



Lehrstuhl für Eisen- und Stahlmetallurgie

Dissertation

Charakterisierung der Spritzwasserkühlung
in der Sekundärkühlzone einer
Brammenstranggießanlage

Dipl.-Ing. Lukas Preuler, BSc

September 2019

EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG

Ich erkläre an Eides statt, dass ich diese Arbeit selbständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt, und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

Ich erkläre, dass ich die Richtlinien des Senats der Montanuniversität Leoben zu "Gute wissenschaftliche Praxis" gelesen, verstanden und befolgt habe.

Weiters erkläre ich, dass die elektronische und gedruckte Version der eingereichten wissenschaftlichen Abschlussarbeit formal und inhaltlich identisch sind.

Datum 09.09.2019

Unterschrift Verfasser/in
Lukas, Preuler
Matrikelnummer: 00935226

Danksagung

Nach dem Abschluss meines Masterstudiums wurde mir von Prof. Christian Bernhard eine Dissertation zum Thema Stranggießen von Stahl angeboten. Ich möchte mich bei ihm für diese Möglichkeit und darüber hinaus für die hervorragende Betreuung während der Arbeit recht herzlich bedanken. Sein metallurgisches Fachwissen und die vielen Gespräche abseits der Arbeit waren eine große Bereicherung. Meinem Zweitbetreuer Prof. Christian Weiß gebührt ebenfalls ein großes Danke. Ohne seiner Expertise wäre diese Arbeit nicht möglich gewesen. Durch meine beiden Betreuer konnte ich mich nicht nur beruflich, sondern auch menschlich einen großen Schritt weiterentwickeln. Vielen Dank dafür.

Kollegen sind wie das Salz in der Suppe. Ohne ihnen wäre es nur halb so spannend. Nicht nur in den fachlichen Diskussionen, sondern auch abseits der Arbeit bereicherten sie mein Leben. Meinem Kollegen Matthias Taferner gebührt ein besonders Danke. Er steuerte den Düsenmessstand stets gewissenhaft durch das umfangreiche und teilweise raue Messprogramm. Die besten Messungen sind nur so gut wie deren Auswertung. Gerhard Wieser ist mit seinem Wissen über Algorithmen und die Programmieretechnik ein wichtiger Bestandteil dieser Arbeit. Michael Bernhard war nicht nur eine sportliche, sondern auch metallurgische Unterstützung. Ich möchte euch allen dafür danken.

Meine Arbeit erfolgte im Rahmen eines geförderten Projektes der K1-MET GmbH. Ich danke der gesamten Organisation und besonders meiner Arealeiterin Dr. Irmela Kofler für die Unterstützung. Auch der Industriepartner des Projektes, die voestalpine Stahl GmbH, hat großen Anteil an der Arbeit. Besonders Dr. Sergiu Ilie, welcher mich immer mit Rat und Tat unterstützte.

Nicht zuletzt möchte ich meiner Schwester für die sprachliche Korrektur meiner Dissertation danken. Das Wichtigste kommt wie so oft zum Schluss. Ohne dem Rückhalt meiner Freunde und Familie wäre mein gesamtes Studium nicht möglich gewesen. DANKE!

Abstract

Continuous casting has emerged to the most important process for the production of semi-finished steel products. Spray water cooling, as part of the continuous casting process, has major influence on the product quality. For an optimal application of spray cooling, nozzles are operated at certain nozzle parameters, depending on the casting position. With the nozzle measuring stand at Montanuniversitaet Leoben, the cooling characteristics of industrial used nozzles can be determined. The measuring stand allows the controlling and recording of operation parameters like surface temperature, water flow rate and air pressure.

For this work the spray water cooling in the secondary cooling zone of a slab caster, operated by the industrial partner voestalpine Stahl GmbH was characterized. The measurement program included nine different cooling nozzle types which were operated according to several cooling strategies. Important information about spray cooling was gained from the determination of the water distribution (WVT) and the measurement of the heat transfer coefficient (HTC). To improve the understanding of the influence of droplet velocity and size, the methods of laser diffraction analysis and high speed camera measurement were used. The experimental surface was adjusted to investigate the impact of certain surface conditions like scale and surface roughness on the cooling performance. From over 450 water distribution and 1300 HTC measurements a comprehensive picture about spray water cooling could be developed. To finally implement the found results into solidification models, a correlation for the calculation of the HTC using the most important influence parameters was developed.

Kurzfassung

Der Stranggießprozess entwickelte sich seit seiner Erfindung zum dominanten Verfahren zur Herstellung von Halbzeugen aus Stahl. Die Spritzwasserkühlung während des Prozesses stellt einen wichtigen Teil der effizienten Erzeugung qualitativ hochwertiger Produkte dar. Zum optimalen Einsatz werden Düsen in Abhängigkeit der Gießposition bei bestimmten Düsenparametern betrieben. Mit dem Düsenmessstand der Montanuniversität Leoben lässt sich die Kühleigenschaft von industriell verwendeten Düsen ermitteln. Der Messstand ermöglicht sämtliche Betriebsparameter, wie etwa die Temperatur, den Wasserdurchfluss oder den Luftdruck, zu regeln und aufzuzeichnen.

Für die vorliegende Arbeit wurde die Spritzwasserkühlung einer Sekundärkühlzone einer Stranggussanlage des Industriepartners voestalpine Stahl GmbH vermessen. Dazu wurden neun verschiedene Düsentypen laut unterschiedlicher Kühlstrategien des Industriepartners betrieben, um zum einen die Wasserverteilungen (WVT) und zum anderen die Wärmeübergangskoeffizienten (HTC) zu ermitteln. Um das Verständnis über die Einflüsse von Wassertropfengeschwindigkeit und -größe zu erweitern, wurden diese Tropfeneigenschaften mittels Tropfengranulometrie und Hochgeschwindigkeitskamera untersucht. Auch die Versuchsoberfläche wurde angepasst um eventuelle Einflüsse der Oberflächeneigenschaften auf den Wärmeübergangskoeffizienten zu ermitteln. Aus den Ergebnissen der mehr als 450 Wasserverteilungsmessungen und 1300 HTC Messungen konnte schließlich ein umfassendes Bild der Spritzwasserkühlung gezeichnet werden. Um abschließend die Implementierung der Ergebnisse in diverse Erstarrungssimulationen zu ermöglichen, erfolgte die Ausarbeitung einer Korrelation zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten aus den wichtigsten Einflussparametern.

Inhalt

Danksagung	II
Abstract	III
Kurzfassung	IV
Inhalt	V
1 Einleitung	1
1.1 Sekundärkühlzone.....	2
1.1.1 Spritzwasserkühlung	7
1.1.2 Stützrollen.....	11
1.1.3 Strahlung	12
1.2 Erstarrungssimulation.....	12
1.3 Zusammenfassung.....	14
2 Experimentelle Methoden	15
2.1 Düsen und Düsenbetriebsparameter	17
2.2 Messung der Wasserverteilung.....	19
2.2.1 Auswertung.....	20
2.3 Messung der Wärmübergangskoeffizienten.....	23
2.3.1 Auswertung.....	25
2.3.2 Annahme eines eindimensionalen Problems	30
2.3.3 Reproduzierbarkeit der HTC-Messungen.....	31
2.4 Messung der Tropfengröße.....	32
2.4.1 Auswertung.....	33
2.5 Messung der Tropfengeschwindigkeit und Beobachtung der Tropfen-Wand Interaktion.....	34

2.5.1	Auswertung	35
2.6	Zusammenfassung der Messverfahren	37
3	Einflüsse auf die Sprühausbildung	41
3.1	Tropfeneigenschaften	42
3.2	Interaktion Tropfen – Tropfen.....	45
3.3	Interaktion Tropfen – Wand	48
3.4	Wasserverteilung	52
3.4.1	Überlappung von zwei Sprühkegeln.....	56
3.4.2	Einfluss des Wasserdurchflusses.....	57
3.4.3	Einfluss des Luftdrucks.....	58
3.4.4	Einfluss der Düsenabstände.....	59
3.5	Zusammenfassung der Einflüsse auf die Sprühausbildung	61
4	Einflüsse auf den Wärmeübergangskoeffizienten	63
4.1	Oberflächentemperatur T_o	63
4.2	Wasserbeaufschlagungsdichte WID	66
4.3	Oberflächenbeschaffenheit	69
4.3.1	Einfluss der Oberflächenrauheit	69
4.3.2	Einfluss des Zunders	74
4.4	Tropfeneigenschaften	86
4.5	Wassertemperatur	88
4.6	Überlappung	90
4.7	Indirekte Düseneinflusszone	93
4.8	Prüfkörpermaterial	94
4.9	Zusammenfassung der Einflüsse auf den HTC	95
5	Wärmeübergangskoeffizient als Randbedingung	97
5.1	Formeln aus der Literatur.....	97
5.1.1	Korrelationen zwischen HTC und WID bzw. T_o	97
5.1.2	Korrelationen zwischen HTC und Sprüheigenschaften.....	100
5.2	Entwicklung einer Korrelation aus DMS Messdaten.....	102
5.2.1	Methode „Tempsimu-3D“	103
5.3	Nicht lineare Log-Normal Funktion.....	106
5.4	Neuronales Netzwerk (Matlab).....	108
5.5	Zusammenfassung	110

6	Anwendungsbeispiele	113
6.1	Optimierung der Wasserverteilung einer Einstoffdüse	113
6.2	Modellierung einer Sekundärkühlzone	115
7	Zusammenfassung und Ausblick	117
8	Quellenverzeichnis	120
	Abbildungsverzeichnis	129
	Tabellenverzeichnis	136
	Formelverzeichnis	137

1 Einleitung

Das erste Patent für den Stranggießprozess von Stahl wurde 1846 von Sir Henry Bessemer (1813-1898) angemeldet. Der Grund für die Entwicklung eines kontinuierlichen Gießprozesses war unter anderem die aufwendige Prozesskette des Kokillengusses und das damit verbundene geringe Ausbringen. [1] Mit der Entwicklung des Stranggießens wurde eine Revolution in der Herstellung von Halbzeugen aus Stahl eingeleitet. Etwas mehr als 150 Jahre nach der Patentbeantragung von H. Bessemer werden bereits etwa 95 % der Weltstahlproduktion im Stranggießprozess erzeugt. Der grundlegende Aufbau einer Stranggießanlage wird in **Abbildung 1** dargestellt. [2, 3]

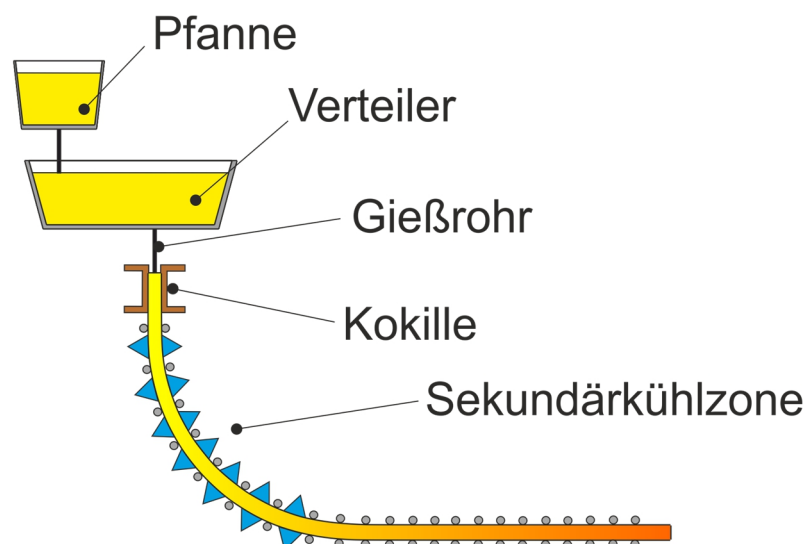


Abbildung 1: Schematische Darstellung einer Stranggießanlage

Flüssiger Stahl wird über die Pfanne und den Verteiler mittels Gießrohr in die Kokille eingebracht. In der Kupferkokille beginnt die Erstarrung des Stahls und es bildet sich eine

festen Strangschale aus. Nach Erstarrung in der Kokille durchläuft der sogenannte Strang die Sekundärkühlzone, in der das Material weiter abgekühlt wird. Grundsätzlich kann der Stranggießprozess von Stahl in unterschiedlichen Anlagenlayouts realisiert werden. So kann die Gießrichtung ausschließlich in horizontale oder vertikale Richtung erfolgen oder aber der Strang durchläuft einen Kreisbogen. Außerdem werden je nach späterer Verwendung, Halbzeuge in unterschiedlichen Formaten wie etwa Knüppel oder Brammen produziert. [4]

1.1 Sekundärkühlzone

Der Bereich der Sekundärkühlzone schließt sich beim Stranggießen an die Kokille, auch Primärkühlzone genannt an. In diesem Teil des Prozesses wird der Stahl unter anderem durch den Einsatz von Spritzwasser möglichst kontrolliert bis zur vollständigen Durcherstarrung abgekühlt. Im Wesentlichen stellt das Stranggießen einen Prozess zur Entziehung von Wärmeenergie aus erstarrendem Metall dar, wobei etwa 40 – 90 % der gesamten Wärme in der Sekundärkühlzone entzogen wird. [1, 5]

Wie in **Abbildung 2** gezeigt, haben neben der Spritzwasserkühlung weitere Kühlmechanismen einen Anteil an der vollständigen Wärmeabfuhr. Der Kontakt zwischen Stützrolle und Strangoberfläche resultiert in einem relativ großen HTC, jedoch über eine geringe Kontaktfläche. Die Größe des HTC wird durch das Stützrolldesign und den Anpressdruck beeinflusst. Der Sprühstrahl weist üblicherweise, und in Abhängigkeit vom Düsendesign und den Betriebsparametern, eine wesentlich breitere Einflusszone auf. Außerdem kann beim Spritzwasserkühlen der HTC durch die Wahl geeigneter Düsenbetriebsparameter gut geregelt werden. Zwischen dem Sprühstrahl und den Stützrollen kommt es zur Wärmeabfuhr durch Strahlung und zu erzwungener Konvektion. Die erhöhte Konvektion entsteht durch das Aufwirbeln der Luft rund um die direkte Düseninflusszone. [6, 7] Neben den bereits genannten Kühlmechanismen kann es auch zur erhöhten Kühlung durch sogenanntes Lauf- oder Schwallwasser kommen. Wird die Strangoberfläche im vertikalen Anlagenteil oder im Kreisbogen mit Spritzwasser beaufschlagt, so fließt ein Teil des Wassers in Gießrichtung ab. An der nächsten Stützrolle wird das Schwallwasser aufgestaut, was schließlich zu einer erhöhten Wärmeabfuhr führt. [8]

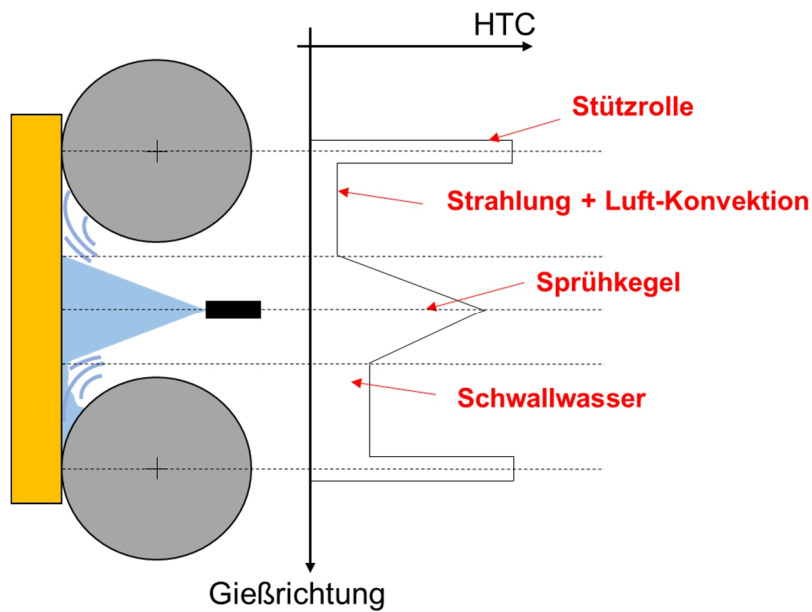


Abbildung 2: Mechanismen der Wärmeabfuhr in der Sekundärkühlzone

Simulationen mit dem Erstarrungsmodell Tempsimu-3D haben gezeigt, dass von der gesamten Wärmeabfuhr in der Sekundärkühlzone jeweils ca. ein Drittel auf die Spritzwasserkühlung, die Abkühlung durch den Kontakt mit Stützrollen sowie auf die Strahlung und Luft-Konvektion zurückzuführen ist. Ein Vergleich der Anteile der einzelner Kühlphänomene an der gesamten Wärmeabfuhr für eine milde („Soft Cooling“) und eine intensive Spritzwasserkühlung („Hard Cooling“) ist in **Abbildung 3** dargestellt.

