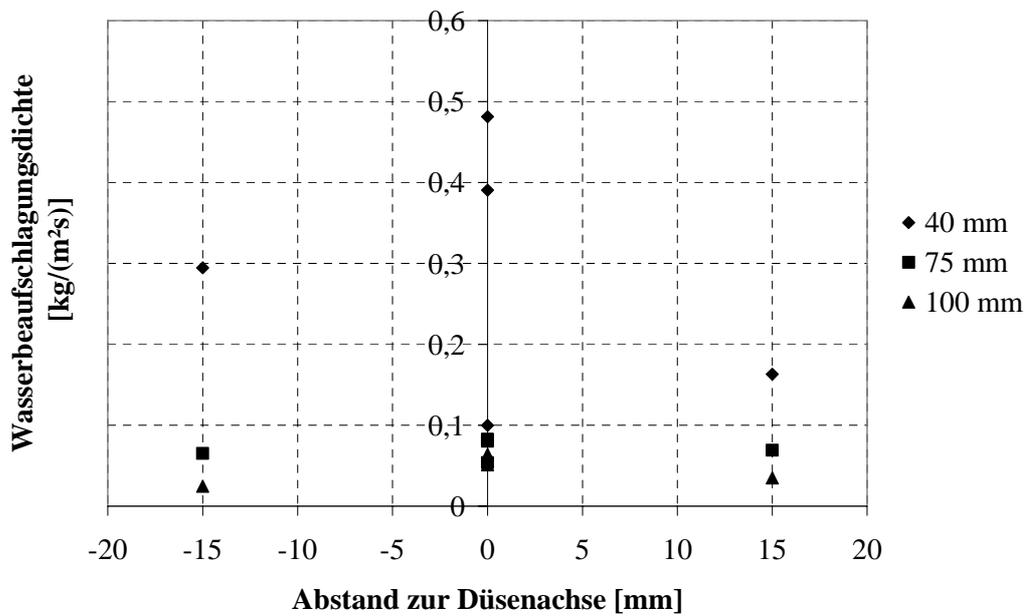


Abb. 8.14 Wasserbeaufschlagungsdichte der Hago B150 Düse bei einem Druck von 8,6 bar

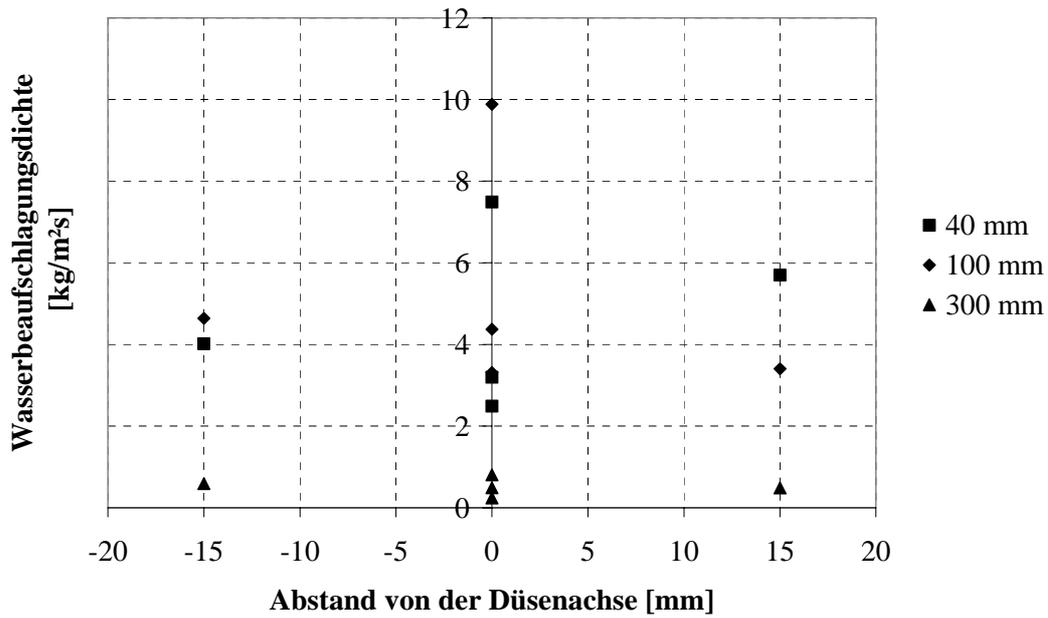


Abb. 8.15 Wasserbeaufschlagungsdichte der Bete Wl ½ 60 ° Düse bei einem Druck von 0,6 bar

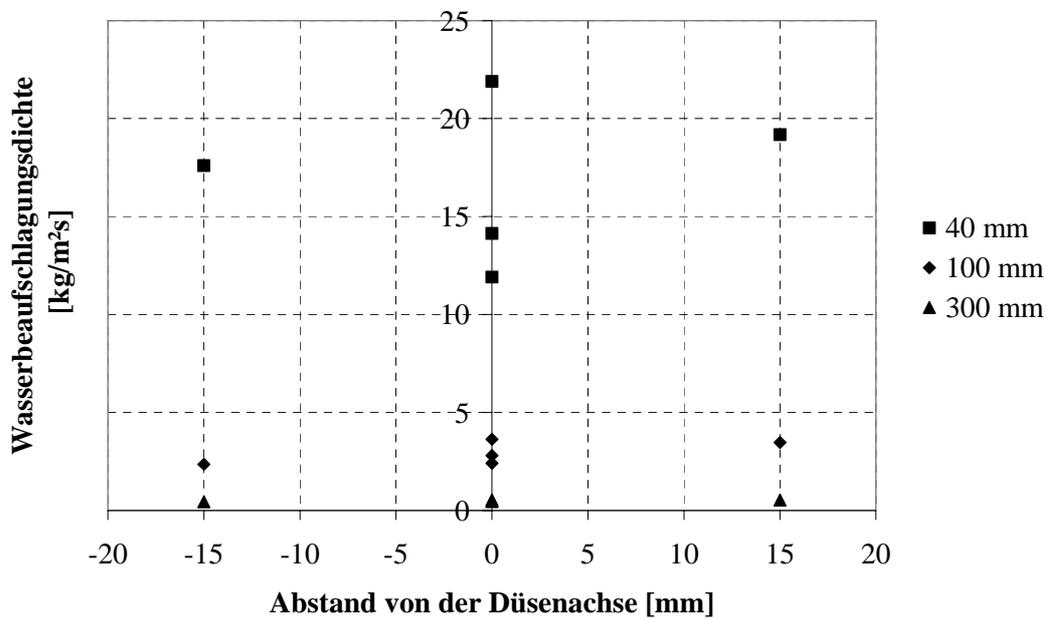


Abb. 8.16 Wasserbeaufschlagungsdichte der Bete Wl ½ 60 ° Düse bei einem Druck von 1,6 bar

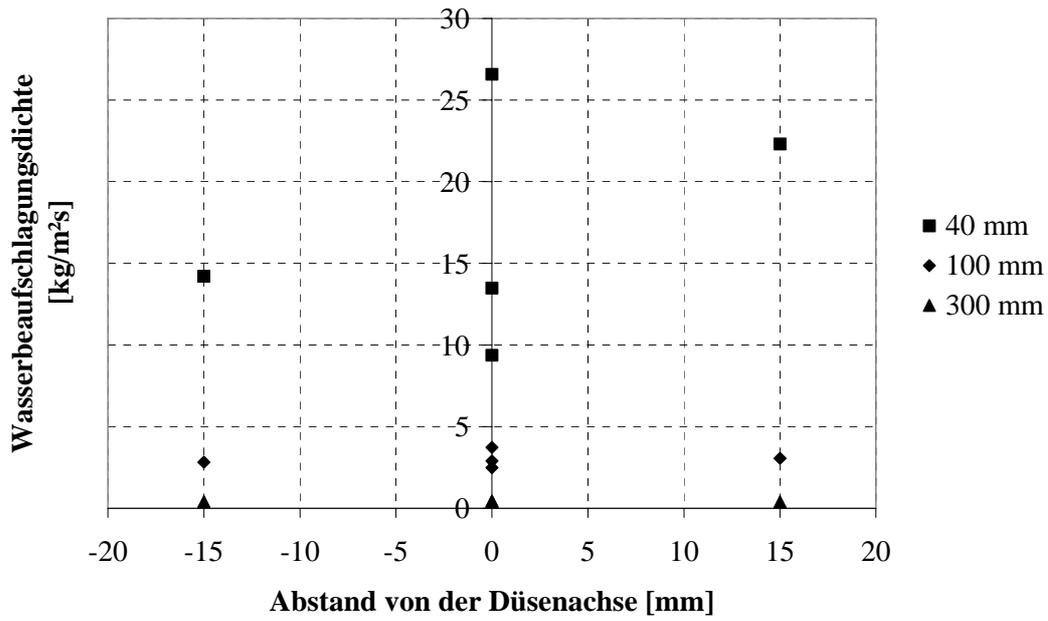


Abb. 8.17 Wasserbeaufschlagungsdichte der Bete W1 ½ 60 ° Düse bei einem Druck von 2,6 bar