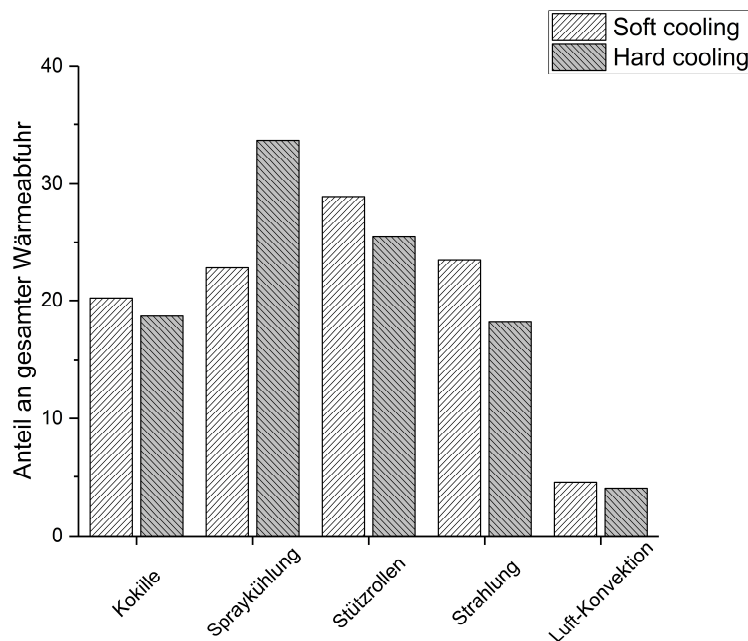


Abbildung 3: Anteil einzelner Kühlmechanismen an der gesamten Wärmeabfuhr

Ziel der Sekundärkühlung ist es, den Strang bis zur vollständigen Erstarrung kontrolliert abzukühlen und dabei starke Temperaturschwankungen zu vermeiden. Trotz optimaler Prozessregelung können während der Sekundärkühlung Schwankungen in der Oberflächentemperatur von bis zu 150 °C auftreten. Die dabei resultierenden, thermischen Spannungen überlagern sich bedingt durch den Anlagenaufbau mit unterschiedlichen mechanischen Belastungen. Abgesehen vom Vertikal- und Horizontalstranggießen treten im Stranggießprozess zwei Verformungsschritte mit hohen Dehnungen auf: Während des Biegens wird der Strang in einem Kreisbogen mit konstantem Radius, dem Gießbogenradius, gebogen. Nach einem Viertel des Kreisbogens muss der Strang durch den Richtvorgang zurück in die horizontale Richtung gezwungen werden. Zusätzlich zum Biegen und Richten kommt es zum Ausbauchen der Strangschale zwischen den Stützrollen. Der Grund dafür ist die Belastung der noch teilweise dünnen Schale durch den hydrostatischen Druck der Schmelze. Die beschriebenen Phänomene sind in **Abbildung 4** dargestellt. [9–12]

Biegen und Richten:

Ausbauchung:

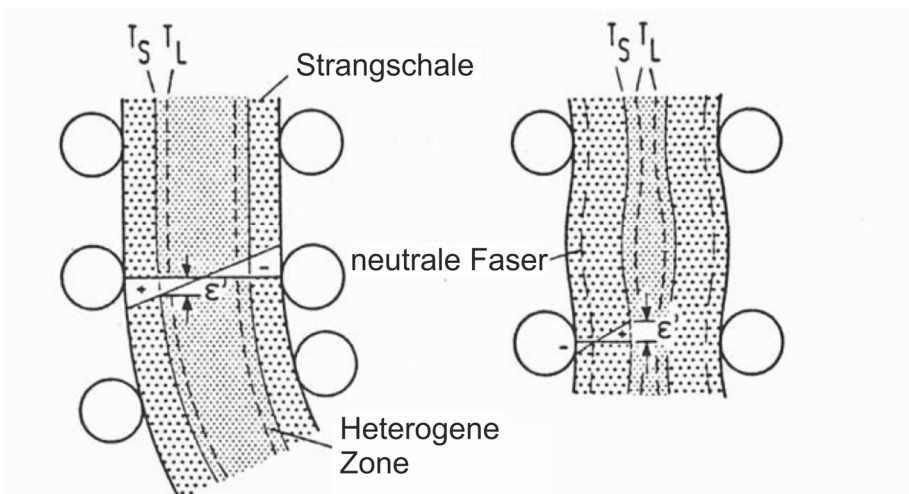


Abbildung 4: Verformung der Strangschale [9]

Durch verschiedene Mechanismen, welche in **Abbildung 5** zusammengefasst sind, entstehen während der Abkühlung bestimmter Stahlqualitäten Bereiche mit geringer Duktilität, sogenannte Duktilitätsminima. Der Stahl ist in diesen kritischen Temperaturbereichen besonders anfällig für die verformungsinduzierte Bildung von Rissen entlang der Korngrenzen. Um die Bildung von Gießfehlern zu verhindern, sollte das Biegen, Richten oder Ausbauchen nicht in diesen kritischen Temperaturbereichen erfolgen. [13]

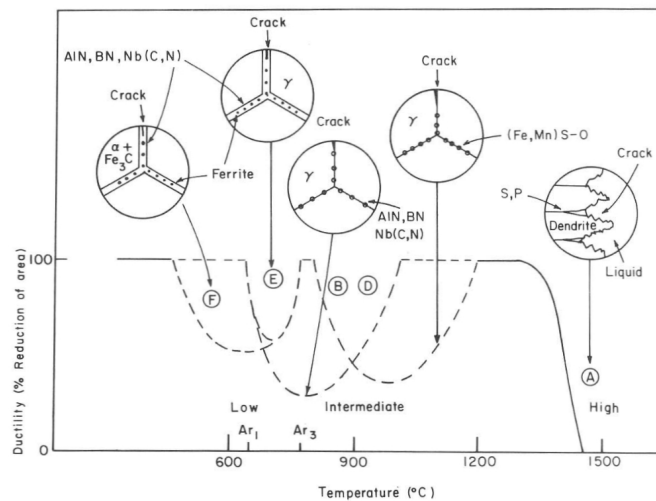


Abbildung 5: Duktilität über Temperatur [13]

Auch außerhalb der Duktilitätsminima kann starkes, lokales Abkühlen zu steilen Temperaturgradienten im Inneren der Strangschale führen, wodurch thermische Dehnungen an der Strangoberfläche induziert werden. Diese Dehnungen können kleine, bereits in der Kokille erzeugte Risse, weiter vergrößern. Das anschließende Wiedererwärmen kann hingegen Dehnungen unter der Oberfläche bis zur Erstarrungsfront erzeugen. Dadurch entstehen innere Risse in der Strangschale, wie z. B. Halbseitenrisse. Unsymmetrische Kühlung an den Kanten kann zusätzlich zur Ausbildung von Diagonalrissen führen. Zu geringes Kühlen nach der Kokille führt zum Ausbauchen der Strangschale, was wiederum in Triple-Point-Risse, Halbseitenrisse und Zentrumsrisse resultieren kann. Neben der Reduktion von Rissen kann durch gleichmäßige Kühlung auch die Bildung von Mittenseigerungen positiv beeinflusst werden. [6, 14–18]

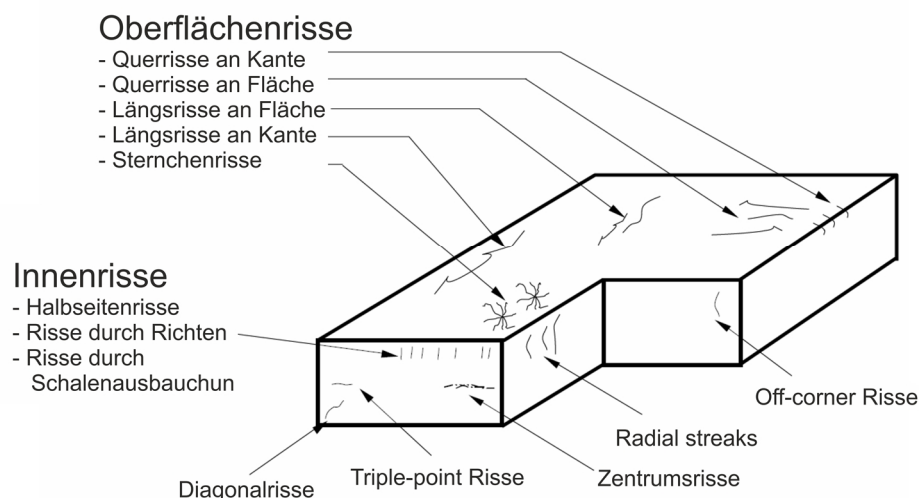


Abbildung 6: Formen der Rissausbildung beim Stranggießen von Stahl [6, 13]

Tabelle 1: Gießfehler durch unzureichende Sekundärkühlung [15, 16]

Risstyp	Ursache	Weitere Ursachen	Abhilfe
Knüppel			
Halbseitenrisse	Wiedererwärmung der Oberfläche nach Sprühkegel	Hohe Gießtemperatur; S und P > 0,02	Anpassung der Spritzwasserkühlung; Gießtemperatur und S, P-Gehalte verringern
Diagonalrisse	Asymmetrische Spritzwasserkühlung	Hohe Gießtemperatur und kleine Abmessungen [16]	Sicherstellung von symmetrischen Kühlbedingungen an allen vier Seiten
Brammen			
Querrisse	Ausscheidung von AlN und Richten bei Duktilitätsminimum	Stahlzusammensetzung (Al, Mn, Nb, V)	Anpassung der Spritzwasserkühlung zur Vermeidung des krit. Temperaturbereichs
Längsrisse	Starkes Kühlen nach Kokille, Ausbauchen	C Gehalte bei 0,12 %; hoher S-Gehalt; hohe Gießtemperatur; weites Gießformat; etc. [16]	Reduktion der Kühlleistung in der ersten Kühlzonen
Triple-Point-Risse	Ausbauchen	Niedriger Mn-Gehalt [16]	
Halbseitenrisse	Ausbauchen, Misalignment	Hohe Gießgeschwindigkeit; hoher S- und C-Gehalt	Rollenteilung überprüfen; Spritzwasserkühlung erhöhen, Gießgeschw. reduzieren
Zentrumsrisse	Ausbauchen	Hohe Gießgeschwindigkeit	Siehe oben
Zentrumseigerung	Ausbauchen	Hohe Gießgeschwindigkeit und -temperatur	Siehe oben, Reduktion der Gießtemperatur

1.1.1 Spritzwasserkühlung

Prinzipiell stehen unterschiedliche Varianten der Wasserkühlung mit Düsen zur Verfügung. In **Abbildung 7** werden die drei wesentlichen Methoden gezeigt. Beim Wasserstrahlkühlen wird bzw. werden ein oder mehrere Wasserstrahlen auf die zu kühlende Oberfläche gerichtet. Die hohe Wasserbeaufschlagung lässt die Temperatur unmittelbar auf niedrigste Werte sinken, wodurch sich kein Dampffilm mehr ausbildet. Neben dem Staupunkt ist die Belastung der Oberfläche durch Kühlwasser derart reduziert, dass die Bildung eines Dampffilms ermöglicht wird. Dadurch führt diese Methode zu einer sehr ungleichmäßigen Abkühlung des Materials. [19] Von Verdampfungskühlung wird bei niedrigen Wasserbeaufschlagungsdichten von $< 0,2 \text{ kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$ und sehr feinen Tropfengrößen gesprochen. Im Falle dieser Kühlmethode trifft so wenig Wasser auf, dass sich kein geschlossener Dampffilm ausbildet und alle auftreffenden Wassertropfen komplett verdampfen. Diese Tatsache macht die Verdampfungskühlung zu einer sehr effizienten Kühlmethode, bei der die maximal erreichbaren Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich von $400 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ liegen. Höhere Wassermengen führen schließlich zur Spritzwasserkühlung bei der sich eine stabile Dampfschicht zwischen Sprühwasser und heißer Oberfläche ausbildet. [20, 21]

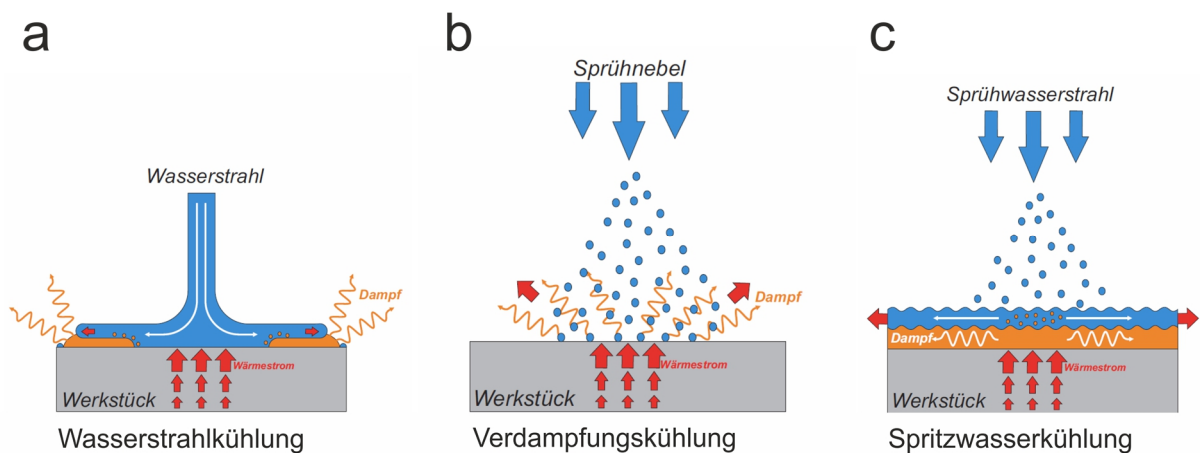


Abbildung 7: Kühlarten: (a) Wasserstrahlkühlung, (b) Verdampfungskühlung und (c) Spritzwasserkühlung [22]

Der Mechanismus der Wärmeabfuhr bei Spritzwasserkühlung mit hohen Temperaturen, wie sie beim Stranggießen auftreten, wird in **Abbildung 8** näher erläutert. Der Sprühstrahl erreicht hierbei die heiße Stahloberfläche und Teile des Kühlwassers verdampfen umgehend, wodurch sich ein stabiler Dampffilm ausbildet. Bereits Johann Gottlob

Leidenfrost (1715 – 1794) hat die Ausbildung dieses Films zwischen Wassertropfen und heißen Oberflächen beschrieben. [23] Später zeigte Shiro Nukiyama (1896 – 1983) in seiner Arbeit das Auftreten unterschiedlicher Siedephänomene in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur. Bei sehr hohen Temperaturen, oberhalb der sogenannten Leidenfrosttemperatur, tritt das stabile Filmsieden ein. Dabei bildet sich, wie von Leidenfrost beobachtet, ein Dampffilm zwischen Flüssigkeit und Oberfläche aus, welcher die Wärmeabfuhr maßgeblich beeinflusst. Der Film aus Wasserdampf wirkt isolierend, wodurch eine gleichmäßige und kontrollierte Abkühlung ermöglicht wird. [24]

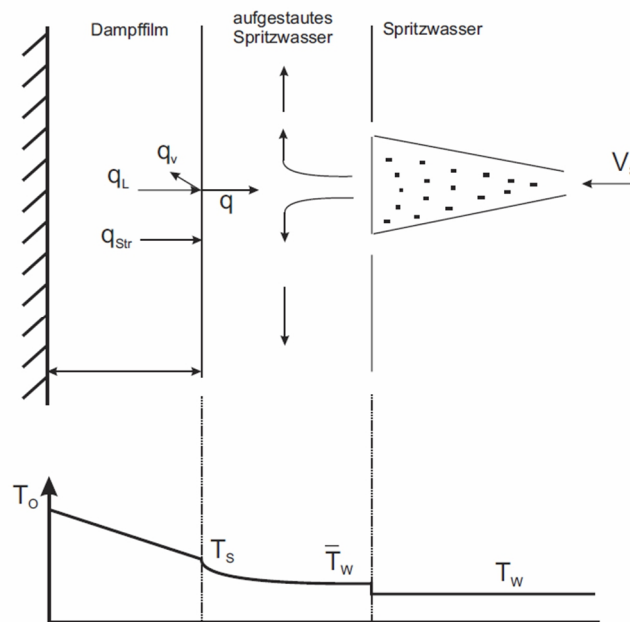


Abbildung 8: Mechanismus der Wärmeabfuhr bei der Spritzwasserkühlung heißer Oberflächen [1, 22]

Die Wärme des heißen Metalls wird in Form von Strahlung q_{Str} und Wärmeleitung q_L über den Dampf zum aufgestauten Spritzwasser transportiert. Mit **Gleichung (1)** lässt sich die dadurch transportierte Wärmemenge berechnen. [1]

$$\dot{q} = \frac{\lambda_d}{\delta} \cdot (T_{Obfl} - T_{Sieden}) + \varepsilon_{OW} \cdot \sigma \cdot (T_{Obfl}^4 - T_{Sieden}^4) \quad (1)$$

λ_d ... Wärmeleitfähigkeit Dampf [$Wm^{-1}K^{-1}$]

δ ... Dampfschichtdicke [m]

T_{Obfl} ... Oberflächentemperatur [$^{\circ}C$]

T_{Sieden} ... Siedetemperatur Wasser [$^{\circ}C$]

ε_{0W} ... Emissionskoeffizient [-]

σ ... Stefan-Boltzmann-Konstante [$Wm^{-2}K^{-4}$]

An der Grenzfläche zwischen aufgestautem Wasser und Dampffilm wird ein Teil des Spritzwassers verdampft und als Verdampfungsenthalpie q_v gebunden. Der andere Teil der Wärmemenge wird an das gestaute Wasser abgegeben und somit gilt für q auch **Gleichung (2)**.

$$\dot{q} = \alpha_W \cdot (T_{Sieden} - T_W) + \dot{m}_D \cdot \Delta h_v \quad (2)$$

α_W ... Wärmeübergangskoeffizient [$Wm^{-2}K^{-1}$]

T_W ... Wassertemperatur [$^{\circ}C$]

\dot{m}_D ... verdampfte Massenstromdichte [$kgm^{-2}s^{-1}$]

Δh_v ... Verdampfungsenthalpie von Wasser [Jkg^{-1}]

Der gesamte Wärmeübergang zwischen Spritzwasser und Stahloberfläche wird laut **Gleichung (3)** berechnet.

$$\dot{q} = \alpha_{ges} \cdot (T_{Obfl} - T_W) \quad (3)$$

α_{ges} ... Wärmeübergangskoeffizient zwischen Oberfläche und Spritzwasser [$Wm^{-2}K^{-1}$]

Aus **Gleichung (3)**, **Gleichung (1)** und **Gleichung (2)** ergeben sich schließlich folgende Zusammenhänge zur Berechnung des Wärmeübergangs zwischen Oberfläche und Spritzwasser.

$$\alpha_{ges} = \frac{\lambda_d}{\delta} \cdot \frac{(T_{Obfl} - T_{Sieden})}{(T_{Obfl} - T_W)} + \varepsilon_{OW} \cdot \sigma \cdot \frac{(T_{Obfl}^4 - T_{Sieden}^4)}{(T_{Obfl} - T_W)} \quad (4)$$

$$\alpha_{ges} = \alpha_W \cdot \frac{(T_{Sieden} - T_W)}{(T_{Obfl} - T_W)} + \dot{m}_D \cdot \frac{\Delta h_v}{(T_{Obfl} - T_W)} \quad (5)$$

Im Bereich der stabilen Filmverdampfung hängt der Wärmeübergangskoeffizient durch Spritzwasserkühlung im Wesentlichen von der Wasserverteilung ab; also der Menge an Wasser, welche auf der Oberfläche auftrifft. [25] Die Ausprägung der Wasserverteilung hängt wiederum mit den Düsenbetriebsparametern zusammen. Zu diesen Parametern zählen der Wasserdurchfluss $V(H_2O)$ und Wasserdruck $p(H_2O)$, der Luftdurchfluss $V(AIR)$ und Luftdruck $p(AIR)$ und der Abstand zwischen Düsen Spitze und Oberfläche. Ein weiterer Einfluss auf den Wärmeübergang wird der Tropfengeschwindigkeit, dem Tropfendurchmesser sowie der Wassertemperatur und -zusammensetzung zugeschrieben. [24–27] Neben den Auswirkungen der Düsenbetriebsparameter wurden auch Einflüsse der Oberflächenbeschaffenheit festgestellt. [28–31]

In **Abbildung 9** wird das Spritzwasserkühlen schematisch dargestellt und alle wesentlichen Parameter mit Einfluss auf den HTC werden aufgelistet.

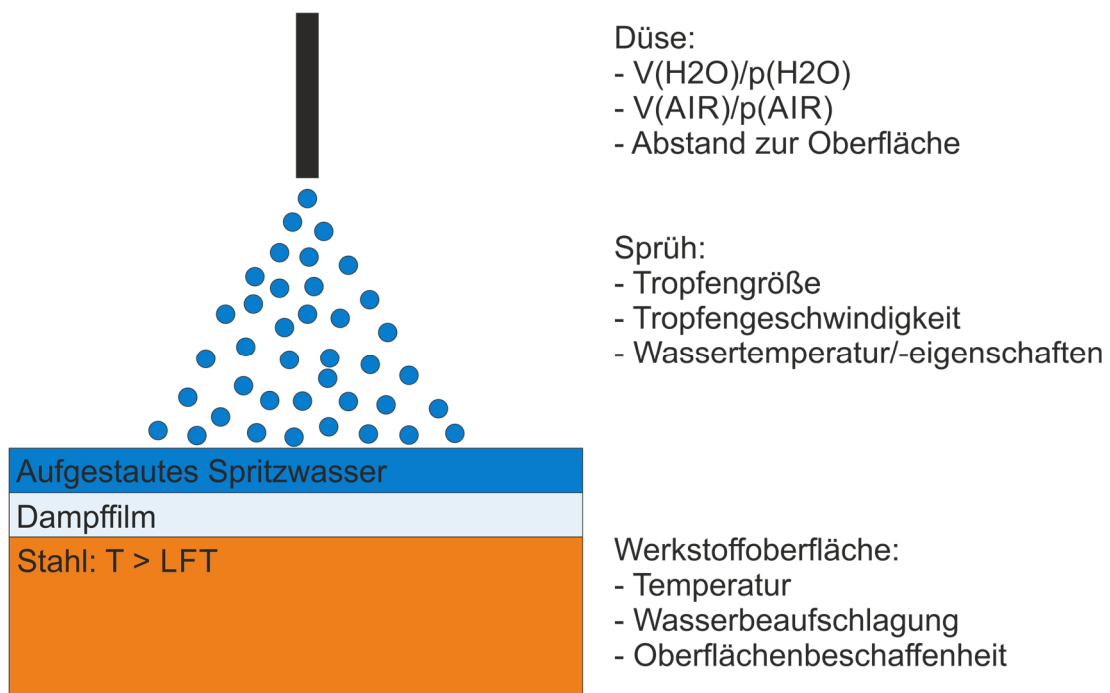


Abbildung 9: Einflussfaktoren auf die Kühlintensität

Die Kühlung in der Sekundärkühlzone kann flexibel ausgeführt werden und erlaubt eine gute Anpassung an die Gießbedingungen. Sie kann je nach Position, Gießformat oder Stahlqualität als Einstoffkühlung, also nur mit Hilfe von Wasser als Kühlmedium, oder als Zweistoffkühlung mittels einem Gemisch aus Wasser und Luft ausgeführt werden. In einigen Fällen kann die Kühlung auch trocken, also ohne den Einsatz von Wasser erfolgen. Bei breiten Gießformaten, z. B. beim Brammenstranggießen, werden mehrere Düsen nebeneinander platziert. Eventuell entstehende Minima oder Maxima über die Breite der Wasserverteilung werden durch Sprühkegelüberlappung vermindert. In Gießrichtung werden Spitzen in der Wasserverteilung durch eine abwechselnd, versetzte Düsenpositionierung ausgeglichen. Außerdem können mehrere Versorgungskreisläufe verwendet werden, um einzelne Düsen besser zu kontrollieren. In **Abbildung 10** wird gezeigt, wie die Kantenkühlung bei verändertem Gießformat durch gezieltes Abschalten der Randdüsen verringert wird. [1, 32, 33]

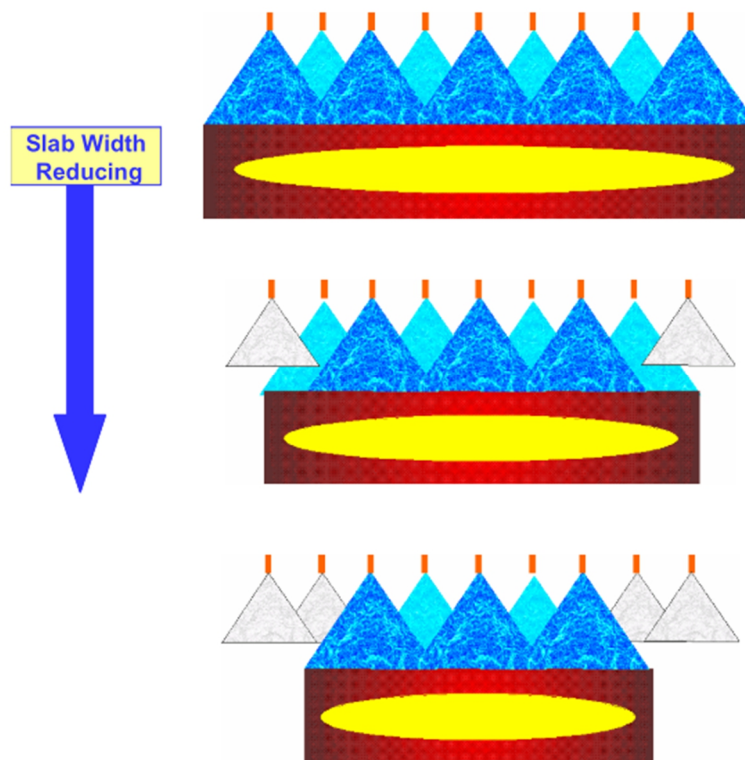


Abbildung 10: Anpassung der Kantenkühlung bei Gießbreitenänderung [33]

1.1.2 Stützrollen

Die Stützrollen in einer Stranggießanlage werden zur Führung des erstarrenden Strangs benötigt. Zusätzlich wird dem Strang über den Rollenkontakt eine nicht unerhebliche Menge

an Wärme entzogen. Die Bauform der Rollen kann über die Intensität der Kühlung entscheiden. Neben solide ausgeführten Stützrollen werden auch die in **Abbildung 11** gezeigten innengekühlten Rollen und Revolver-Stützrollen eingesetzt. [12, 34, 35]

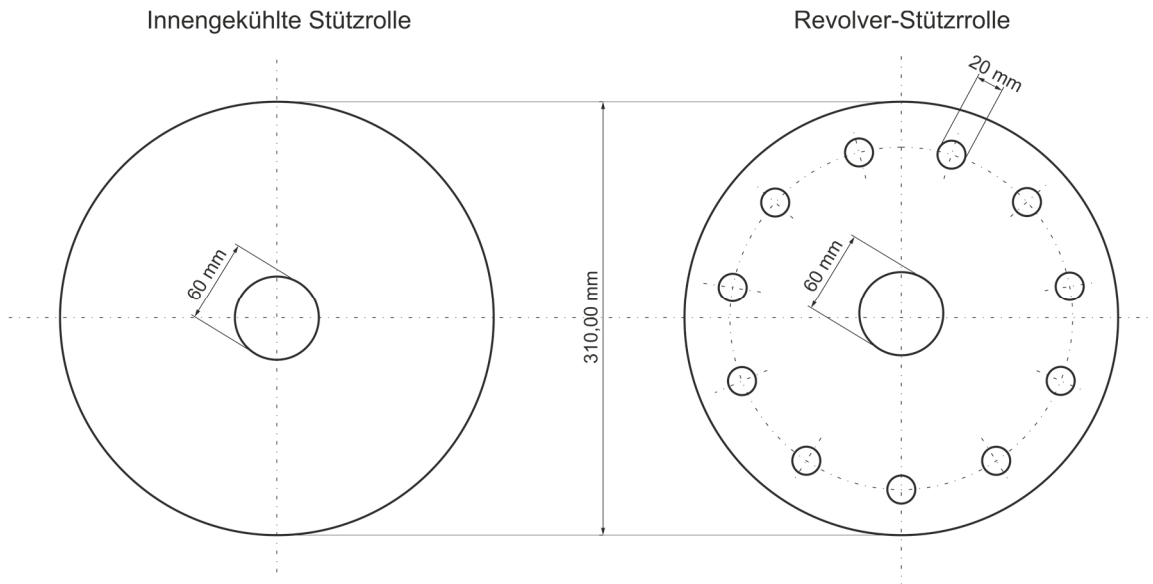


Abbildung 11: Beispiel für innengekühlte Stützrolle und Revolver-Stützrolle [35]

1.1.3 Strahlung

Überall dort, wo kein Spritzwasser oder keine Stützrolle in Kontakt mit der Strangoberfläche steht, wird Wärme durch Wärmestrahlung abgeführt. Der Wärmeübergangskoeffizient für Strahlung wird laut **Gleichung (6)** berechnet. [6]

$$HTC_{Str} = \sigma \cdot \varepsilon_{Stahl} \cdot (T_{Obfl} + T_{Umgebung}) \cdot (T_{Obfl}^2 + T_{Umgebung}^2) \quad (6)$$

1.2 Erstarrungssimulation

Erstarrungssimulationen sind ein überaus wichtiges Werkzeug zur Vorhersage von Temperaturen und Schalenwachstum während des Stranggießprozesses. Informationen über das Schalenwachstum und hier vor allem über den Punkt der Enderstarrung, sind wesentlich für die Verwendung von „Soft Reduction“. [5] Da beim Stranggießen eine Reihe unterschiedlicher Phänomene auftreten, stellt die Modellierung des gesamten Prozesses ein äußerst komplexes Problem dar, welches mit unterschiedlichen Methoden gelöst werden kann. [5, 7, 36–41]

Den Kern aller Erstarrungsmodelle stellt die Wärmeleitungsgleichung in **Gleichung (7)** dar: [42]

$$\rho \cdot c_p \cdot V \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \cdot \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \cdot \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S \quad (7)$$

ρ ... Dichte des erstarrenden Werkstoffs [kgm^{-3}]

c_p ... Wärmekapazität des erstarrenden Werkstoffs [$\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$]

λ ... Wärmeleitfähigkeit des erstarrenden Werkstoffs [$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$]

V ... Volumen der Gitterzelle [m^3]

T ... Temperatur in der Gitterzelle [$^{\circ}\text{C}$]

S ... Quellterm [W]

Zur akkuraten Lösung dieser Gleichung sind möglichst exakte thermophysikalische Daten notwendig. An den Rändern der Simulationsdomäne sind zusätzlich genaue Randbedingungen essentiell. Für Wärmeleitungsprobleme werden die Randbedingungen in einer der folgenden Formen angewendet: [42]

- Gegebene Randtemperatur (1. Art)
- Gegebene Wärmestromdichte (2. Art)
- Wärmestromdichte mittels Wärmeübergangskoeffizient und Temperatur des umgebenden Fluides (3. Art)

Neben den unterschiedlichen Typen wird auch zwischen lokalen und gemittelten Randbedingungen unterschieden. Für Modelle zur Regelung von Anlagen in Echtzeit ist eine geringe Rechenzeit unumgänglich. Die Beschleunigung der Simulation kann durch Verwendung von über die Gießrichtung gemittelten Randbedingungen erreicht werden. Modelle zur exakten Analyse von Gießparametern und deren Einfluss auf die Gießqualität verwenden hoch aufgelöste, lokale Randbedingungen. In diesem Fall wird eine hohe Rechenzeit zugunsten genauer Ergebnisse in Kauf genommen. [7]

1.3 Zusammenfassung

Die Spritzwasserkühlung in der Sekundärkühlzone ist für etwa ein Drittel der gesamten Wärmeabfuhr während des Stranggießprozesses verantwortlich und stellt somit, neben der Wärmestrahlung und der Wärmeabfuhr durch Stützrollen, den wichtigsten Kühlmechanismus dar. Bei hohen Oberflächentemperaturen, wie sie beim Stranggießen üblich sind, bildet sich eine isolierende Dampfschicht zwischen Strangoberfläche und Spritzwasser aus. Die Wärmeabfuhr wird durch diesen Dampffilm maßgeblich beeinflusst. Er macht gleichmäßige Kühlmuster möglich und führt zu einer guten Regelbarkeit der Wasserkühlung. Es stehen eine Vielzahl an Parametern zur Verfügung, um die Kühleigenschaften auch während des Gießprozesses anzupassen. Diese Flexibilität ist wichtig, um diverse Gießfehler zu verringern oder gar zu vermeiden.

Der verwendete Düsenmessstand erlaubt eine exakte Steuerung der Betriebsparameter und eignet sich so für die systematische Untersuchung der Kühlung. Die ermittelten Werte helfen anschließend bei der Beschreibung der Sekundärkühlzone in Erstarrungsmodellen, einem wichtigen Werkzeug bei der Untersuchung des Gießprozesses.

2 Experimentelle Methoden

Für die Charakterisierung der Spritzwasserkühlung ist eine Vielzahl experimenteller Methoden notwendig. Die Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten (HTC) bzw. der Wärmestromdichte steht dabei im Mittelpunkt. Grundsätzlich kann die Messung des HTC durch Spritzwasserkühlung mit Hilfe von zwei Methoden erfolgen: [25]

- Stationär: Bei stationärer Versuchsführung wird ein Prüfkörper über die gesamte Versuchsdauer auf konstanter Temperatur gehalten. Durch die Wasserbeaufschlagung wird Wärme aus dem Material entzogen, wodurch die notwendige Heizleistung ansteigt. Aus der gemessenen Leistung zur Einstellung der konstanten Temperatur kann anschließend die Wärmestromdichte berechnet werden.
- Instationär: Zur Durchführung instationärer Versuche wird ein Prüfkörper auf die gewünschte Versuchstemperatur erhitzt und anschließend mit Spritzwasser gekühlt. Die Heizung ist dabei deaktiviert, wodurch die Temperatur kontinuierlich absinkt.

Mit der stationären Versuchsführung können Wärmeübergangskoeffizienten bei einzelnen Temperaturen relativ schnell ermittelt werden. Die instationäre Methode dauert länger, erlaubt jedoch die Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten über einen weiten Temperaturbereich. [25]

Eine weitere wichtige Messung stellt die Bestimmung der Wasserverteilung (WVT) dar. Durch das Auffangen des Spritzwassers in definierten Messbehältern kann die Wasserbeaufschlagungsdichte (WID) bestimmt werden. Ein weiterer Ansatz zur Ermittlung der Wasserverteilung ist die Messung des Wasserbeaufschlagungsdrucks (WIP) mittels Drucksensoren.

Zusätzlich zur Wasserverteilung kann die Messung der Tropfeneigenschaften (Tropfendurchmesser und Tropfengeschwindigkeit) zur Beurteilung der Spritzwasserkühlung beitragen. Dazu werden üblicherweise Verfahren, wie etwa die Laserdiffraktometrie oder Shadowgrafie, angewendet. [43, 44]

Für die vorliegende Arbeit wurden WVT, HTC und Tropfeneigenschaften im sogenannten Düsenmessstand (DMS) der Montanuniversität Leoben ermittelt. Der schematische Aufbau des Versuchsstands wird in **Abbildung 12** dargestellt.

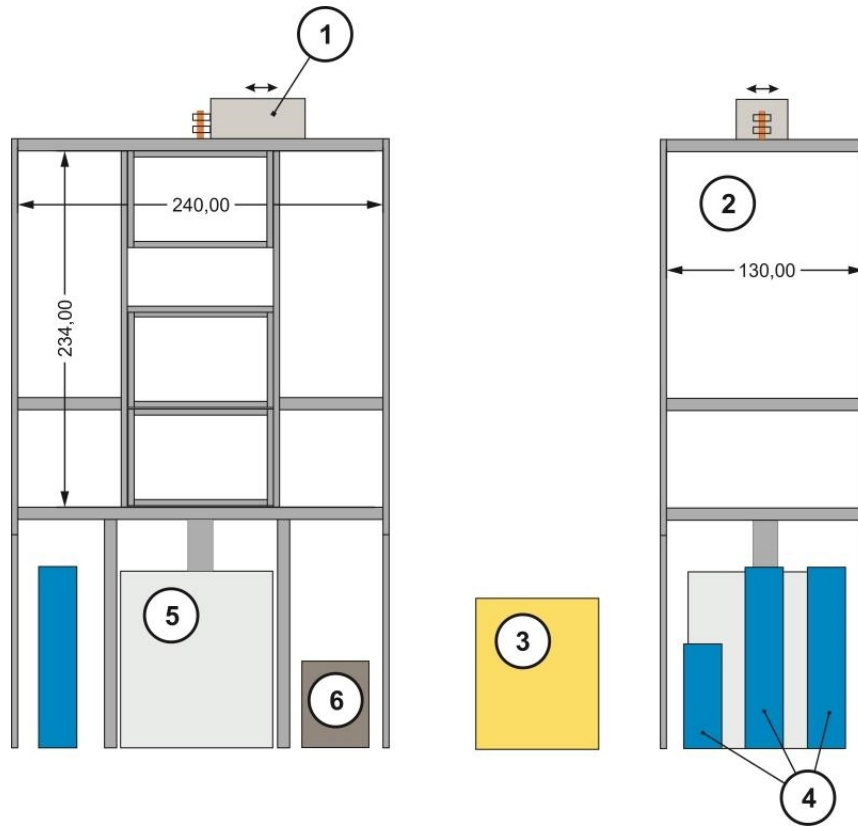


Abbildung 12: Schematischer Aufbau des Düsenmessstands mit den wichtigsten Komponenten

In der Messkammer (2) des DMS können bis zu zwei Ein- oder Zweistoffdüsen unabhängig voneinander betrieben werden, d. h. es stehen jeweils zwei Versorgungsleitungen für Luft und Wasser zur Verfügung. Die Versorgung mit Luft wird durch einen Kompressor (3) und einen Druckluftspeicher sichergestellt. Wasser wird mit Pumpen (4) aus einem Tank (5) mit einem Fassungsvermögen von 1000 l zur Düse befördert. In den Versorgungsleitungen sind Durchflussregler und Druckmesssensoren zur Regelung bzw. Aufzeichnung der Düsenparameter installiert. Am oberen Ende der Messkammer befindet sich eine induktive Heiz- und Verschiebeeinheit (1). Die eingesetzte Kupferspule besitzt eine Innenkühlung, welche durch ein Kühlaggregat (6) mit Kühlflüssigkeit versorgt wird. Die erzeugten Messdaten fließen in der Bedieneinheit zusammen, wo auch die Regelung des Luft-/Wasserdurchflusses und der Temperatur erfolgt. Zur Erzeugung und Messung bzw. Regelung der Düsenparameter werden die in **Tabelle 2** und **Tabelle 3** gelisteten Geräte verwendet.