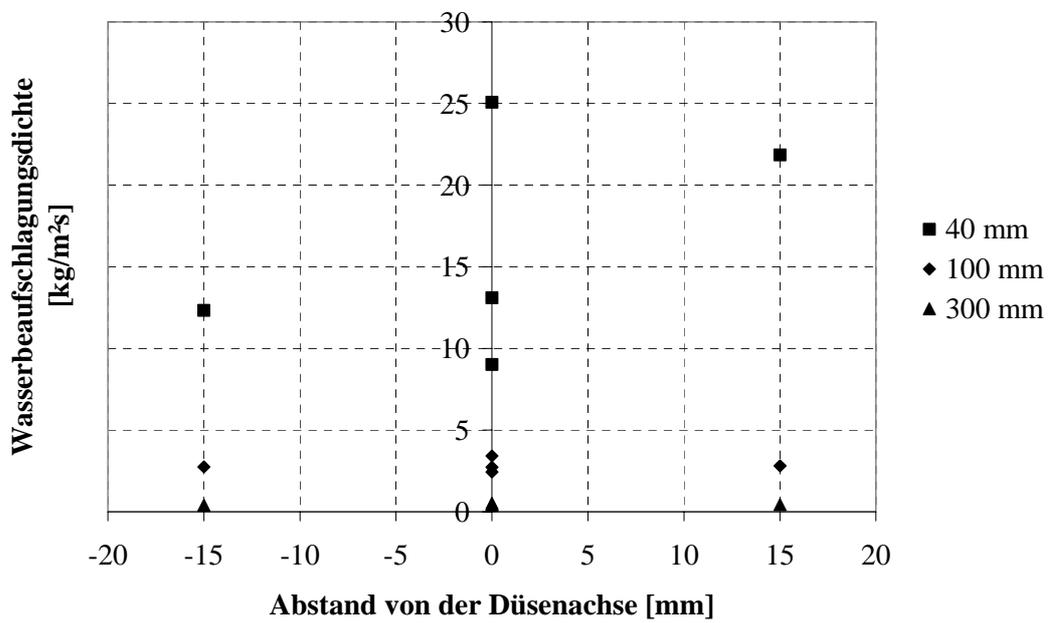


Abb. 8.18 Wasserbeaufschlagungsdichte der Bete W1 ½ 60 ° Düse bei einem Druck von 3,6 bar

8.3. Ergebnisse der PDA-Messungen

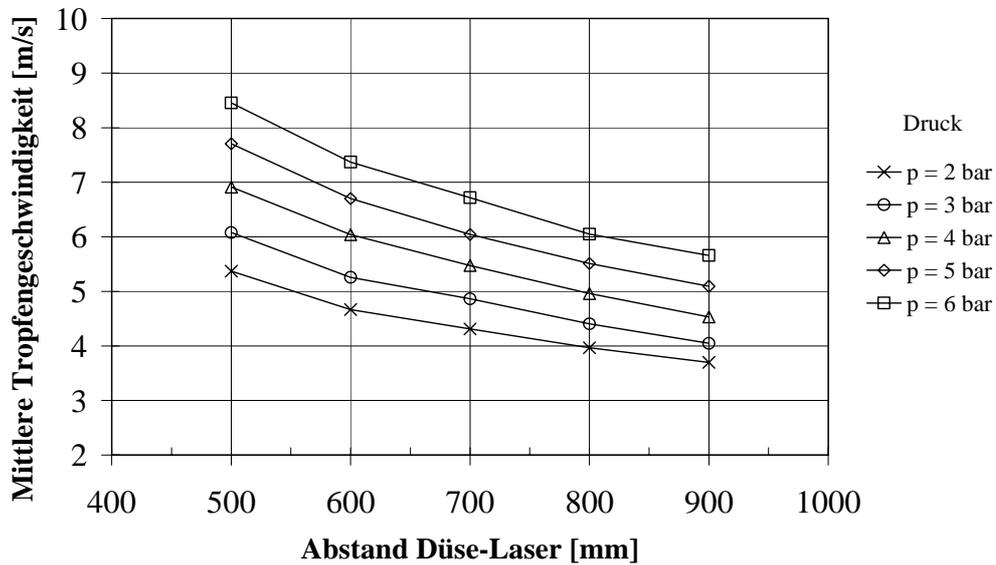


Abb. 8.19 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der Lechler 432.404 Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

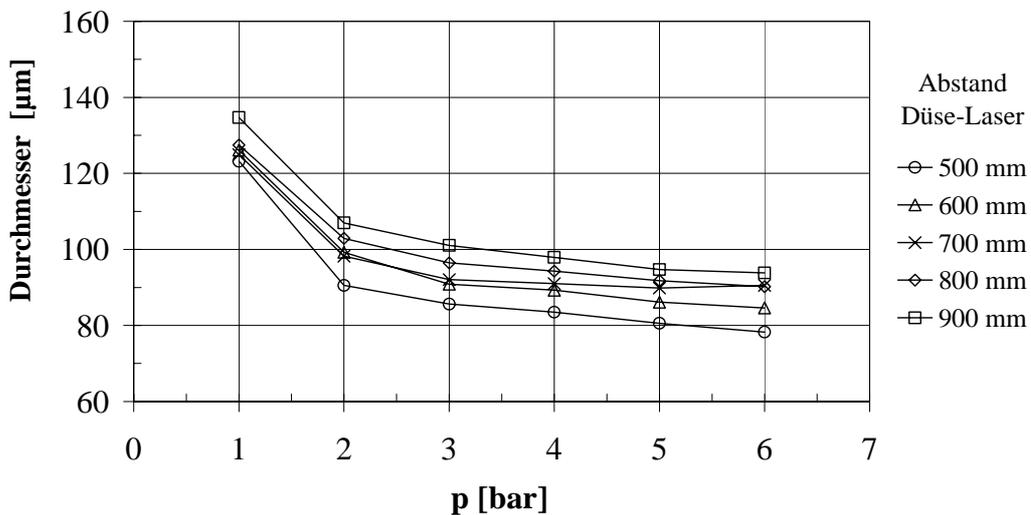


Abb. 8.20 Durchmesser d_{30} der Lechler 432.404 Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

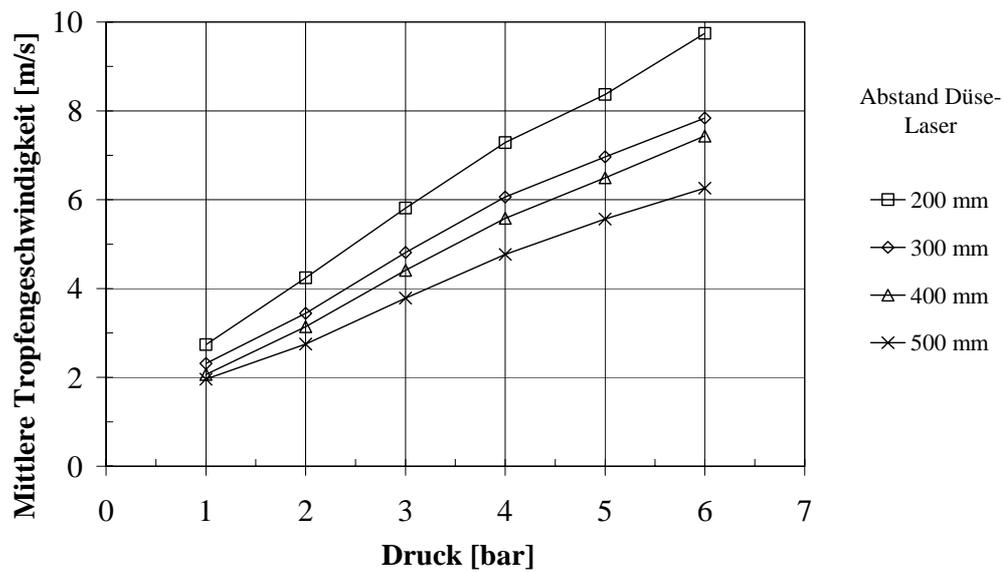


Abb. 8.21 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der der Lechler 460.404 Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