Tabelle 2: Verwendete Geräte zur Erzeugung der Düsenbetriebsparameter

Bauteil	Bezeichnung	Betriebsbereich
Vertikale Kreiselpumpe	dp pumps – DPVF 2/30 B	< 1,2 m ³ /h
Schraubenkompressor	Kaeser – SK19	< 13 bar

Tabelle 3: Verwendete Messsensoren zur Regelung der Düsenbetriebsparameter

Messgröße	Bezeichnung	Messprinzip	Messbereich	Messtoleranz
Wasserdurchfluss	Omega – FMG-72-A-G	Magnetisch-induktiv	0-60 l/min	± 2 % vom MEW *)
Luftdurchfluss	M+W Instruments – Mass Stream D-6300	Thermisch	8-400 l _n /min	± 0,5 % vom MW *) ± 0,1 % vom MEW *)
Wasser- /Luftdruck	JUMO – Midas	Messumformer	0-40 bar	± 0,5 % vom MEW *)

*) MEW ... Messendwert; MW ... Messwert

2.1 Düsen und Düsenbetriebsparameter

In dieser Arbeit wurden Ein- und Zweistoffdüsen des Industriepartners voestalpine Stahl GmbH vermessen. Die Kühlleistung der Spritzwasserkühlung kann nicht nur durch Wahl des Wasser- und Luftdurchflusses, sondern auch durch die Abstände zwischen der Düse und der zu kühlenden Oberfläche (Nz) und vom Abstand einer Düse zur nächsten (Nx) beeinflusst werden. Um die gesamte Sekundärkühlzone der untersuchten Anlage abzubilden, wurden Betriebsparameter aus verschiedenen Kühlprogrammen für Versuche ausgewählt. Zur Komplettierung des Verständnisses über die Auswirkungen einzelner Parametervariationen wurden zusätzliche Parameter ausgewählt. In **Tabelle 4** werden die gewählten Parameterbereiche für den Düsenabstand Nz, den Wasserdurchfluss V(H₂O), den Luftdurchfluss V(AIR), den Wasserdruck p(H₂O) und den Luftdruck p(AIR) für jede Kühlzone der Anlage aufgelistet.

Tabelle 4: Übersicht über verwendete Düsenparameter der einzelnen Kühlzonen

Zone	Abstand Nz mm	V(H ₂ O) l/min	V(AIR) l _n /min	p(H ₂ O) bar	p(AIR) bar
1S	130	6-16,9	0	0,8-4,3	0
1I	180	2,9-10,9	0	0,9-9,4	0
2I, 3I	240	2,1-10,2	165-270	1-3,9	1,3-2,5
4I	240	1,5-7,4	70-160	0,9-4,4	1,3-2,5
5I	205-415	2,8-20,4	75-190	0,9-5,2	1,3-2,7
6I	205-415	2,3-17	90-190	1-6,1	1,3-2,7
7I, 8I, 9I	205-415	0,5-10,4	70-230	1,2-7	1,3-2,7

Im Allgemeinen erfolgt die Regelung des Sprühstrahls entweder über den Wasser- bzw. Luftdurchfluss oder über den Wasser- bzw. Luftdruck. Im Fall des DMS wird der Durchfluss als Regelgröße genutzt und der Druck mit einfachen Sensoren aufgezeichnet. Der Durchfluss sowie der Druck in Rohrleitungen können nicht oder nur schwer getrennt voneinander geregelt werden. In zweiphasigen Rohrströmungen, wie etwa bei Wasser-Luft Gemischen besteht daher immer ein Zusammenhang aus den vier folgenden Düsenbetriebsparametern: [45, 46]

- Wasserdurchfluss V(H₂O)
- Wasserdruck p(H₂O)
- Luftdurchfluss V(AIR)
- Luftdruck p(AIR)

D. h. ändert man z. B. den Wasserdurchfluss, ändert sich der Wasserdruck und da die Luftströmung mit jener des Wassers gekoppelt ist, ändern sich auch der Luftdurchfluss und der Luftdruck. Um den Zusammenhang dieser Parameter zu veranschaulichen, bedient man sich sogenannter Druck-Mengen-Diagramme. In **Abbildung 13** wird ein solches Diagramm für eine der vermessenen Düsen gezeigt. Bei der Planung und Umsetzung des DMS wurden die messtechnischen Grundlagen zur Messung der Betriebsparameter eingehalten. Dazu gehören korrekte Ein- und Auslauflängen vor der Messgeräten sowie die Vermeidung des engsten Querschnitts im Verlauf der Rohrleitung. Das Druck-Mengen-Diagramm ist also weitgehend von der Düsengeometrie abhängig.

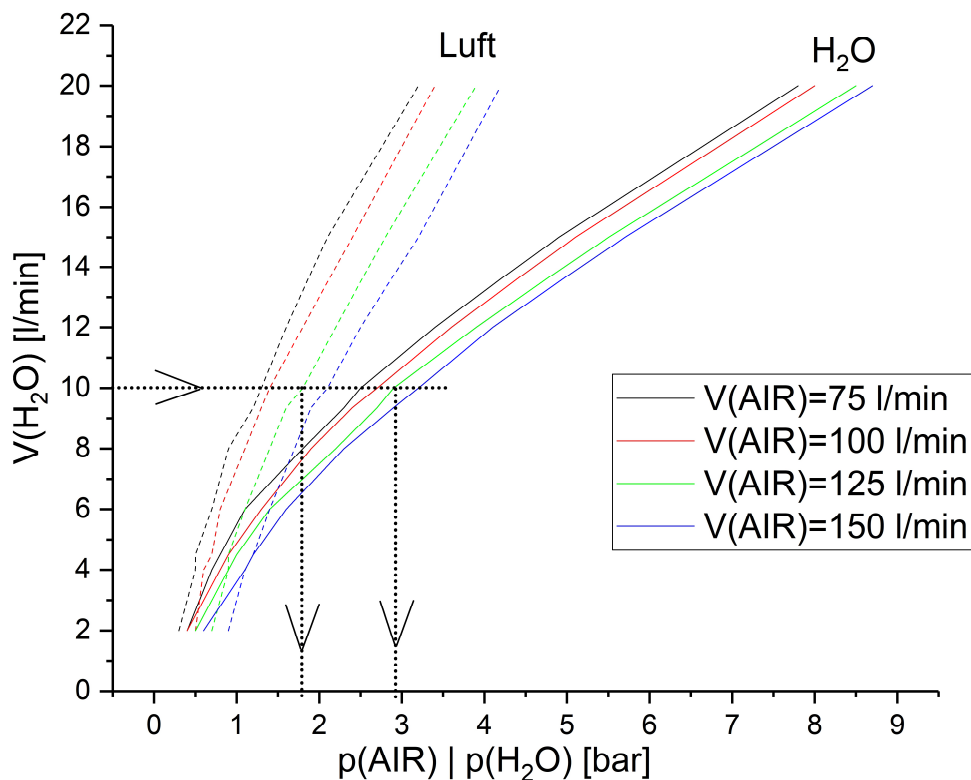


Abbildung 13: Düsenkennlinie der Düse vaSL 61

Das in **Abbildung 13** eingezeichnete Beispiel zeigt, welche Luft- und Wasserdrücke resultieren, wenn die untersuchte Düse auf einen Wasserdurchfluss von $V(\text{H}_2\text{O}) = 10 \text{ l/min}$ und einen Luftdurchfluss von $V(\text{AIR}) = 125 \text{ l}_n/\text{min}$ geregelt wird. Bei diesen Regelparametern ergibt sich ein Wasserdruck $p(\text{H}_2\text{O})$ von knapp 3 bar und ein Luftdruck $p(\text{AIR})$ von 1,8 bar.

2.2 Messung der Wasserverteilung

In **Abbildung 14** wird der schematische Versuchsaufbau zur Messung der Wasserverteilung im DMS gezeigt. Die WVT gibt an, mit welcher Wassermenge eine Querschnittsfläche der Messebene durch eine Spritzwasserdüse beaufschlagt wird. Zur Bestimmung der Verteilung wird eine bzw. werden zwei Düsen in der Messkammer montiert, sodass die Düsenspitze nach unten in Richtung eines Messrasters zeigt. Das Raster besteht aus 7 Messrasterebenen, wiederum bestehend aus je 100 Zellen. Die Zellen besitzen eine quadratische Öffnung mit einer Seitenlänge von 10 mm, wodurch sich ein Messbereich von

70x1000 mm ergibt. Für die Flachstrahldüsen der untersuchten Anlage reichte die Anzahl der Messzellen aus. Sollten die Sprühkegel der eingebauten Düsen größer sein, kann das Raster beliebig erweitert werden. Sind konstante Düsenbetriebsparameter erreicht, wird das Raster in Messposition verschoben und nach einer definierten Messdauer wieder aus der Messkammer entfernt.

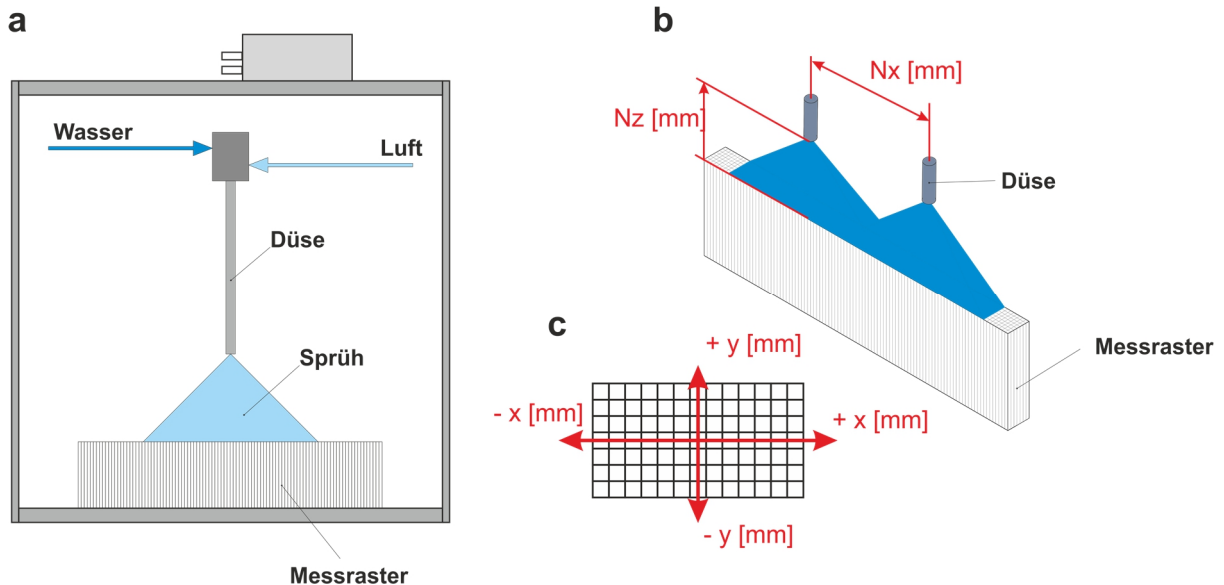
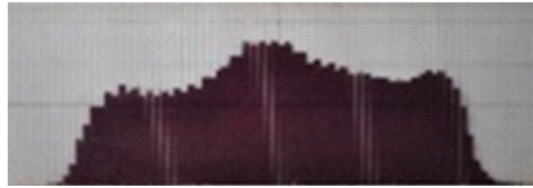


Abbildung 14: a) Schematischer Versuchsaufbau zur Bestimmung der Wasserverteilung; b) Detail des Messvorgangs; c) Messraster in der Draufsicht

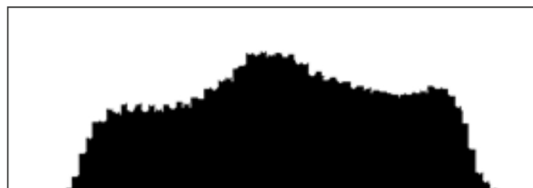
2.2.1 Auswertung

Die Auswertung der Wasserverteilung erfolgt durch digitale Bildverarbeitung in einem dafür entwickelten Matlab-Programm. Die einzelnen Messrasterebenen werden zuerst getrennt abfotografiert und anschließend in die Software eingelesen. Ein Beispiel für eine solche Aufnahme und ihre Auswertung wird in **Abbildung 15** gezeigt. Das Matlab-Programm erkennt die violette Farbe des Spritzwassers und wandelt das Foto in eine schwarz-weiß Darstellung um. Spritzwasser wird schwarz, leere Bereiche in den Messzellen werden weiß, dargestellt. Leichte Unterschiede in der Spritzwasserfarbe können mittels Anpassung des Grenzwerts für die Umwandlung durchgeführt werden. Mit Hilfe der Messdauer wird anschließend die Wasserbeaufschlagung in ml/min berechnet und in Form einer Excel-Tabelle abgespeichert.

Aufnahme:



Aufbereitung mit Matlab:



Ausgewertete Wasserbeaufschlagung
einer Messrasterebene:

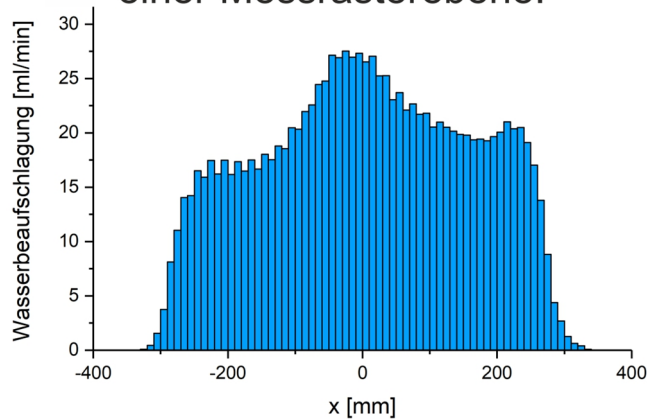


Abbildung 15: Ablauf der Auswertung gemessener Wasserverteilungen; $N_z = 205 \text{ mm}$; $V(\text{H}_2\text{O}) = 4,5 \text{ l/min}$; $p(\text{AIR}) = 1,3 \text{ bar}$; $L/W = 36 \text{ l/l}$

Nachdem alle Messrasterebenen laut dem gezeigten Ablauf ausgewertet sind, werden sie in der richtigen Reihenfolge zusammengefügt und von der Wasserbeaufschlagung (ml/min) in die Wasserbeaufschlagungsdichte WID ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$) konvertiert. Im Zuge der Umrechnung wird zwischen den gemessenen Werten linear interpoliert, wodurch eine Darstellung wie in **Abbildung 16** entsteht.

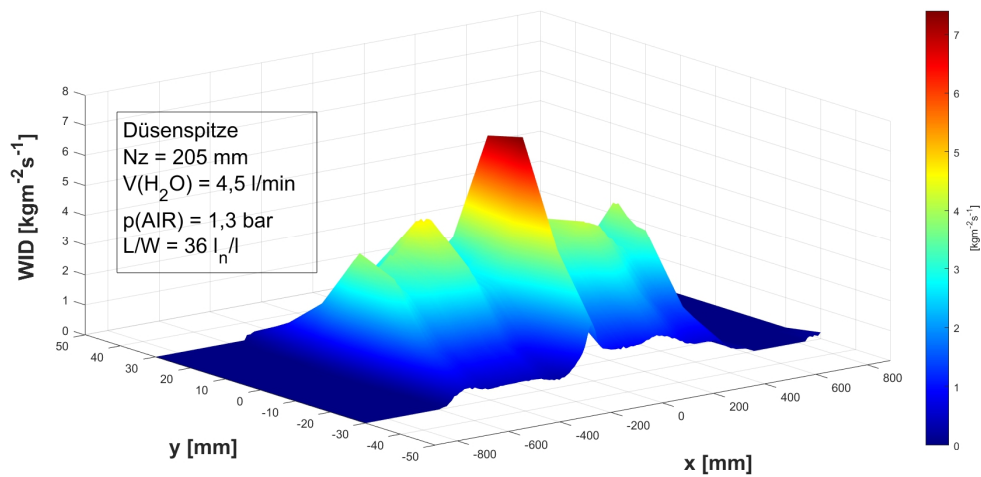


Abbildung 16: Interpolierte Wasserverteilung einer Zweistoffdüse

Zur Feststellung der Wiederholgenauigkeit des beschriebenen Mess- und Auswerteverfahren wurden Wiederholungsmessungen bei jeweils den gleichen Düsenparametern durchgeführt. Das Resultat der Messserie, mit dem Mittelwert und der Standardabweichung, wird in **Abbildung 17** dargestellt.