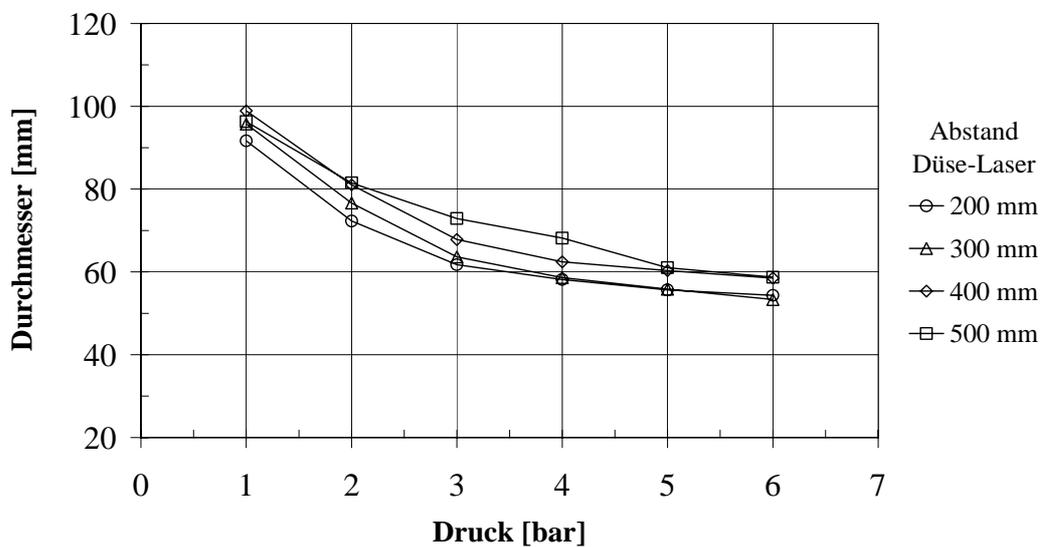


Abb. 8.22 Durchmesser d_{30} der Lechler 460.404 Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

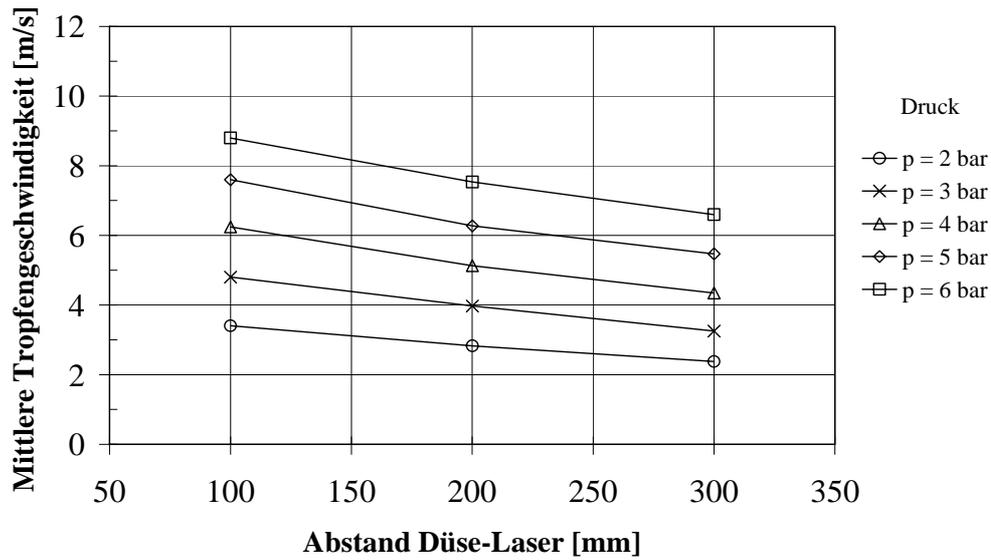


Abb. 8.23 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der Lechler 460.406 Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

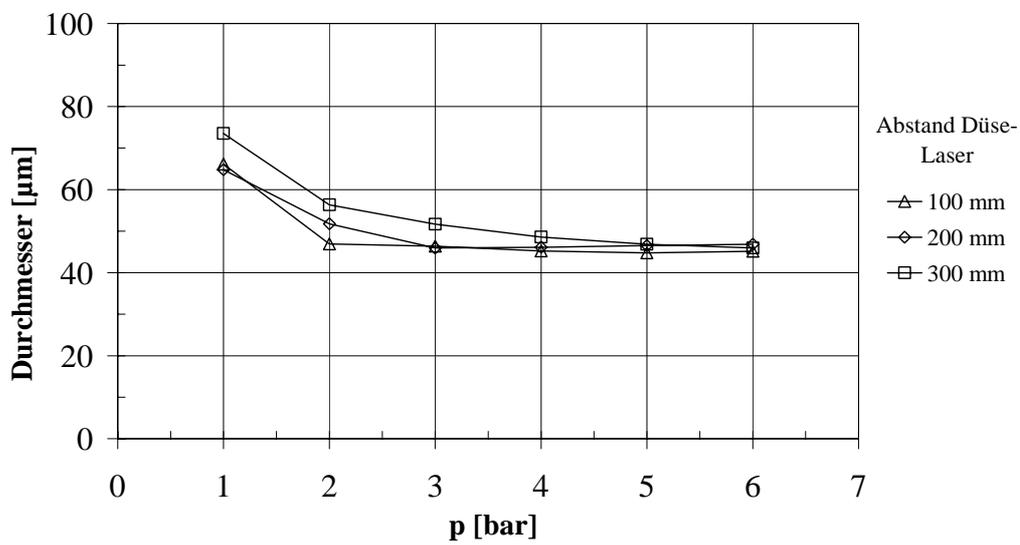


Abb. 8.24 Durchmesser d_{30} der Lechler 460.406 Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

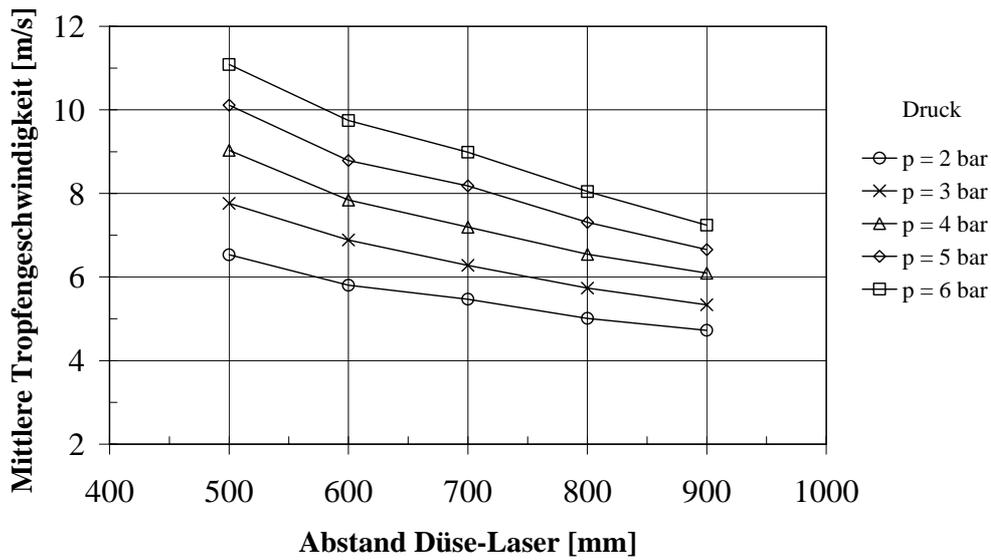


Abb. 8.25 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der Lechler 612.483 Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

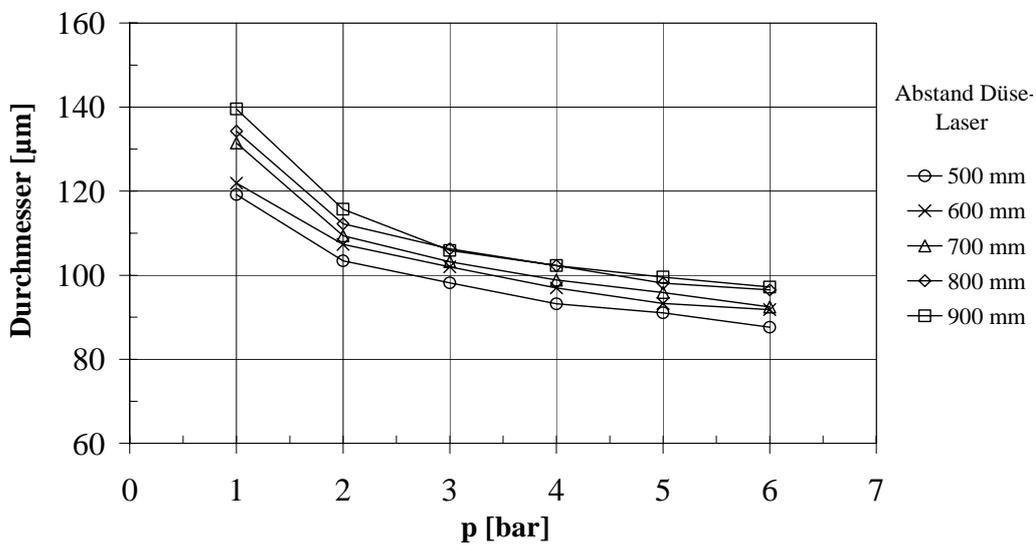


Abb. 8.26 Durchmesser d_{30} der Lechler 612.483 Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

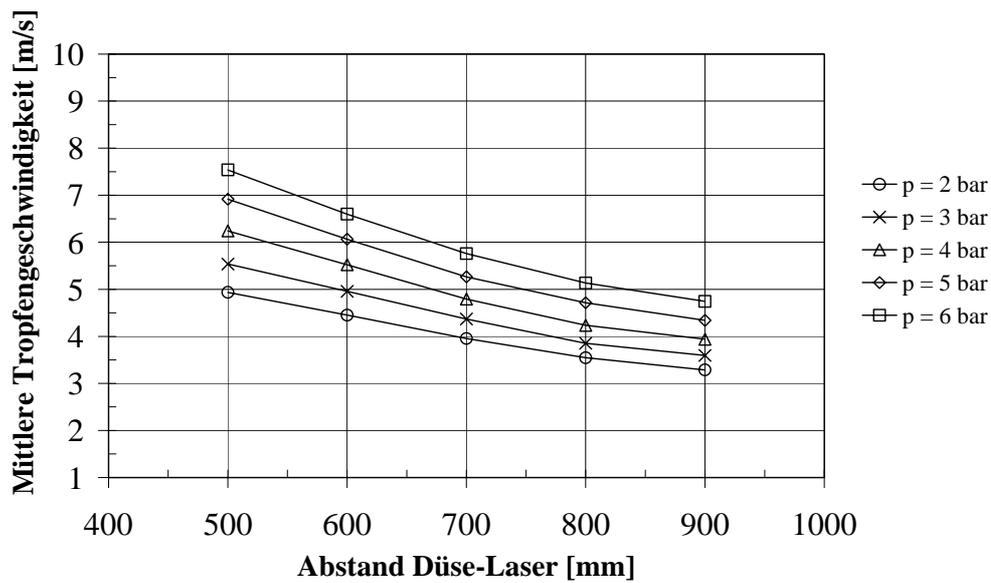


Abb. 8.27 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der Lechler 632.363 Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

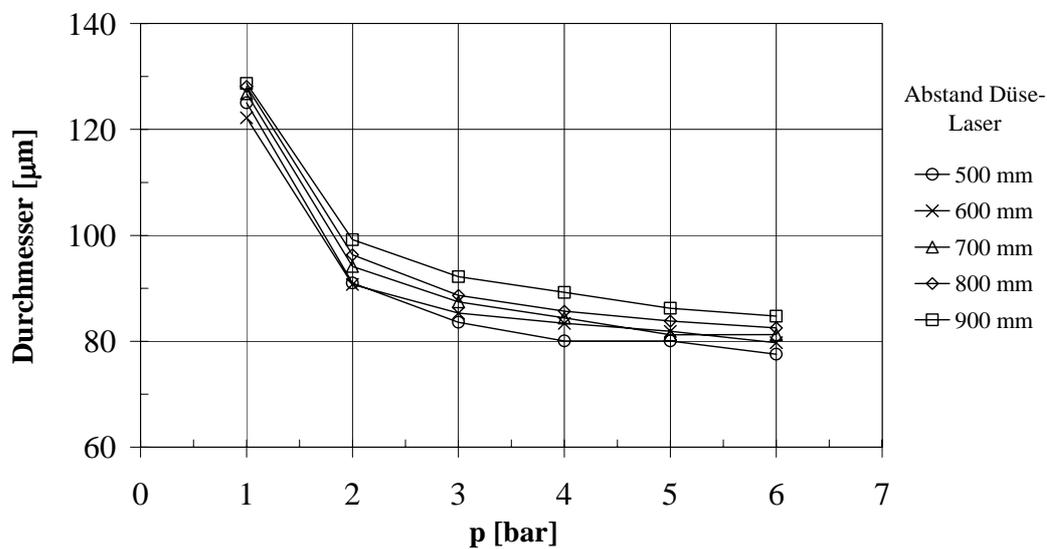


Abb. 8.28 Durchmesser d_{30} der Lechler 612.483 Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

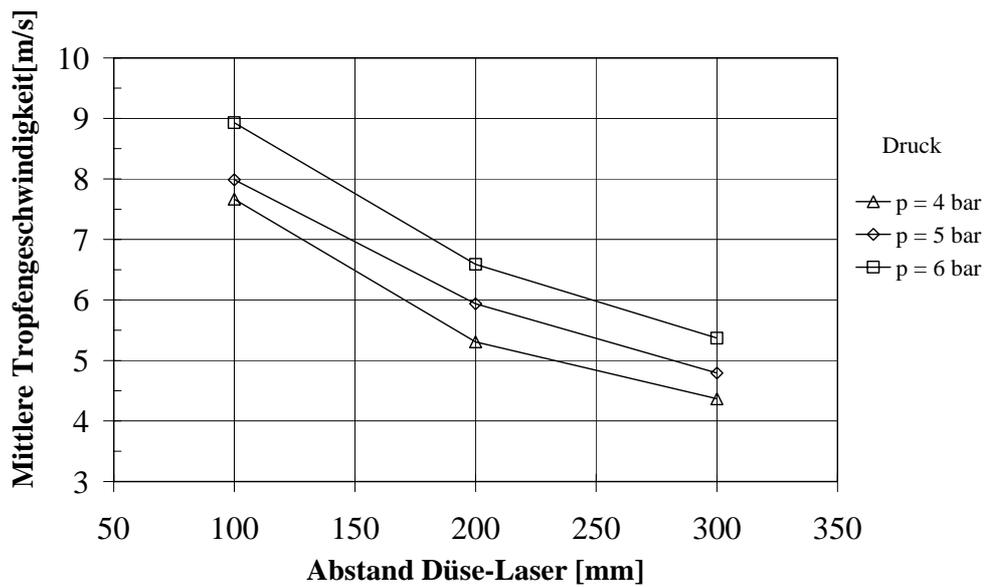


Abb. 8.29 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der Danfoss 6gal/h Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

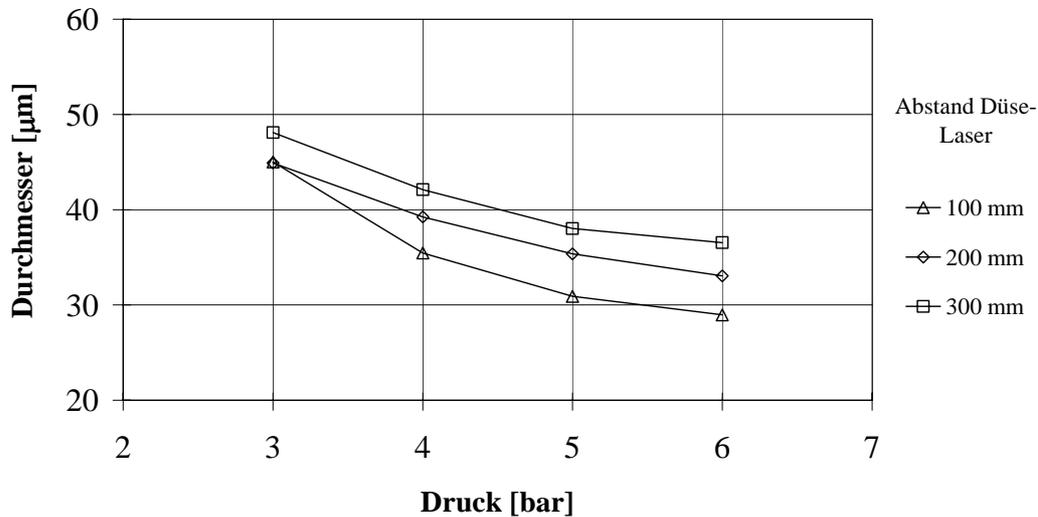


Abb. 8.30 Durchmesser d_{30} der Danfoss 6gal/h Düse bei unterschiedlichen Drücken und Abständen Düse-Laser [75]

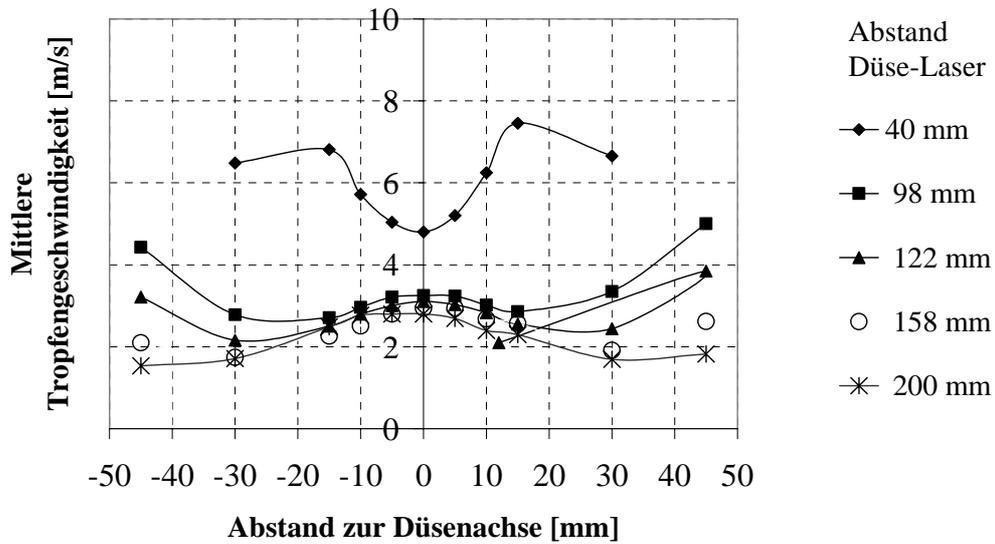


Abb. 8.31 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der CW25 Bete Düse bei einem Druck von 1,4 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