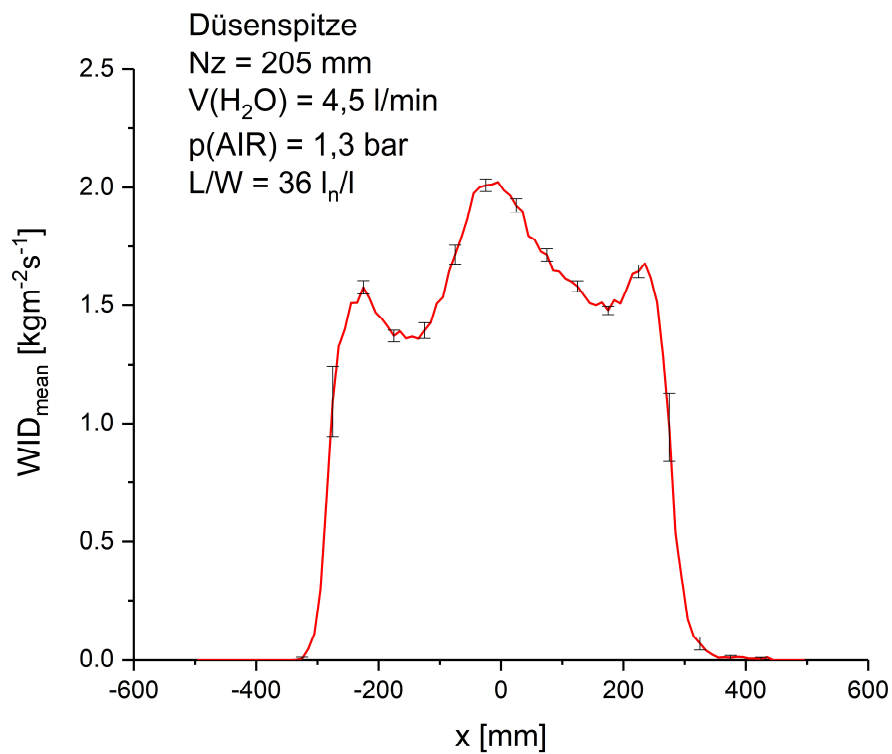


Abbildung 17: Mittelwert und Standardabweichung einer Wasserverteilungsmessung

2.3 Messung der Wärmeübergangskoeffizienten

Der Messaufbau zur Bestimmung des HTC wird in **Abbildung 18** erläutert. Bei dieser Messung wird die Düse mit Sprührichtung nach oben in der Messkammer positioniert, wodurch der Sprühstrahl einen zylindrischen Prüfkörper aus austenitischem Stahl erreicht. Als Prüfkörperwerkstoff wurde ein hochlegierter, austenitischer Chrom-Nickel Stahl (Böhler H525) gewählt. Dieser weist selbst bei Temperaturen von 1200 °C sehr niedrige Verzunderungsraten auf wodurch mögliche Zundereinflüsse auf den Wärmeübergangskoeffizienten ausgeschlossen werden. Ein Nachteil dieses Werkstoffs ist allerdings der niedrige Schmelzpunkt, welcher die maximale Versuchstemperatur auf 1250 °C beschränkt. Im Bereich der stabilen Filmverdampfung ist der Wärmeübergang vom Material unabhängig und somit lassen sich die ermittelten Werte auf alle anderen Stahlqualitäten anwenden. [47]

Im Inneren des Zylinders zeichnen drei über die Höhe versetzte Thermoelemente den zeitlichen Verlauf der Temperatur auf. Im Falle dieser handelt es sich um PtRh10%-Pt Mantelthermoelemente (Typ S) mit einer Messtoleranz von etwa 2,5 °C. Um die spätere Auswertung der Messdaten zu vereinfachen, werden die Zylindermantelfläche und die obere Stirnfläche mit mehreren Schichten hitzebeständiger Fasermatten isoliert. Dadurch entsteht ein annähernd eindimensionales Problem, bei dem die Wärme zum Großteil über die Versuchsfläche an das auftreffende Kühlwasser abgegeben wird.

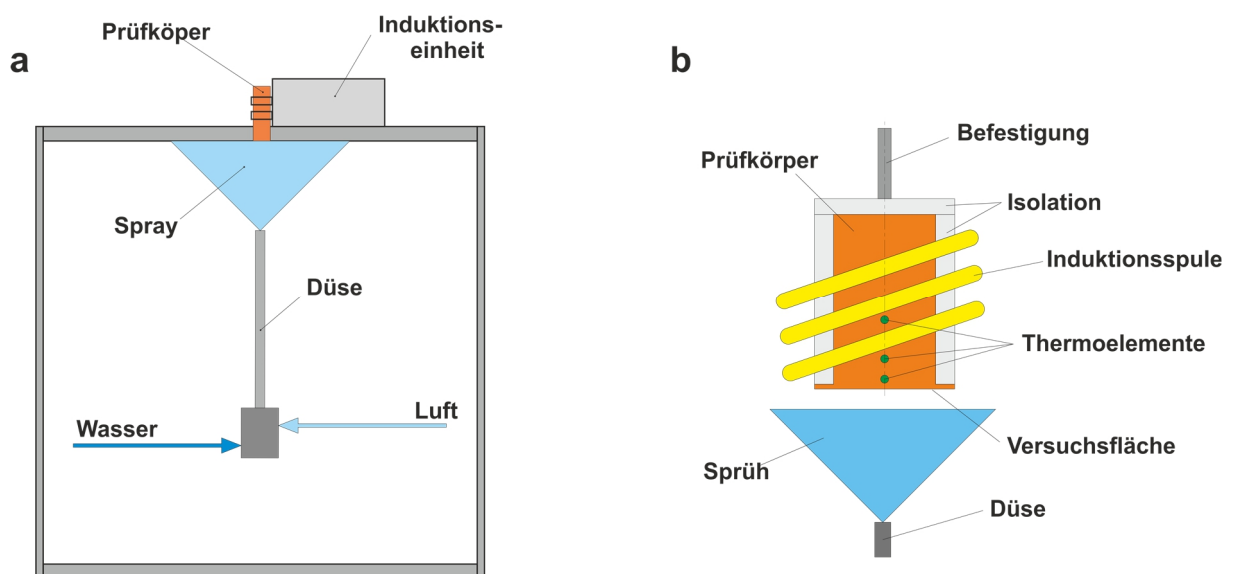


Abbildung 18: (a) Schematischer Versuchsaufbau zur Bestimmung der HTC; (b) Aufbau des Prüfkörpers

Grundsätzlich wird am DMS zwischen zwei Versuchsarten unterschieden, welche in **Abbildung 19** gezeigt werden.

Im statischen Versuch wird der Prüfkörper an die gewünschte Position im Sprühkegel verschoben und während des Versuchs nicht bewegt. Zu Beginn des Versuchs wird der Sprühstrahl abgelenkt, um das Aufheizen des Prüfkörpers nicht zu beeinflussen. Nach Erreichen aller Betriebsparameter, wird die Ablenkung entfernt und der Prüfkörper mit konstanter Wasserbeaufschlagungsdichte gekühlt. Diese Versuche dienen der Ermittlung des Einflusses der Oberflächentemperatur auf den Wärmeübergangskoeffizienten. Die Wasserbeaufschlagungsdichte bleibt bei konstanten Düsenparametern unverändert.

Im dynamischen Versuch wird der Prüfkörper mit definierter Geschwindigkeit durch den Sprühstrahl bewegt. Das Aufheizen erfolgt außerhalb des Wirkungsbereichs des Sprühkegels, d. h. eine Ablenkung des Strahls ist in diesem Fall nicht notwendig. Der dynamische Versuch liegt näher am tatsächlichen Abkühlvorgang in der Sekundärkühlzone, bei dem der Strang durch die einzelnen Sprühkegel bewegt wird. Diese Art des Versuchs dient zur Generierung großer Mengen an Datentripel zur Ermittlung des Zusammenhangs zwischen WID, T_{Obfl} und HTC.

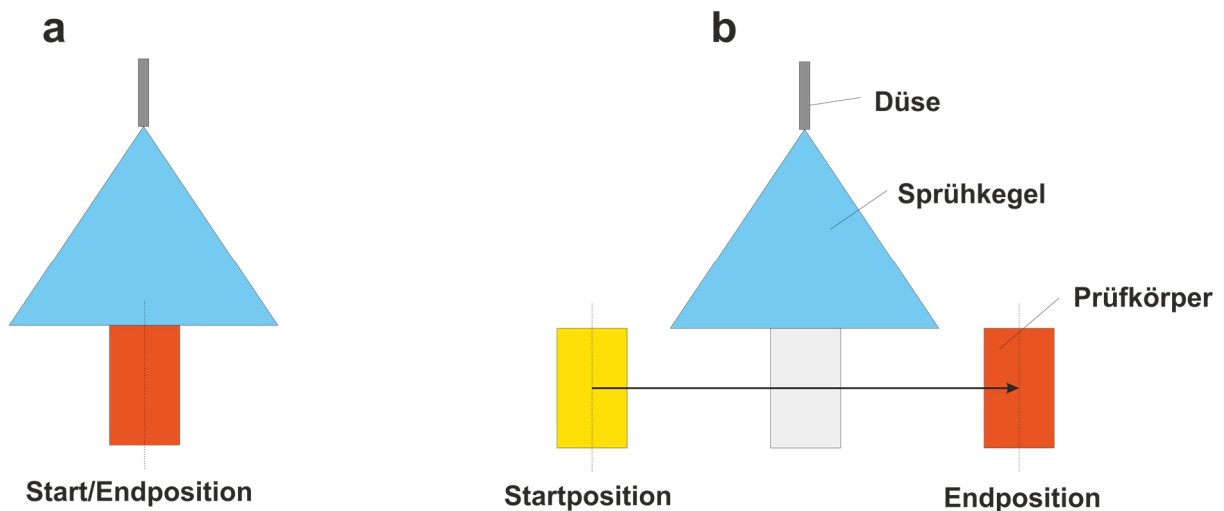


Abbildung 19: a) Statischer und b) dynamischer Versuchsablauf

Zusätzlich zu den eigentlichen Versuchen werden zu Beginn jeder Messserie und nach jeweils 6-10 Messungen zwei sogenannte Rekalibrationen durchgeführt. Dabei wird der Prüfkörper auf die gewünschte Starttemperatur aufgeheizt und ohne Wasserbeaufschlagung nur über Strahlung und natürliche Konvektion gekühlt. Der Vergleich der Rekalibrationskurven dient anschließend der Ermittlung des Prüfkörperzustands, um eine ausreichende Messgenauigkeit sicherzustellen.

2.3.1 Auswertung

In klassischen Wärmeleitungsmodellen werden Anfangs- und Randbedingung vorgegeben und die Temperaturverläufe im Berechnungsraum errechnet. [42] Wird diese Rechnung umgekehrt, also die Randbedingung aus dem zeitlichen Temperaturverlauf errechnet, wird von einem inversen Wärmeleitungsmodell gesprochen. Die Auswertung von HTC Messungen stellt somit die Lösung eines solchen inversen Wärmeleitungsmodells dar. Für die am Düsenmessstand durchgeführten Messungen wird das Verfahren der MAP (Maximum a posteriori) Schätzung mit zwei Regeltemperaturen angewendet. [48]

Der in **Abbildung 20** gezeigte Prüfkörper stellt durch die isolierte Mantelfläche und obere Stirnfläche ein annähernd eindimensionales Problem dar. Zusätzlich wurde der Prüfkörper an der unteren Stirnfläche mit einem dünnen Flansch ausgestattet. Eine Flachdichtung zwischen dem Flansch und einer Schutzplatte hindert das Spritzwasser am Erreichen der Mantelisolierung. Diese Abdichtung stellt einen kritischen Teil des Versuchsaufbaus dar, denn sie verhindert eine feuchte Isolierung, eine damit einhergehende, erhöhte Wärmeabfuhr über den Mantel und somit die Verfälschung des berechneten HTC. Im Zentrum des Zylinders sind drei Temperaturmessstellen TC1, TC2 und TC3 im Abstand von 1,5 mm, 4,5 mm und 20 mm zur Versuchsoberfläche angeordnet.

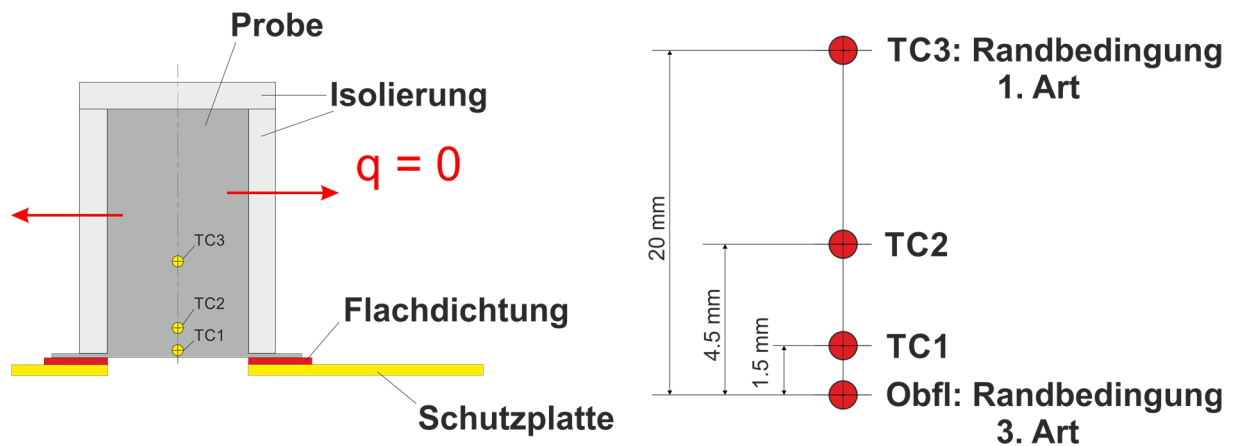


Abbildung 20: Darstellung des angenommenen Wärmeleitungsmodells

Im inversen Modell wird der Prüfkörper an der Messstelle TC3 abgeschnitten und die gemessene Temperatur T3 als Randbedingung 1. Ordnung verwendet. Die Temperaturen T1 und T2 an den Messstellen TC1 und TC2 werden als Regeltemperaturen für die MAP Schätzung verwendet. Da die Messstelle TC1 ohnehin nur 1,5 mm von der Oberfläche

entfernt liegt, wird auf eine Messung der Oberflächentemperatur verzichtet; sie wird unter Anwendung der Wärmeleitungsgleichung berechnet.

Das folgende Berechnungsschema wurde von Rappaz und Drezet entwickelt und durch den Lehrstuhl für Eisen- und Stahlmetallurgie in den Programmiersprachen Fortran und Matlab umgesetzt. Allgemein werden für diese Art der inversen Berechnung N_m Thermoelemente benötigt, welche an verschiedenen Positionen im Messkörper die Temperatur T_{ij}^m über die Zeit t_i ($i = 1, N_t$) messen. Diese gemessenen Temperaturen werden verwendet, um N_β unbekannte Werte, bezeichnet als $\beta = \{\beta_1, \beta_2, \dots, \beta_{N_\beta}\}$, mit Hilfe der Minimierung von **Gleichung (8)** zu berechnen. In dem konkreten Fall der HTC-Messung entspricht der Beta-Wert β dem gesuchten Wärmeübergangskoeffizienten. [48, 49]

$$S(\beta) = \sum_{i=1}^{N_t} \sum_{j=1}^{N_m} \frac{1}{\sigma_T^2} \cdot [T_{ij}^m - T_{ij}^c(\beta)]^2 + \sum_{k=1}^{N_\beta} \frac{1}{\sigma_k^2} \cdot [\beta_k - \beta_k^0]^2 \quad (8)$$

N_m ... Anzahl an Thermoelementen [-]

N_t ... Anzahl an Zeitschritten [-]

N_β ... Anzahl an Beta-Werten [-]

$T_{i,j}^m$... gemessene Temperatur [$^{\circ}\text{C}$]

σ_T ... übliche Messtoleranz der Temperaturmessung [$^{\circ}\text{C}$]

β ... zu bestimmender Wert; entspricht dem Wärmeübergangskoeffizienten (HTC) [$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$]

X_{iji} ... Sensitivitätskoeffizient

σ_k ... typisches Intervall in welchem β_k um den geschätzten Parameter β_k^0 variieren darf

Die Messaufzeichnung der Temperaturen besitzt eine Aufzeichnungsrate von 50 Hz, was in einer Zeiteilung von 0,02 s resultiert. Um die Rechenzeit des MAP-Algorithmus zu reduzieren, wurde eine Zeiteilung von 0,2 s für die Berechnung der Betawerte gewählt; die

Werte dazwischen werden durch lineare Interpolation erhalten. Um $S(\beta)$ zu minimieren, wird **Gleichung (8)** nach β_l abgeleitet, wodurch **Gleichung (9)** resultiert. [48, 49]

$$\frac{\partial S}{\partial \beta_l} = \sum_{i=1}^{N_t} \sum_{j=1}^{N_m} \frac{-2}{\sigma_T^2} \cdot [T_{ij}^m - T_{ij}^c(\beta)] \cdot X_{ijl} + \frac{2}{\sigma_l^2} \cdot [\beta_l - \beta_l^0] = 0 \quad (9)$$

$\partial \beta_l$... geschätzter Wert, um welchen β_l zur Berechnung der Sensitivität variieren darf

σ_l ... typisches Intervall in welchem β_l um den geschätzten Parameter β_l^0 variieren darf

In dieser Gleichung ist X_{ijl} der Sensitivitätskoeffizient, welcher laut **Gleichung (10)** berechnet wird. Dazu erfolgt die Berechnung des direkten Wärmeleitungsmodells mit einem festgelegten β als Randbedingung 3. Art. Anschließend wird β um $\partial \beta_l$ erhöht und das Modell erneut berechnet. Aus den ausgelesenen Temperaturen T_{ij}^c kann anschließend der Sensitivitätskoeffizient berechnet werden. [48, 49]

$$X_{ijl} = \frac{\partial T_{ij}^c(\beta)}{\partial \beta_l} = \frac{T_{ij}^c(\beta_1, \dots, \beta_l + \partial \beta_l, \dots, \beta_{N_\beta}) - T_{ij}^c(\beta_1, \dots, \beta_l, \dots, \beta_{N_\beta})}{\partial \beta_l} \quad (10)$$

Ein iteratives Verfahren wird eingesetzt, um den neuen β -Wert durch Minimierung von $S(\beta)$ zu berechnen. Für dieses Verfahren ist eine Linearisierung der berechneten Temperaturen T_{ij}^c für den nächsten Iterationsschritt laut **Gleichung (11)** notwendig. [48, 49]

$$T_{ij}^c(\beta^{v+1}) \cong T_{ij}^c(\beta^v) + \sum_{k=1}^{N_\beta} X_{ijk} \cdot \Delta \beta_k \quad (11)$$