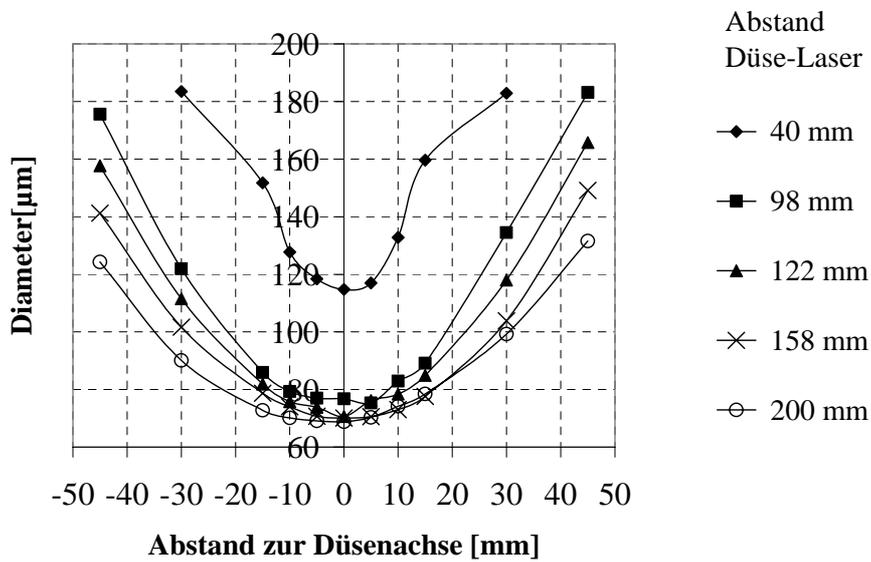


Abb. 8.32 Durchmesser d_{30} der CW25 Bete Düse bei einem Druck von 1,4 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

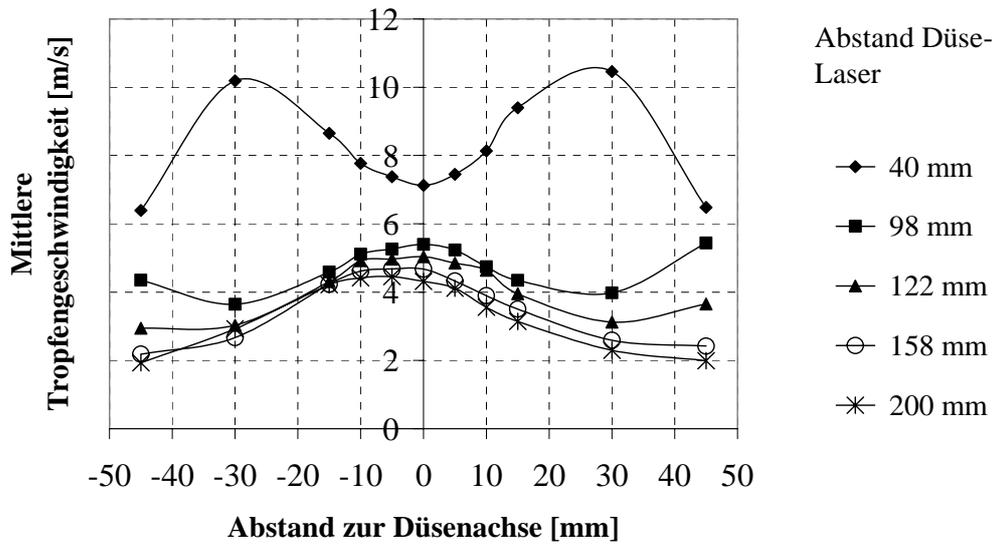


Abb. 8.33 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der CW25 Bete Düse bei einem Druck von 3,4 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

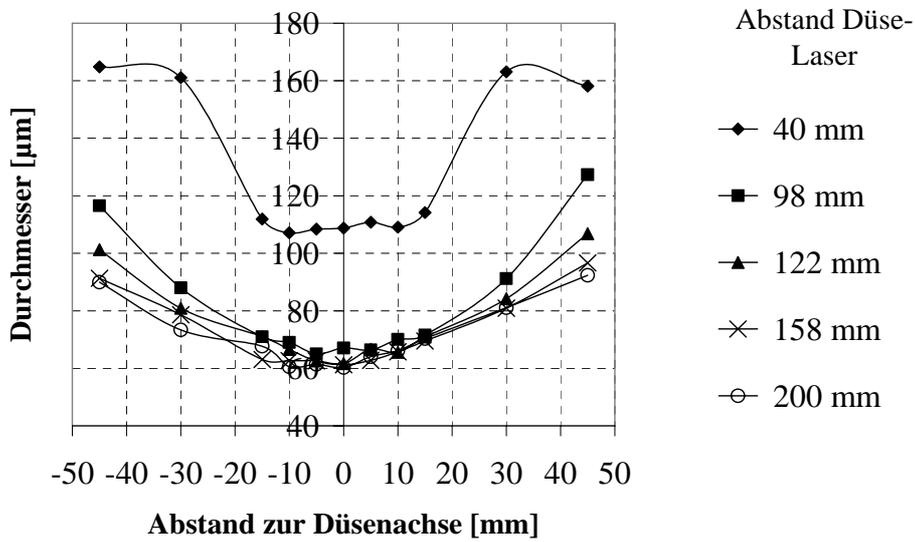


Abb. 8.34 Durchmesser d_{30} der CW25 Bete Düse bei einem Druck von 3,4 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

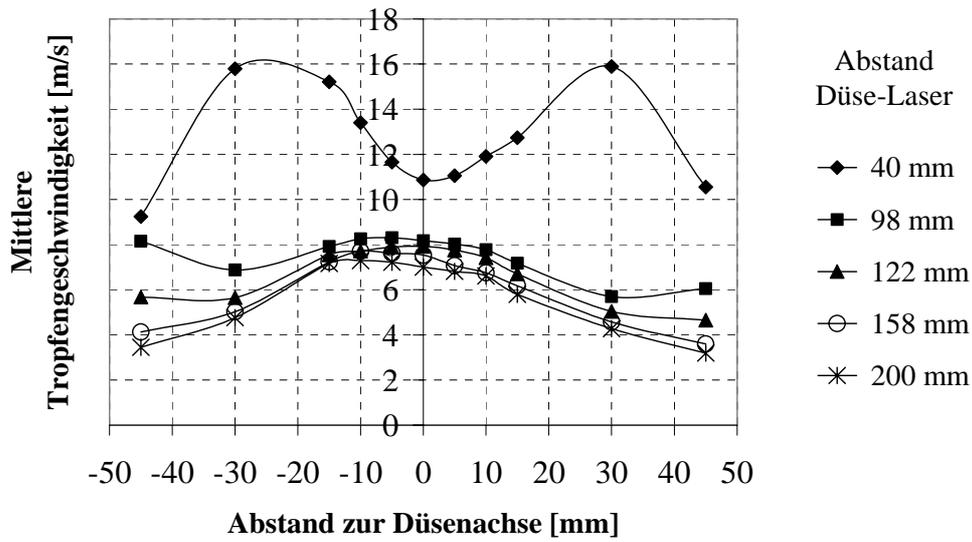


Abb. 8.35 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der CW25 Bete Düse bei einem Druck von 8,6 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

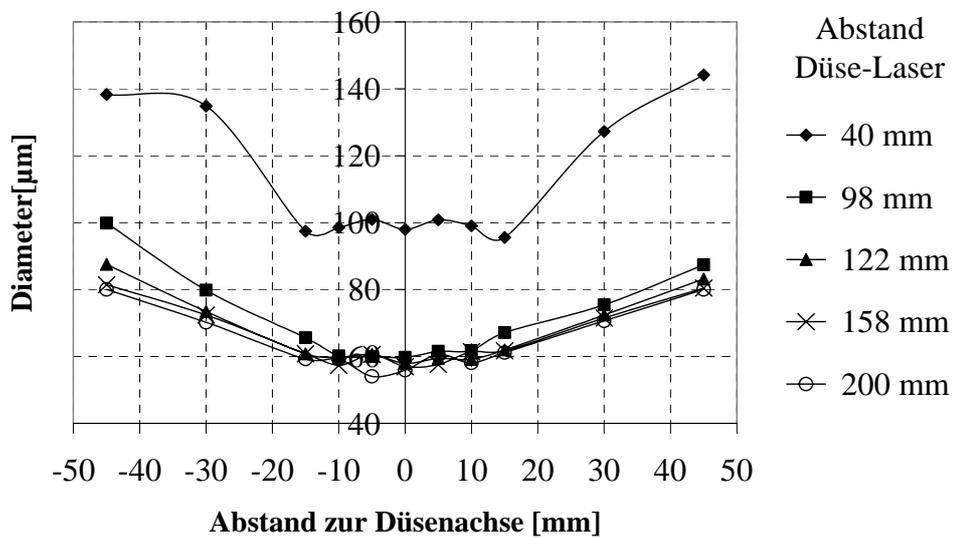


Abb. 8.36 Durchmesser d_{30} der CW25 Bete Düse bei einem Druck von 8,6 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