Zur Berechnung der Änderung des β -Werts von einem Iterationsschritt zum nächsten, muss ein System linearer Gleichungen laut **Gleichung (12)** oder **Gleichung (13)** gelöst werden. [48, 49]

$$[A] \cdot \Delta\beta = f \quad (12)$$

$$\sum_{k=1}^{N_\beta} A_{lk} \cdot \Delta\beta_k = f_l \quad (13)$$

Die dafür notwendige Matrix A wird laut **Gleichung (14)** und der Vektor f laut **Gleichung (15)** errechnet. [49, 48]

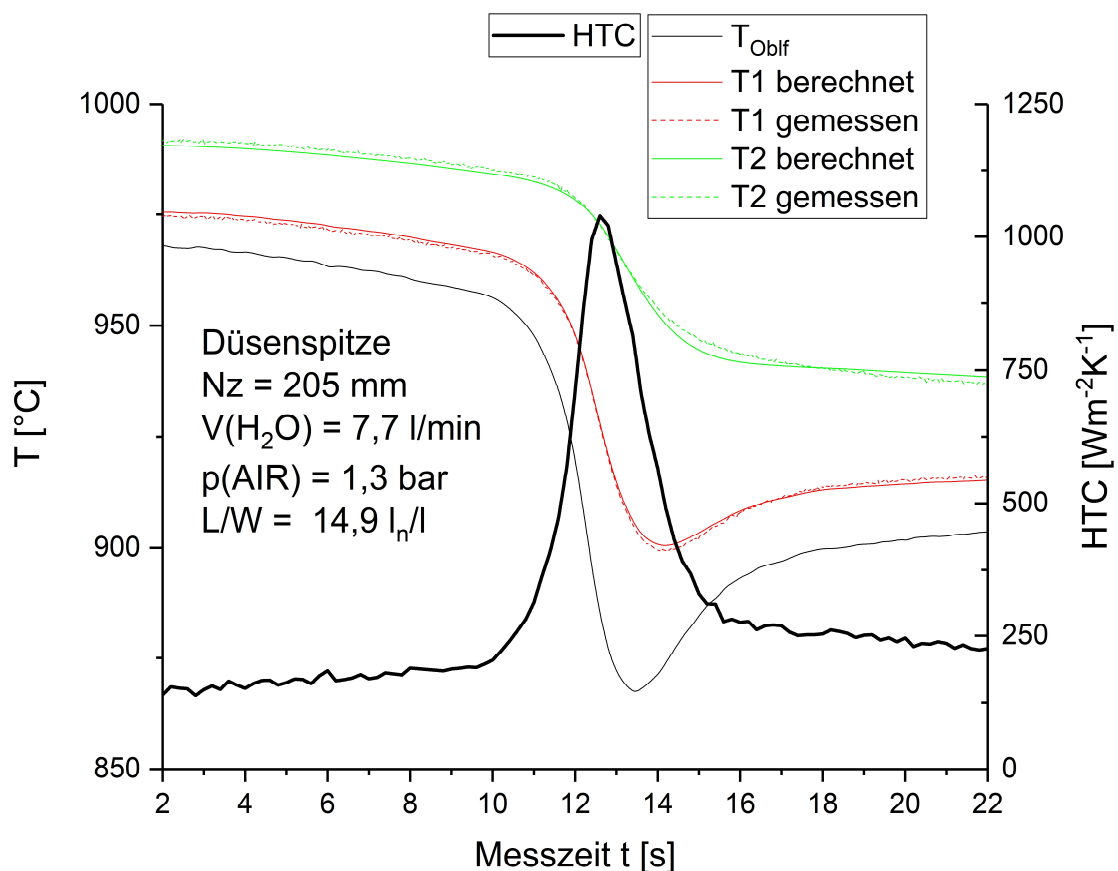
$$A_{lk} = \sum_{i=1}^{N_t} \sum_{j=1}^{N_m} \frac{X_{ijk} \cdot X_{ijl}}{\sigma_T^2} + \frac{\delta_{lk}}{\sigma_l^2} \quad (14)$$

$$f_l = \sum_{i=1}^{N_t} \sum_{j=1}^{N_m} \frac{1}{\sigma_T^2} \cdot [T_{ij}^m - T_{ij}^c(\beta^v)] \cdot X_{ijl} - \frac{\beta_l^v - \beta_l^0}{\sigma_l^2} \quad (15)$$

Beispiel für den Ablauf einer HTC-Berechnung mittels MAP-Schätzung:

- a. Ermittlung der Anfangstemperaturverteilung im Prüfkörper durch lineare Interpolation zwischen den gemessenen Temperaturen bei Beginn der Messaufzeichnung
- b. Erste Berechnung des gewählten Wärmeleitungsmodells mit einem HTC (oder β) an der Versuchsoberfläche von $200 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. RB ist über die gesamte Versuchsdauer konstant
- c. Erhöhen des HTC um $\partial\beta_l = 0,001$ und erneute Berechnung des Modells
- d. Berechnung des Sensitivitätskoeffizienten X_{ijl} laut **Gleichung 10**
- e. Berechnung von A_{lk} und f_l unter Verwendung von $\sigma_T = 0,02$ und $\sigma_l = 200$
- f. Lösen von Gleichung (8) nach $\Delta\beta$
- g. Wiederholung der Schritte b-f mit neu errechnetem β bis Konvergenz erfüllt ist

Das Ergebnis der inversen Rechnung ist also jener HTC, welcher zum Erreichen der gemessenen Temperaturen an TC1 und TC2 an der Versuchsfläche vorherrschen muss. Zur Überprüfung der Modellgenauigkeit wird der berechnete HTC am Ende der Auswertung in das direkte, eindimensionale Wärmeleitungsmodell des Prüfkörpers eingesetzt und die gemessene Temperatur an Position TC1 und TC2 mit den berechneten Temperaturen verglichen. **Abbildung 21** zeigt einen solchen Vergleich der Temperaturkurven für einen dynamischen HTC-Versuch. Bis zu einer Messzeit von 10 s herrscht ein Wärmeübergang durch Strahlung und erhöhter Konvektion vor. Anschließend steigt durch die beginnende Wasserbeaufschlagung durch den Sprühkegel der HTC dramatisch an.

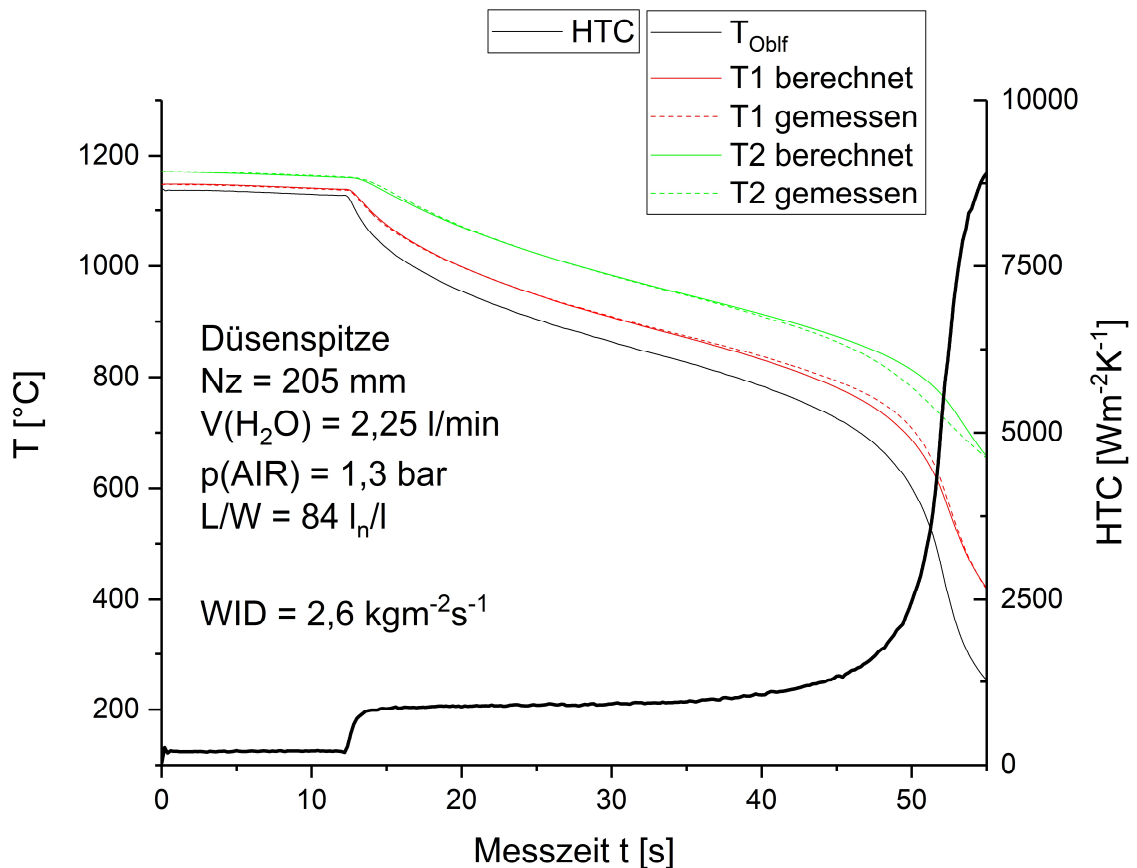


DMS-1751

Abbildung 21: HTC-Verlauf und Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturverläufe einer dynamischen HTC Messung

Der selbe Vergleich für eine statische Messungen wird in **Abbildung 22** dargestellt. Hier ist bis zu einer Versuchsdauer von etwa 12,5 s ein konstant niedriger Wärmeübergang zu beobachten. Das ist der Teil der Messung, in dem das Spritzwasser noch abgelenkt wird um konstante Abkühlbedingungen und die gewünschte Oberflächenstarttemperatur einzustellen. An diesem Punkt der Messung wird also ausschließlich über Strahlung und natürliche

Konvektion gekühlt. Anschließend wird die Abdeckung entfernt und die eigentliche Spritzwasserkühlung beginnt, erkennbar am Ansteigen des Wärmeübergangskoeffizienten. Befindet sich die Starttemperatur, wie im gezeigten Fall, über der Leidenfrosttemperatur setzt nun das Filmsieden ein. In diesem Bereich weist die Berechnung die geringsten Fehler von $<1\text{ °C}$ auf. Wird der Leidenfrostpunkt erreicht, steigt der HTC und mit ihm auch der Rechenfehler auf etwa $15\text{-}40\text{ °C}$.



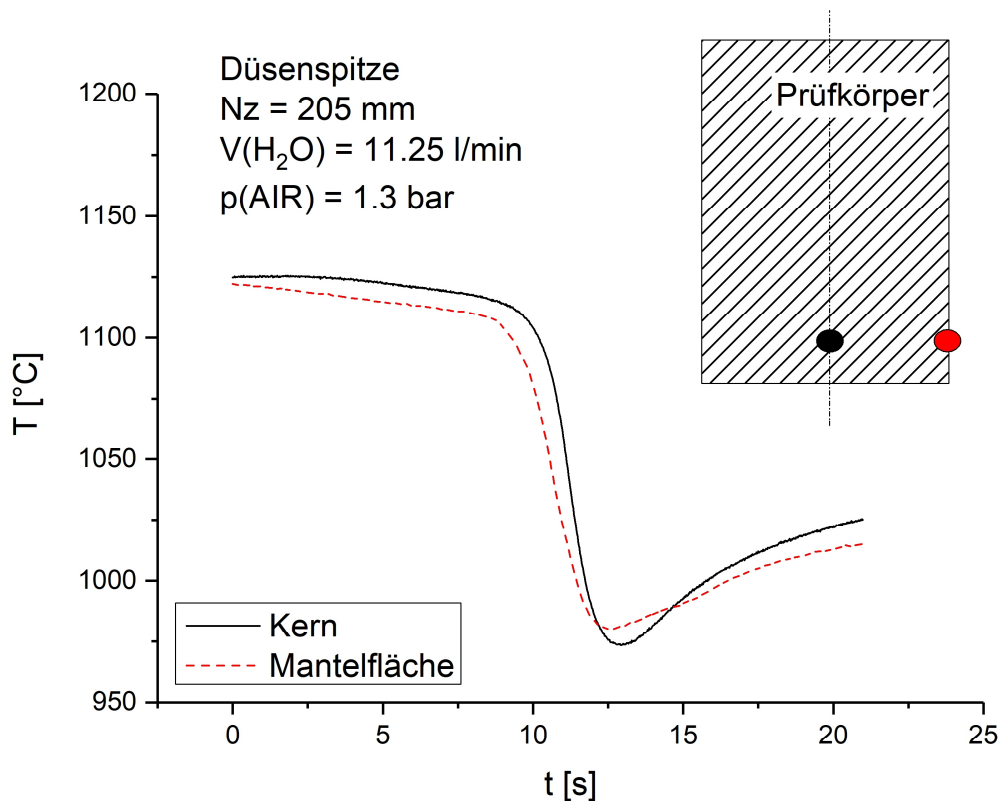
DMS-2911

Abbildung 22: HTC-Verlauf und Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturverläufe einer statischen HTC Messung

2.3.2 Annahme eines eindimensionalen Problems

Wie zuvor beschrieben, wird das vorliegende Wärmeleitungsproblem auf eine Raumdimension reduziert. Die Gründe dafür liegen im einfacheren Versuchsaufbau und in der effizienteren Auswertung. Zur Berücksichtigung einer zweidimensionalen Wärmeleitung wären weitere Thermoelemente an der Mantelfläche des Prüfzylinders notwendig. Die zusätzlichen Messergebnisse würden nicht zwangsweise zu genaueren Ergebnissen führen. Es besteht die Gefahr von Abweichungen der tatsächlichen Messposition im bzw. am

Prüfkörper und der in der Berechnung angenommenen. Außerdem weisen die eingesetzten Typ S Thermoelemente eine Messtoleranz von 2,5 °C auf. Zur Überprüfung der Annahme eines eindimensionalen Problems wurde ein Prüfkörper mit zusätzlichen Thermoelementen an der Zylinderwand auf Höhe von TC1, TC2 und TC3 bestückt. **Abbildung 23** zeigt die gemessenen Temperaturen im Zylinderkern und an der Mantelfläche.



DMS-1258

Abbildung 23: Vergleich der gemessenen Temperaturen im Kern und an der Mantelfläche

Der geringe Unterschied zwischen Kern- und Manteltemperatur bestätigt die Annahme eines eindimensionalen Wärmeleitungsproblems.

2.3.3 Reproduzierbarkeit der HTC-Messungen

Zur Bestimmung der Wiederholgenauigkeit dynamischer und statischer HTC-Versuche wurden Messserien bei konstanten Versuchsparametern durchgeführt. Das Ergebnis der Messungen ist in **Abbildung 24** dargestellt. Wird der Leidenfrostpunkt unterschritten, steigt die Standardabweichung an. Unter dem LFP bricht der Dampffilm zusammen und es entstehen Bereiche mit direktem Kontakt zwischen flüssigem Wasser und der

Stahloberfläche. Es wird vermutet, dass diese mehr oder weniger zufällig entstehen und die Abkühlung somit bei jedem Versuch unterschiedlich intensiv verläuft.

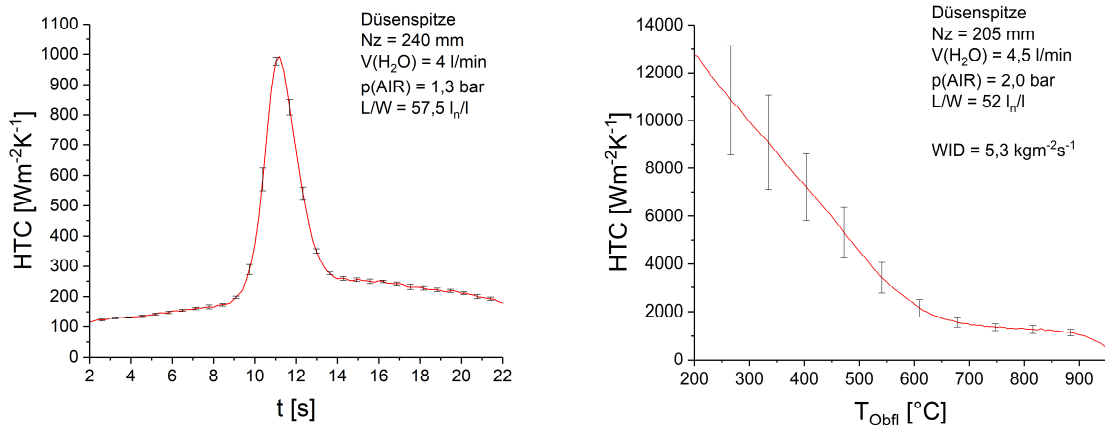


Abbildung 24: Mittelwert und Standardabweichung aus jeweils 5 HTC-Messungen; (a) dynamische Versuche, (b) statische Versuche

Auch die inverse Berechnung zeigt in Bereichen mit hohen Temperaturgradienten eine größere Abweichung zwischen gemessener und berechneter Temperatur. Die Ursache dafür liegt in minimalen Unterschieden zwischen der tatsächlichen Position der Thermoelemente und der im Modell angenommenen. Auch die thermo-physikalischen Daten des eingesetzten Werkstoffs können von Prüfkörper zu Prüfkörper kleine Schwankungen aufweisen.

Der hier beschriebene Berechnungsablauf zur Auswertung des eindimensionalen Prüfkörpermodells wurde am Lehrstuhl für Eisen- und Stahlmetallurgie in den Programmiersprachen Fortran und Matlab umgesetzt. Die erstellten Programme erlauben die einfache Implementierung der aufgezeichneten Temperaturen, als auch der thermo-physikalischen Materialdaten der verwendeten Prüfkörper. Die Versuchsbedingungen, wie etwa die Anzahl an Thermoelementen und deren Abstand zur Oberfläche lassen sich ebenfalls einfach anpassen. Auch die einzelnen Simulationsparameter und die Parameter der inversen Rechnung sind flexibel gestaltet. Mit der vorgestellten Auswertemethode können somit alle am DMS durchgeführte HTC-Versuche ausgewertet werden.

2.4 Messung der Tropfengröße

Zur Messung der Tropfengröße wurde das Verfahren der Laserdiffraktometrie (Sympatec, Helos Vario KF Magic) eingesetzt. Dabei wird ein Laserstrahl in einem Emitter erzeugt und durch den Sprühstrahl geschickt. Der Strahl wird durch die einzelnen Wassertropfen gebeugt

und das so entstehende Beugungsmuster im Detektor registriert. Die Größe der Wassertropfen korreliert dabei mit der Lage der Beugungsmaxima des Beugungsmusters. Licht, welches nicht von den Tropfen gebeugt wird, dient zur Berechnung und Überwachung der Partikelkonzentration. [50]

In **Abbildung 25** wird gezeigt, dass der Emitter und der Detektor zum Schutz vor Sprühwasser an der Außenseite der Versuchskammer montiert wurden. Zusätzlich wurden die Messgeräte auf einer Verschiebeeinheit montiert, welche es ermöglicht, die Messebene in der Höhe zu verschieben. Dadurch können Messungen an beliebigen Positionen im Sprühstrahl durchgeführt werden.

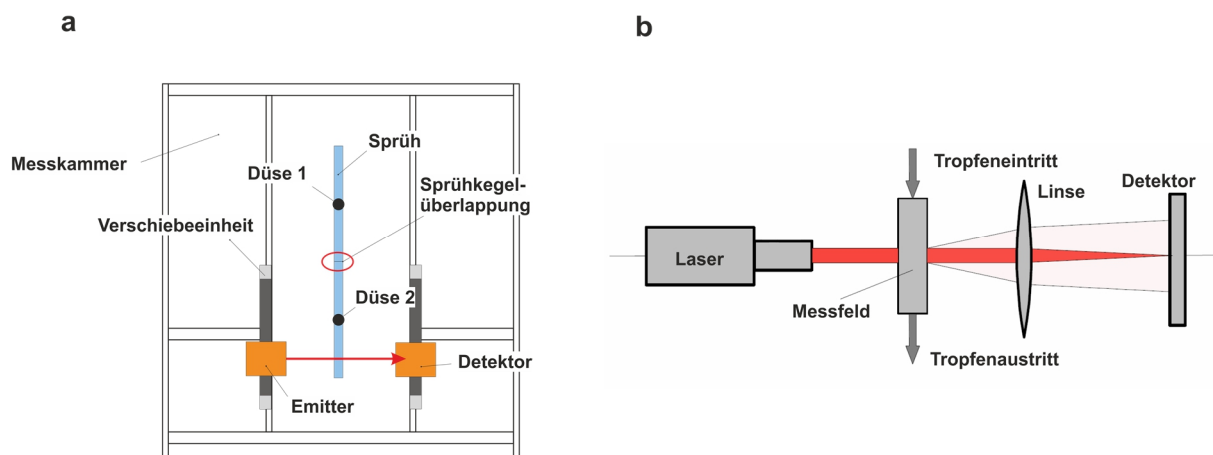


Abbildung 25: (a) Schematischer Messaufbau der Tropfengranulometrie; (b) Messprinzip der Tropfengranulometrie [51]

2.4.1 Auswertung

Die Auswertung der Tropfengrößmessungen, also die Berechnung eines Tropfendurchmessers aus dem erhaltenen Beugungsmuster, erfolgte mit der Auswertesoftware des Geräteherstellers Helos. Da es sich bei den erzeugten Tropfen nicht um exakte Kugeln handelt, besteht das Ergebnis der Auswertung aus dem Äquivalentdurchmesser einer Kugel mit ähnlichem Volumen, wie jener der Tropfen. In **Abbildung 26** werden zwei Beispiele für ausgewertete Messergebnisse bei unterschiedlichen Parametersätzen gezeigt. In den Diagrammen werden die (Mengen)verteilungssumme Q_3 und die (Mengen)verteilungsdichte q_3 über der Tropfengröße dargestellt. Ein Wertepaar aus Q_3 und x gibt den Anteil an Tropfen mit einem Durchmesser kleiner dem gewählten x an. Eine wichtige Vergleichsgröße ist der Tropfendurchmesser bei einem Q_3 von 50 %. Er wird als (Mengen)medianwert x_{50} oder d_{50} bezeichnet und gibt an, dass 50 % der Tropfen kleiner und 50 % der Tropfen größer als dieser Wert sind. Aus der

Verteilungssummenkurve kann die Verteilungsdichte durch Ableiten von Q_3 nach x , wie in **Gleichung (16)** gezeigt, berechnet werden. Sie entspricht in der Wahrscheinlichkeitsrechnung der Wahrscheinlichkeitsdichte und gibt die Menge innerhalb eines Durchmesserintervalls an. [44, 50]

$$q_3(x) = \frac{dQ_3(x)}{dx} \quad (16)$$

Für jeden untersuchten Parametersatz wurden 10 Messungen durchgeführt und statistisch ausgewertet.

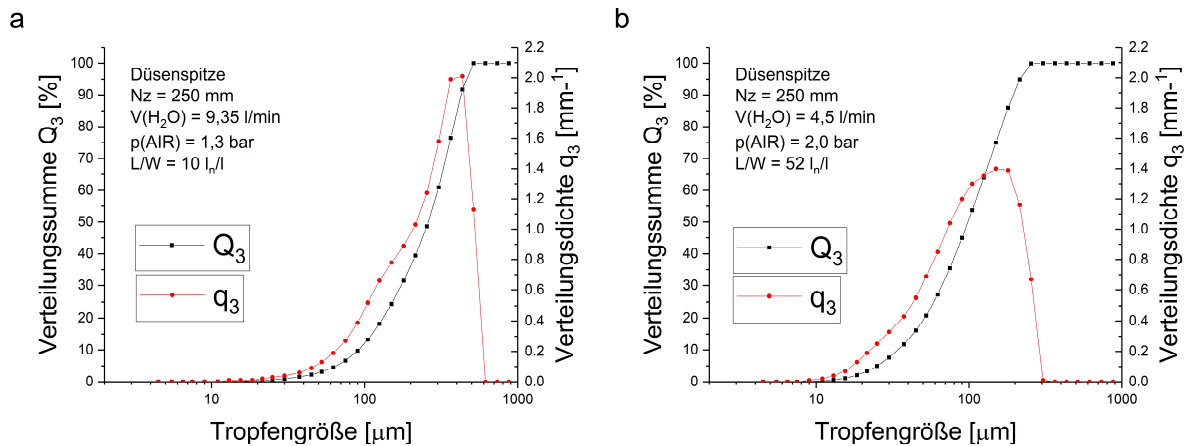


Abbildung 26: Beispiel für die Verteilung der Tropfengröße; (a) feine und (b) grobe Tropfen

2.5 Messung der Tropfengeschwindigkeit und Beobachtung der Tropfen-Wand Interaktion

Die Messung der Tropfengeschwindigkeit, sowie die Untersuchung von Tropfen-Tropfen und Tropfen-Wand Interaktionen erfolgte mit Hilfe der Shadowgrafie. Der dafür entwickelte Messaufbau ist in **Abbildung 27** dargestellt. Dabei wird der Sprüh mit einem LED-Strahler von einer Seite beleuchtet und die erzeugten Schatten werden von einer gegenüber montierten High-Speed Kamera (LaVision, IMAGER PRO HS 4M) aufgezeichnet. Die optische Vergrößerung wird durch ein Makroobjektiv mit einer Tiefenschärfe von 0,6 mm realisiert. Der Bildausschnitt für die durchgeführten Messungen war 6 mm x 6 mm groß. Der Schatten jeden Tropfens, der durch den fokussierten Ausschnitt fliegt, wird von der Kamera

aufgezeichnet. Für die Beobachtung des Tropfenaufpralls wurde eine Bildfrequenz von 9850 Hz und für die Messung der Tropfengeschwindigkeit eine Frequenz von 11470 Hz gewählt. Bevor die Messung gestartet wird, ist der Sprühstrahl mit einem Deflektor abgeschirmt. Dadurch wird eine übermäßige Kontamination der Messkammer mit Sprühwasser verhindert und somit die Aufnahmequalität gesteigert. Nachdem die definierten Düsenparameter erreicht werden, wird die Abschirmung entfernt und die eigentliche Messung gestartet.

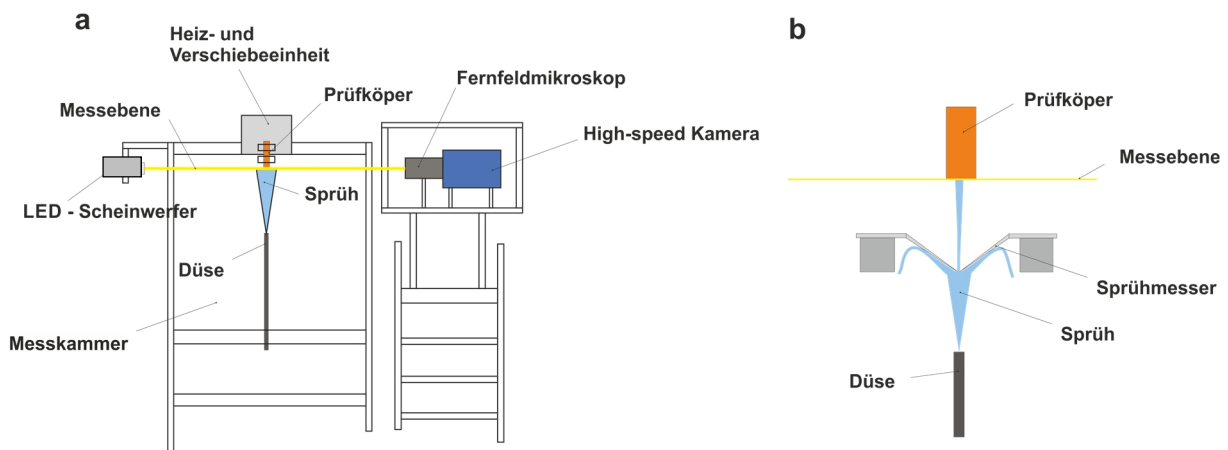


Abbildung 27: (a) Schematischer Aufbau zur Messung der Tropfengeschwindigkeit; (b) Schematische Darstellung des Sprühmessers

Dieses Verfahrensprinzip ermöglicht das Aufzeichnen der ersten Wassertropfen, welche auf der Prüfkörperoberfläche auftreffen und darüber hinaus die zeitliche Veränderung der Oberflächenphänomene. Die Aufnahmedauer jeder Messung lag bei ca. 35 ms, wobei die Messdauer in jeweils vier Datenpakete unterteilt wurde. Danach wurden der Düsenbetrieb eingestellt und die neuen Betriebsparameter vorbereitet.

2.5.1 Auswertung

Für die Darstellung der Aufnahmen wurde ein Farbverlauf von Grün über Hellblau und Dunkelblau bis Schwarz gewählt. Wie in **Abbildung 28** gezeigt, erscheinen dadurch Bereiche mit hoher optischer Dichte dunkel, solche mit geringer optischer Dichte hell. Das bedeutet, dass dunkle Bereiche mehr Wasser und helle Bereiche im Vergleich mehr Luft beinhalten.

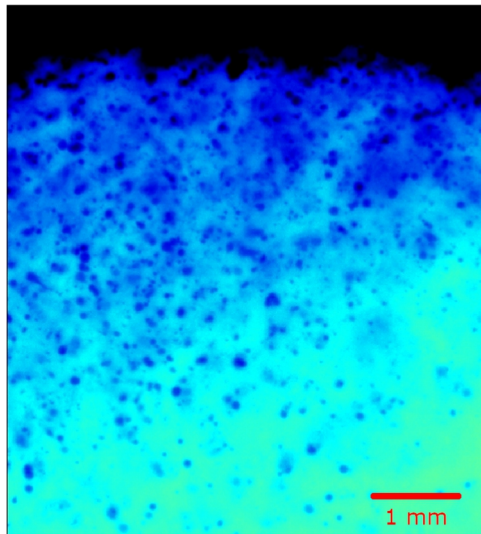


Abbildung 28: Beispiel für eine Shadowgrafie-Aufnahme

Zur Auswertung der Shadowgrafie-Aufnahmen wurde die Auswertesoftware des Herstellers LaVision verwendet. Die Software erkennt die Wassertropfen aufgrund des bereits erwähnten Dichteunterschieds und berechnet deren Geschwindigkeit über die zeitliche Positionsänderung. Ein Beispiel für das Partikeltracking wird in folgender **Abbildung 29** gezeigt.

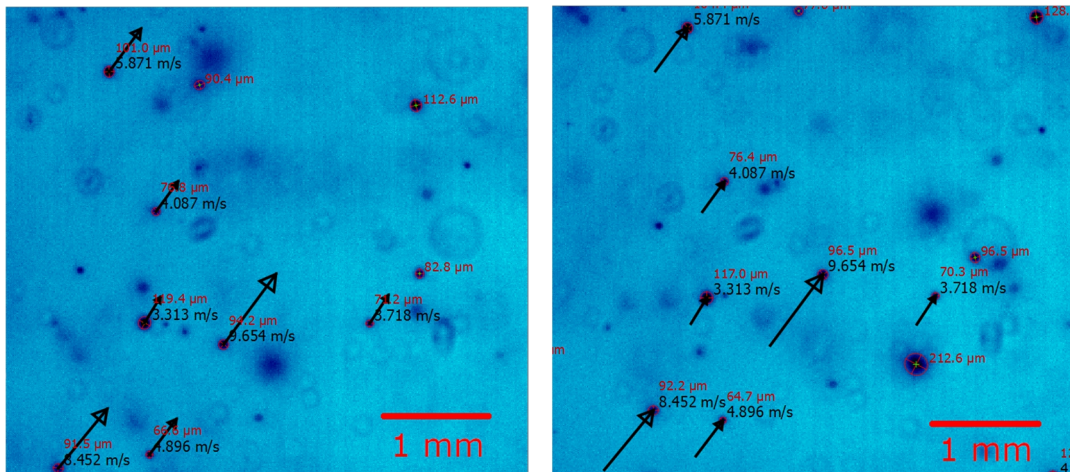


Abbildung 29: Beispiel für das Partikeltracking zwischen Anfang und Ende eines Zeitschritts

Ein eigens vom Lehrstuhl für Verfahrenstechnik entwickeltes Matlab-Programm, teilt anschließend die identifizierten Tropfen in Durchmesserklassen von 50-100 μm , 100-150 μm , 150-200 μm , 200-300 μm und 300-500 μm auf. Dadurch wird die Abhängigkeit der Tropfengeschwindigkeit vom Tropfendurchmesser ermittelt. Für den späteren Vergleich zwischen den einzelnen Parametersätzen wurde eine mittlere Tropfengeschwindigkeit über alle Durchmesserklassen und Datenpakete berechnet.

2.6 Zusammenfassung der Messverfahren

Zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten und der Wasserverteilung existiert eine Vielzahl an Versuchsaufbauten, welche verschiedene Messansätze verfolgen. Die Unterschiede finden sich im Wesentlichen in der Versuchsführung (stationär oder instationär), in der Sprührichtung, der Geometrie des Prüfkörpers, der Gestaltung der Temperaturmessung und in der Auflösung der WVT. Wie bereits beschrieben, wurde für den DMS ein instationäres Messprinzip zur Bestimmung des HTC gewählt. Die Sprührichtung ist vertikal, von unten nach oben. Der eingesetzte, zylindrische Prüfkörper besteht aus hitzebeständigem Stahl (Böhler H525) und ist entlang der Symmetrieachse mit drei Thermoelementen bestückt. Der einfache aber durchdachte Aufbau und die Größe des Prüfkörpers sowie die induktive Beheizung machen schnelle Messungen des HTC möglich. Zur Charakterisierung der WVT wurde die Wasserbeaufschlagungsdichte gewählt, welche mit einem relativ hoch aufgelösten Messraster bestimmt wurde. Die zweidimensionale Wasserverteilung ermöglicht eine exakte Berücksichtigung der Spritzwasserkühlung in Erstarrungsmodellen.

In **Tabelle 5** sind die wichtigsten Messprinzipien zur Untersuchung des Wärmeübergangskoeffizienten und der Wasserverteilung beim Spritzwasserkühlen zusammengefasst. Einige davon werden im Folgenden genauer beschrieben.

Jeschar et.al führte stationäre und instationäre HTC-Messungen mit unterschiedlichen Prüfkörpermaterialien durch. Für die instationären Messungen wurden Zylinder mit Hilfe eines Ofens auf Temperatur gebracht. Die Temperatur wurde mit vier Thermoelementen im Zentrum des Zylinders gemessen. Die stationäre Methode verwendete widerstandsbeheizte Platten mit zwei Thermoelementen. Die Wasserbeaufschlagungsdichte wurde durch einen Messbehälter bestimmt. In der Arbeit wurden die Einflüsse unterschiedlicher Kühlparameter untersucht. [25]

Horsky et.al. positionierte Auffangbehälter entlang der Sprühachse, um die eindimensionale WVT in Form der gemittelte Wasserbeaufschlagungsdichte zu bestimmen. Zusätzlich kann mit dem entwickelten Versuchsstand der Wasserbeaufschlagungsdruck an beliebigen Sprühpositionen gemessen werden. Zur HTC Messung wurde eine Platte aus austenitischem Stahl mit einer Abmessung von 600x320x320 mm auf Versuchstemperatur erhitzt und anschließend kontrolliert abgekühlt. Zwei Reihen mit insgesamt 18 Thermoelementen sorgten für die Aufzeichnung der Oberflächentemperatur, woraus der HTC berechnet wurde. [52]

In der Arbeit von Wendelstorf wurden Platten aus reinem Nickel mit einem Durchmesser von 70 mm und einer Dicke von 1 mm in inerter Atmosphäre auf 1200 °C erhitzt. Die Temperaturänderung während der Abkühlung wird über fünf Thermoelemente an der Unterseite der Platten gemessen. Aufgrund der geringen Distanz zwischen Thermoelement und Oberfläche gilt die Annahme, dass die gemessene Temperatur der Oberflächentemperatur entspricht. Zur Messung der Wasserverteilung wurde der Prüfkörper durch einen Auffangbehälter ersetzt. Aus den gemessenen Werten wurde ein Zusammenhang zwischen WID und HTC ermittelt und in Form einer Gleichung dargestellt. [26, 53]

Weitere Messungen wurden von Ramstorfer und Chimani durchgeführt. In ihrer Arbeit wurden insgesamt 72 Behälter mit einer Seitenlänge von je 25 mm verwendet, um die eindimensionale Wasserverteilung entlang der Sprühachse zu bestimmen. Zur Ermittlung des HTC wurde der Versuchsaufbau laut Horsky verwendet. Als Prüfkörper wurde eine Platte aus hochlegiertem Stahl mit einer Abmessung von 450x300x30 mm verwendet. Die Abkühlung von 1000 °C wurde mit 44, über die Platte verteilten Thermoelementen aufgezeichnet. [54, 55]

Puschmann et.al. führte mit seinem Versuchsstand stationäre und instationäre Versuche an Prüfkörpern aus Inconel durch. Zur Messung der Oberflächentemperatur wählte Puschmann eine Wärmebildkamera. Die eindimensionale Wasserverteilung wurde durch Behälter mit einer Zellengröße von 0,8 cm² ermittelt. [21]

Neben den, in **Tabelle 5** zusammengefassten Methoden der Spritzwasseruntersuchung existieren auch Messungen zum Einzeltropfenaufprall auf kalten und heißen Oberflächen.