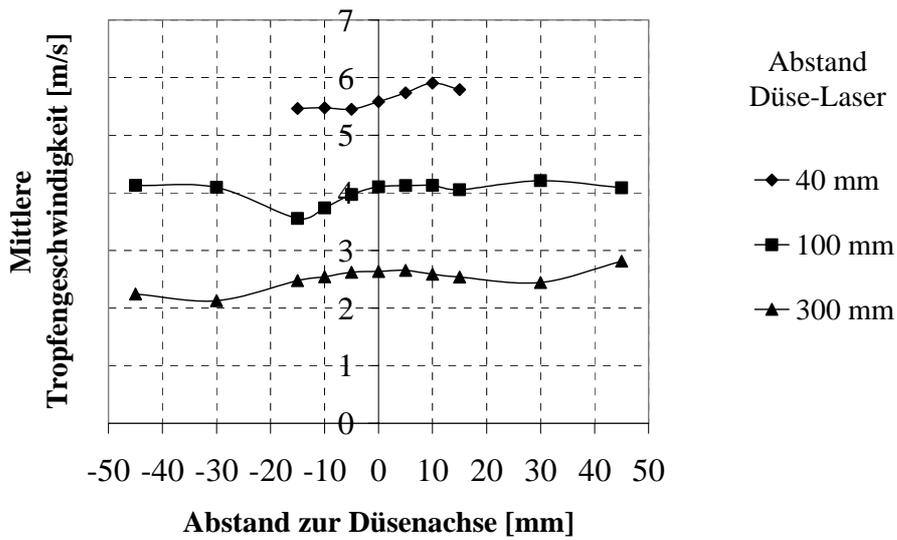


Abb. 8.37 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der WL ½ 60° Bete Düse bei einem Druck von 0,6 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

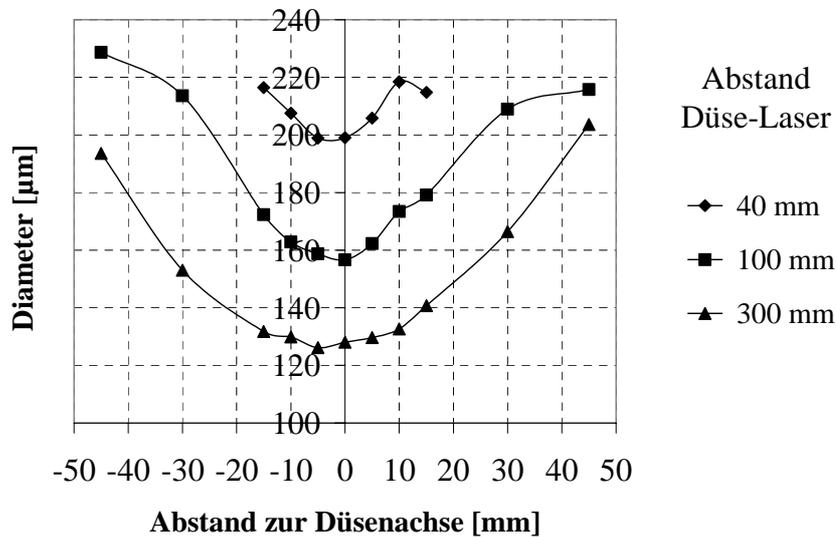


Abb. 8.38 Durchmesser d_{30} der der WL ½ 60° Bete Düse bei einem Druck von 0,6 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

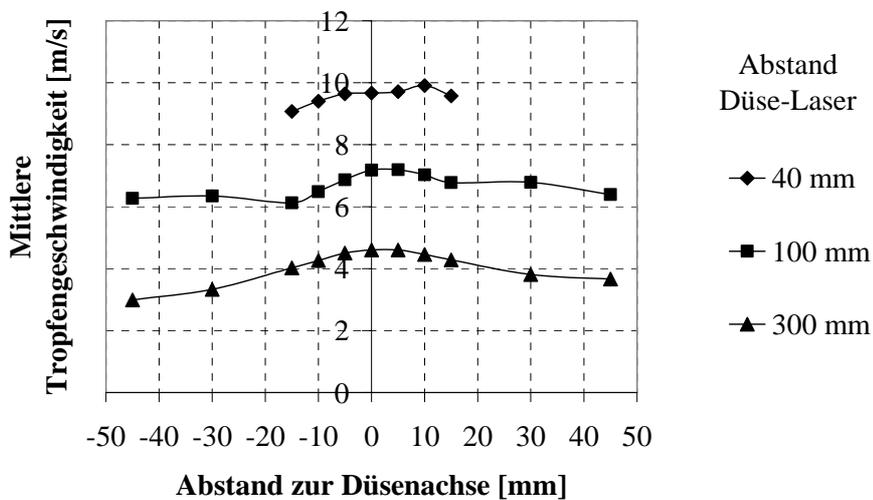


Abb. 8.39 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der WL ½ 60° Bete Düse bei einem Druck von 1,6 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

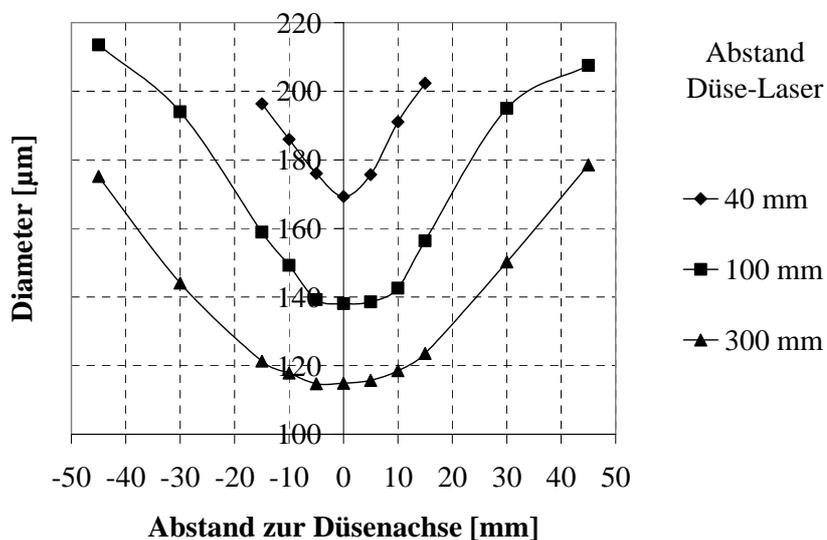


Abb. 8.40 Durchmesser d_{30} der der WL ½ 60° Bete Düse bei einem Druck von 1,6 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

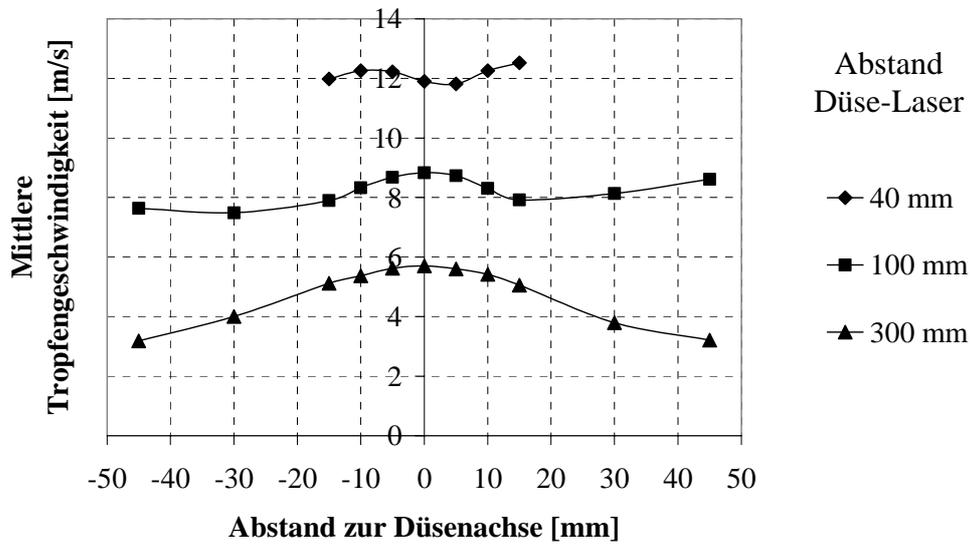


Abb. 8.41 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der WL ½ 60° Bete Düse bei einem Druck von 2,6 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

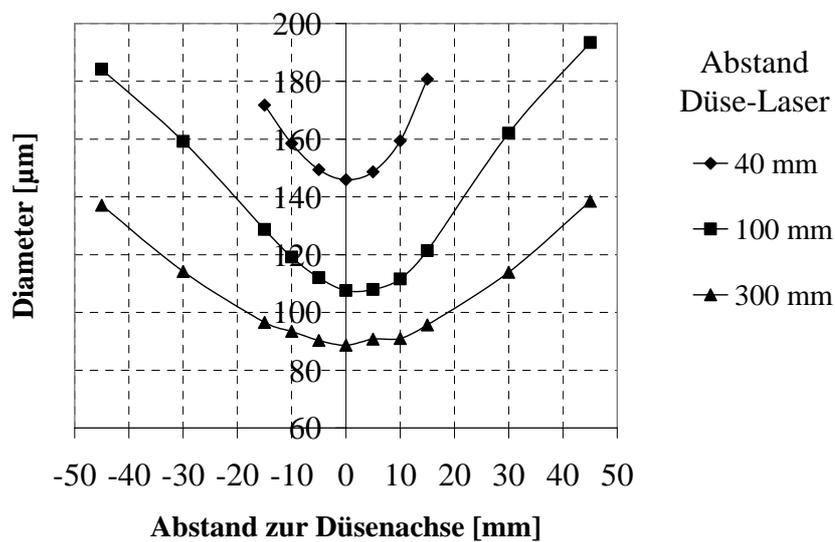


Abb. 8.42 Durchmesser d_{30} der der WL ½ 60° Bete Düse bei einem Druck von 2,6 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

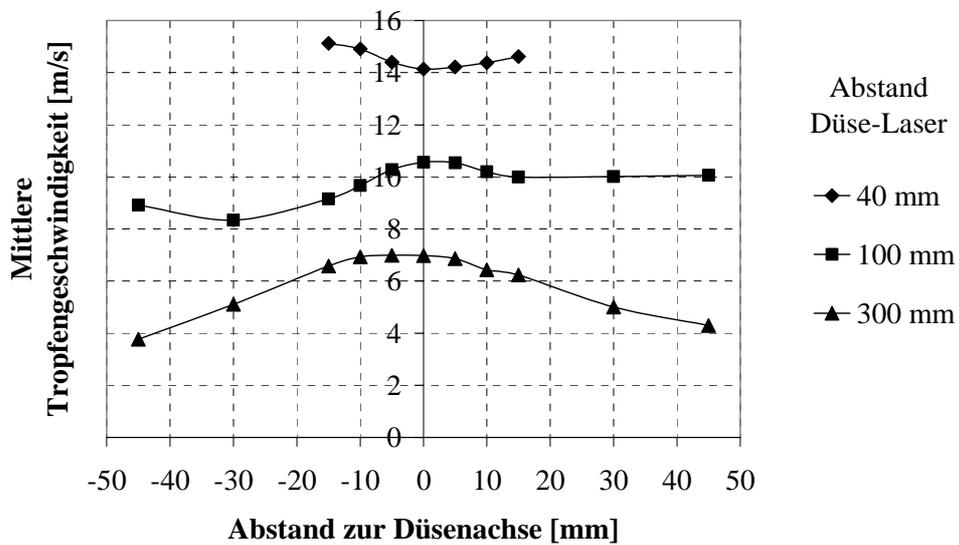


Abb. 8.43 Mittlere Tropfengeschwindigkeit der WL $\frac{1}{2}$ 60° Bete Düse bei einem Druck von 3,6 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

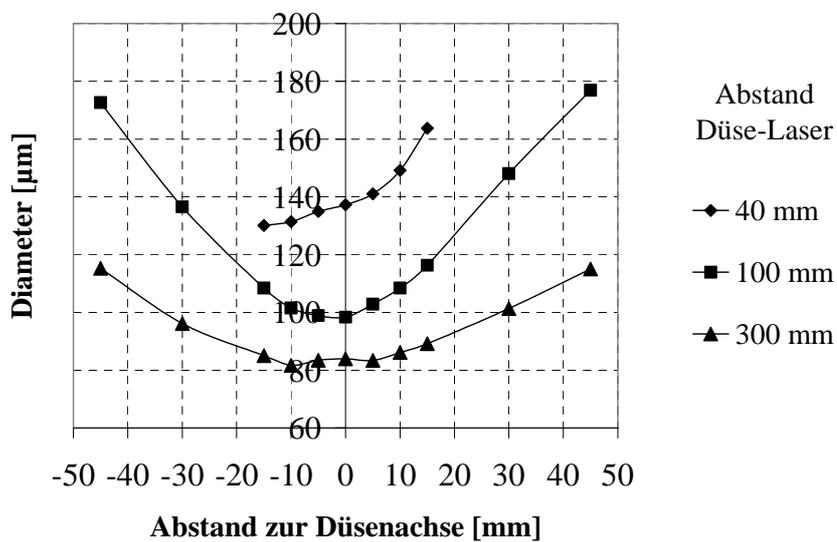


Abb. 8.44 Durchmesser d_{30} der der WL $\frac{1}{2}$ 60° Bete Düse bei einem Druck von 3,6 bar und unterschiedlichen Abständen Düse-Laser

8.4. Ergebnisse der Infrarotmessungen

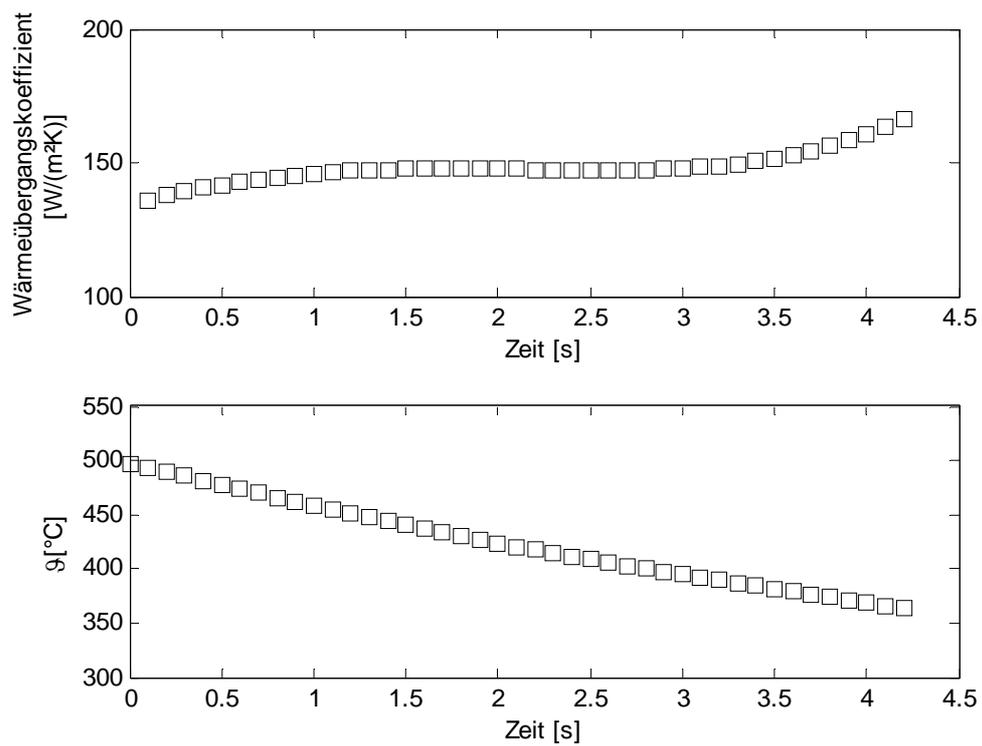


Abb. 8.45 Verlauf des Wärmeübergangs und der Temperatur bei der CW Düse B25 für eine Messung bei einem Abstand von der Düse 200 mm und Düsendruck 6,1 bar

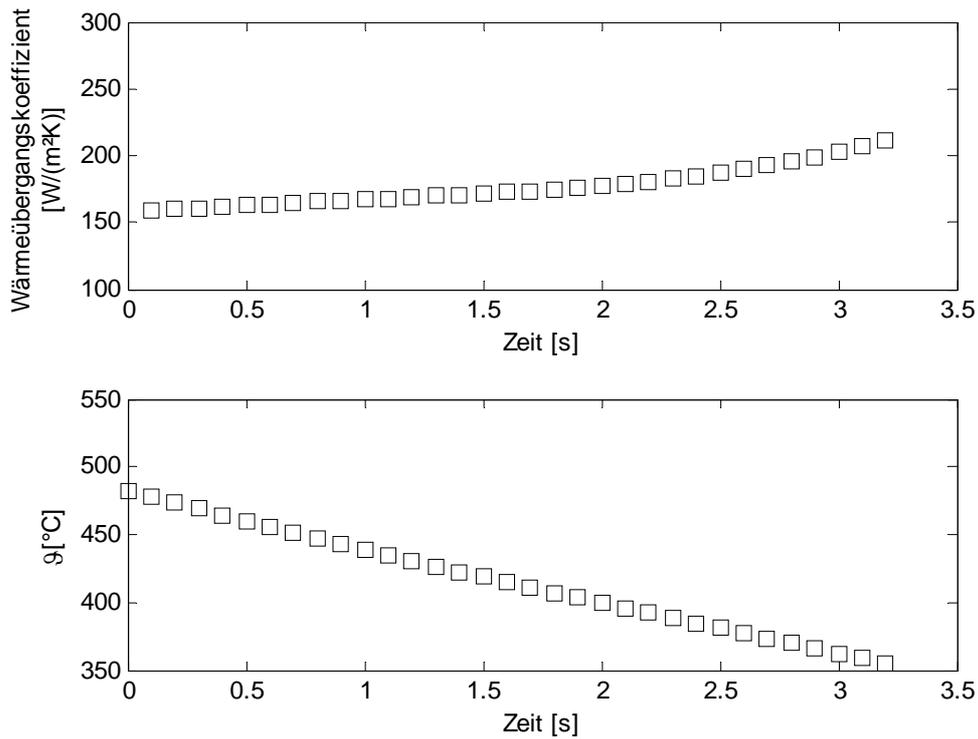


Abb. 8.46 Verlauf des Wärmeübergangs und der Temperatur bei der CW Düse B25 für eine Messung bei einem Abstand von der Düse 200 mm und Düsendruck 8,6 bar

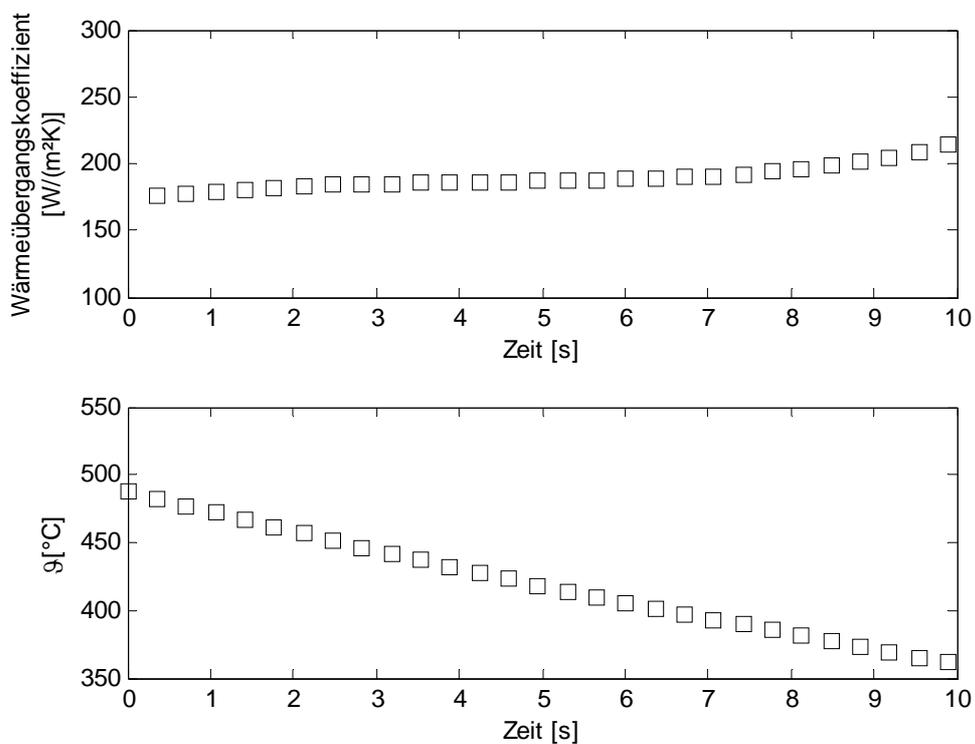


Abb. 8.47 Verlauf des Wärmeübergangs und der Temperatur bei der CW Düse B25 für eine Messung bei einem Abstand von der Düse 158 mm und Düsendruck 8,6 bar

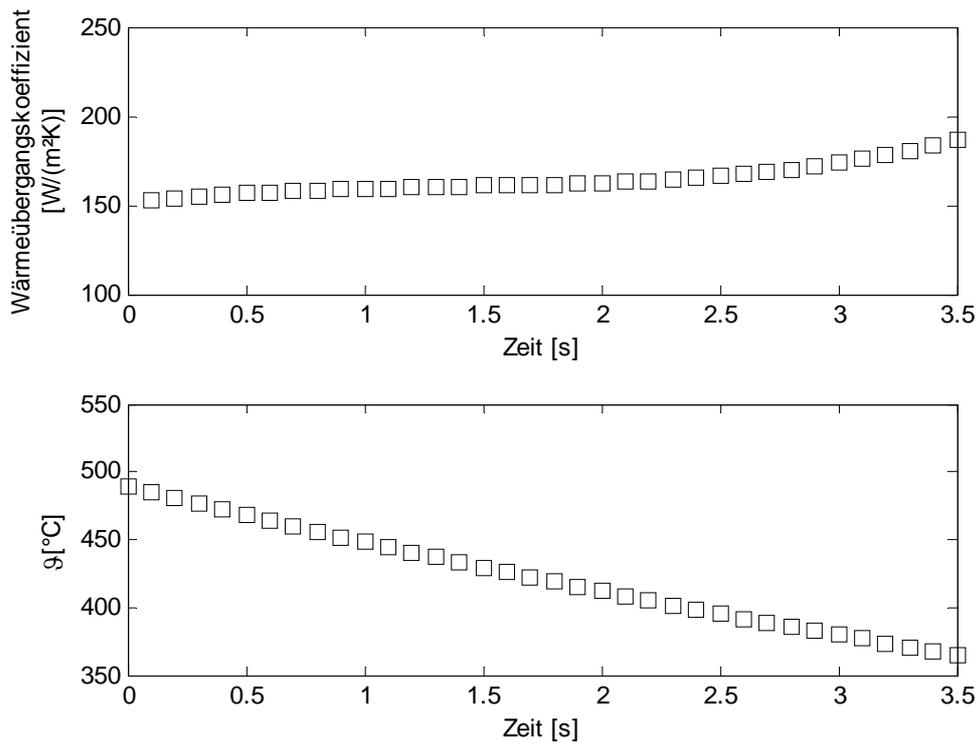


Abb. 8.48 Verlauf des Wärmeübergangs und der Temperatur bei der CW Düse B25 für eine Messung bei einem Abstand von der Düse 158 mm und Düsendruck 6,1 bar

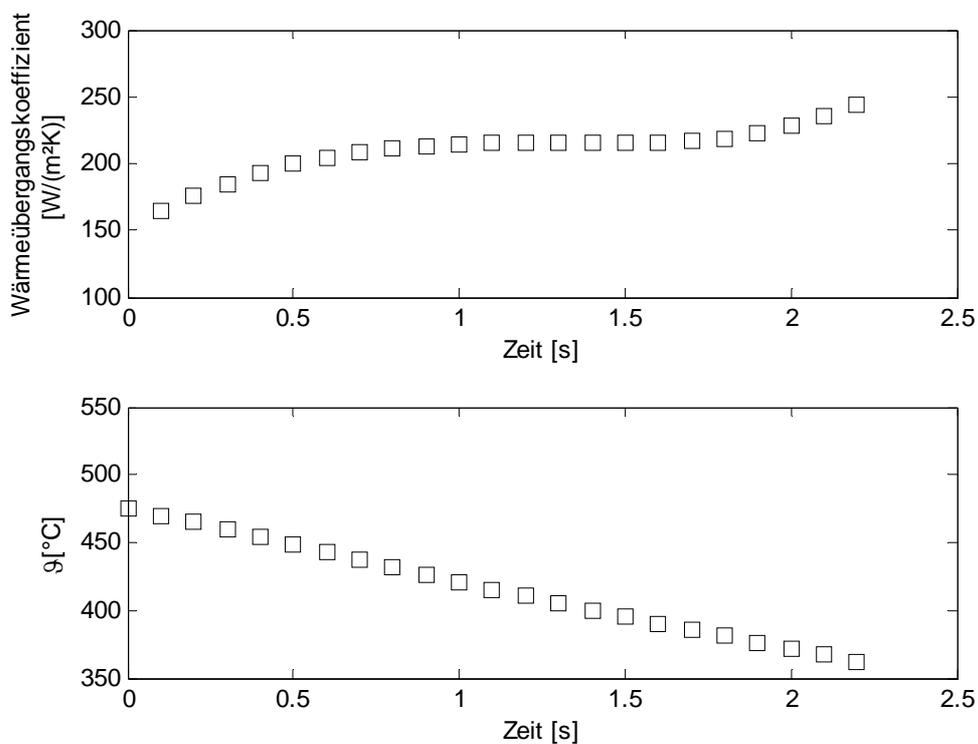


Abb. 8.49 Verlauf des Wärmeübergangs und der Temperatur bei der CW Düse B25 für eine Messung bei einem Abstand von der Düse 122 mm und Düsendruck 8,6 bar