Breitenbach et.al. etwa, hat in seiner Arbeit den Einzeltropfenaufprall auf heißen Oberflächen mit einer High-Speed Kamera untersucht. Bei einer Oberflächentemperatur von 330 °C wurden unterschiedliche thermische Regime, wie z. B. Verdampfung, Blasensieden und Filmsieden festgestellt. Außerdem wurde durch Berechnungen ermittelt, dass der höchste Wärmeübergang in den ersten Momenten des Tropfenaufpralls auftritt. Danach bildet sich eine Dampfschicht zwischen Tropfen und Oberfläche aus, welche den Wärmetransport verringert. [56]

Bernardin et.al. nutzt Hochgeschwindigkeitsaufnahmen, um das Aufprallverhalten von Wassertropfen auf 100 und 280 °C heißen Aluminiumplatten zu untersuchen. Die Tropfen mit Weber Zahlen von 20, 60 und 220 wurden durch eine Injektionsnadel auf die Oberfläche aufgebracht. Die gefundenen Ergebnisse wurden für die Konstruktion eines Diagramms zur Darstellung unterschiedlicher Tropfenaufprallregime genutzt. [57]

Diese Messungen dienen der Verbesserung des Grundverständnisses der Zusammenhänge zwischen Tropfeneigenschaften und Kühlung und haben wegen der Beschränkung der Betrachtung auf das Verhalten von Einzeltropfen wenig industriellen Bezug.

Tabelle 5: Zusammenfassung verschiedener Messverfahren

Messaufbau nach:	Wärmeübergangskoeffizient					Wasserverteilung		
	Messprinzip	Sprührichtung	PK-Geometrie (in mm); Werkstoff	Beheizung	Dim., # TE	Messprinzip	Dim., # Zellen	Zellengröße
Diese Arbeit, DMS	Instationär	Vertikal (von unten)	Zylinder 25x45; H525	Induktiv	1D, 3	WID	2D, 7x100	1 cm ²
Müller [58]	Stationär	Horizontal und vertikal (von oben)	Platte 20-60x6-10; Stahl (1.4841, 1.4762, 1.4864)	Widerstand	1D, 2	WID	2D, 4x20	k. A.
Jeschar [25]	Instationär	Horizontal	Zylinder 30x130; Kupfer, Nickel Aluminium, Messing	Ofen	1D, 4	WID	1D, 1	k. A.
	Stationär	Horizontal	Platte 20x20x6; wie oben	Widerstand	1D, 2			
Choi [59]	Instationär	Vertikal (von oben)	Platte 150x200x25; Stahl	Ofen	1D, 1	WIP	2D, variabel	0,5 cm ²
Horsky [60, 47, 61, 62]	Instationär	Vertikal (von unten und oben)	Platte 600x320x30; Stahl	Ofen	Variabel;	WIP [62]	2D, variabel	variabel
					2D, 2x9 [47]; 1D, 1x7 [60];	WID	1D, k. A.	k. A.
Ramstorfer [55, 54]	HTC-Messung nach Horsky		Platte 450x300x30; Stahl	Nach Horsky	2D, 2x22	WID	1D, 1x72	6,25 cm ²
Wendelstorf [26]	Instationär	Vertikal (von oben)	Zylinder 70x1; Ni	Ofen	1D, 5	WID	1D, 1	1,9-6,9 cm ²
Cebo-Rudnicka [63]	Instationär	Horizontal	Zylinder 20x20; Inconel	Widerstand	1D, 3	WID	1D, 1	12,6 cm ²
Flores [43]	Instationär	Horizontal	Zylinder 8x2,7; Pt	Induktiv	1D, 1	WID	k. A.	k. A.
Puschmann [64, 21]	Stationär, instationär	Horizontal	Platte 0,1-0,5; Inconel	Widerstand	2D, Infrarotkamera	WID	1D, variabel	0,8 cm ²
Chen [65]	Instationär	Vertikal (von oben und unten)	Scheibe 150x22; Stahl: X5 CrNi18 8, C15,	Ofen	1D, 6	WID	1D, k. A.	k. A.
						WIP	2D, variabel	2 cm ²

DMS...Düsenmessstand Leoben; TE...Thermoelement; WID...Wasserbeaufschlagungsdichte; WIP...Wasserbeaufschlagungsdruck; k. A. ... keine Angabe

3 Einflüsse auf die Sprühausbildung

Für diese Arbeit wurden Versuche zur Untersuchung der Auswirkungen von Düsenbetriebsparametern auf die Tropfeneigenschaften und die Wasserverteilung von Zweistoffsprays durchgeführt. Um auch die Auswirkungen der Sprühkegelüberlappung zu bestimmen, wurden bei allen Versuchen zwei Düsen eingesetzt. **Tabelle 4** zeigt die Versuchsparameter, anhand welcher die unterschiedlichen Einflüsse auf die genannten Eigenschaften beschrieben werden.

Tabelle 6: Verwendete Düsenbetriebsparameter zur Untersuchung der Einflussparameter auf die Sprüheigenschaften

Nz-Nx	V(H ₂ O)	p(H ₂ O)	V(Luft)	p(Luft)	L/W
mm-mm	l/min	bar	I _n /min	bar	I _n /l
205-528	9.35	2.5	94	1.3	10
	4.5	1.3	163	1.3	36
271-700	4.5	1.8	233	2	52

Die Düsenanordnung mit dem Sprühwinkel α und den Düsenabständen Nx und Nz findet sich in **Abbildung 30**. Zu den Abständen Nz und Nx ist folgende anlagentechnische Besonderheit zu erwähnen: Die Variation des Abstandes zwischen Düsen Spitze und Messebene Nz erfolgt im Gießbetrieb entlang des Sprühwinkels α . Dadurch wird auch der Abstand zwischen den Düsen (Nx) verändert. Wird z. B. der Abstand Düse-Oberfläche (Nz) von 205 mm auf 271 mm vergrößert, vergrößert sich ebenfalls der Abstand zwischen den

Düsen von 528 mm auf 700 mm. Die Verschiebung erfolgt entlang des theoretischen Sprühwinkels der Düse, mit dem Ziel einer konstanten Breite der Überlappungszone.

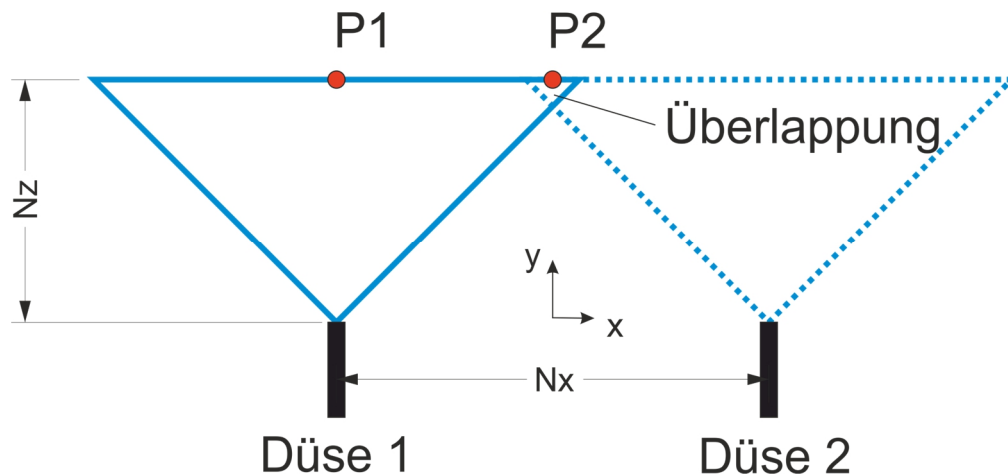


Abbildung 30: Messpunkte P1 und P2 zur Bestimmung der Tropfengröße und -geschwindigkeit

3.1 Tropfeneigenschaften

Die Ermittlung der Tropfeneigenschaften ist neben der Messung der Wasserverteilung und des Wärmeübergangskoeffizienten ein wichtiges Werkzeug zur Charakterisierung der Spritzwasserkühlung. Mit der Kenntnis über den Einfluss der Düsenbetriebsparameter auf die Größe und Geschwindigkeit der gebildeten Tropfen und auf die Wärmeabfuhr, lassen sich Kühlsysteme weiter optimieren.

In dieser Arbeit wurde die Tropfengröße mit Hilfe der Laserdiffraktometrie bestimmt. Als Vergleichswert wurde der mittlere Tropfendurchmesser d_{50} [μm] gewählt. Dies bedeutet, dass 50 % der Tropfen größer und 50 % kleiner als d_{50} sind. Die zweite wichtige Tropfeneigenschaft, die Tropfengeschwindigkeit, wurde mit Hilfe der Shadowgrafie gemessen. Hier wurde der Betrag der mittleren resultierenden Geschwindigkeit v_{res} in x und y-Richtung als Vergleichswert gewählt. Um den Einfluss der Sprühposition auf die Tropfeneigenschaften zu bestimmen, wurden Versuche an den zwei in **Abbildung 30** gezeigten Positionen durchgeführt. An Messposition P2 wurden die Messungen unter Verwendung von einer und von zwei Düsen durchgeführt, um so den Einfluss der Sprühkegelüberlappung festzustellen. Die Unterschiede in den Geschwindigkeitskomponenten zwischen Messposition P1 und P2 für einen Parametersatz werden in **Abbildung 31** aufgezeigt. Es ist deutlich zu erkennen, dass sich an P1, also direkt unter der Düsen Spitze, alle detektierten Tropfen fast ausschließlich in y-Richtung bewegen. Am Sprührand bewegen sich die Tropfen aufgrund des Sprühwinkels zusätzlich in x-

Richtung. Für die späteren Vergleiche der Tropfengeschwindigkeit wurde der Betrag der resultierenden Geschwindigkeit v_{res} berechnet.

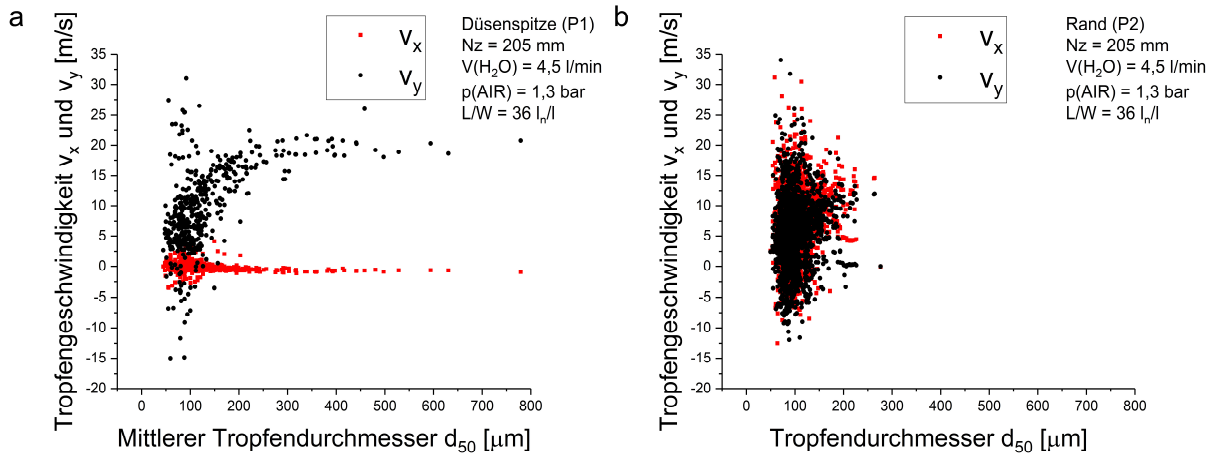


Abbildung 31: Geschwindigkeit in x- und y-Richtung an Messposition (a) P1 und (b) P2 (eine Düse)

Bei der Analyse der Tropfengeschwindigkeit über die gewählten Durchmesserklassen zeigt sich eine Abhängigkeit zwischen den beiden Eigenschaften. Innerhalb eines Parameterfensters weisen größere Tropfen auch größere Geschwindigkeiten auf, was in **Abbildung 32** veranschaulicht wird.

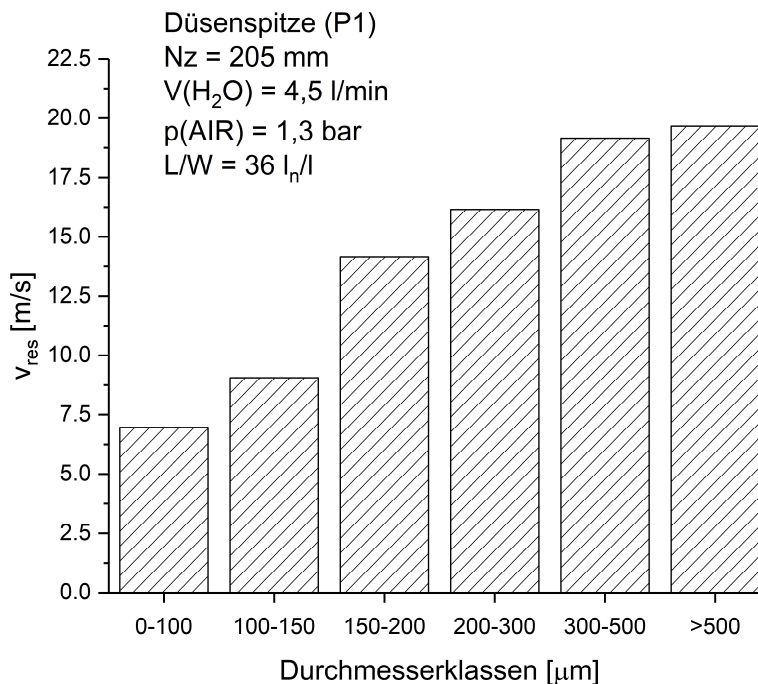


Abbildung 32: Gemittelte, resultierende Geschwindigkeit für bestimmte Durchmesserklassen

Wie in **Abbildung 33** gezeigt, nimmt d_{50} mit steigendem Verhältnis von Luft- zu Wasserdurchfluss (L/W Verhältnis) ab. Die Tropfengeschwindigkeit steigt mit höherem L/W Verhältnis. Grund dafür ist der höhere Druck in der Düse, wodurch beim Verlassen der Düsen Spitze mehr Energie für die Bildung von kleinen, schnellen Tropfen zur Verfügung steht. [45]

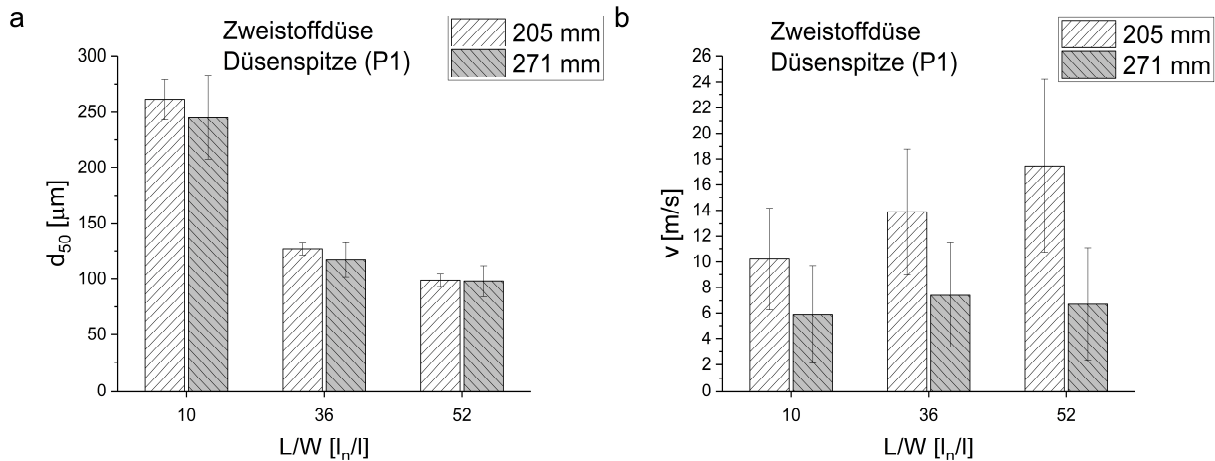


Abbildung 33: Einfluss des L/W Verhältnis (Tabelle 3) und der Düsenspitzenabstände N_z auf die (a) Tropfengröße und (b) Tropfengeschwindigkeit an Messstelle P1

Eine Veränderung des Abstands zwischen Düsenspitze und Messebene von 205 mm auf 271 mm hat kaum Auswirkungen auf d_{50} , jedoch auf die Tropfengeschwindigkeit. Durch die Strömungswiderstandskraft zwischen Tropfen und umgebender Luft wird ihre Geschwindigkeit um 40-60 % reduziert. Kleinere Tropfen sind durch die höheren Reibungskräfte stärker betroffen, was durch das zweite Newtonsche Gesetz in **Gleichung (17)** beschrieben wird. [66]

$$\bar{F} = \frac{d}{dt}(m \cdot \bar{v}) = m \cdot \bar{g} - C_D \cdot \frac{\pi \cdot d^2 \cdot \rho_w}{8} \cdot (\bar{v} - \bar{v}_l) \cdot |\bar{v} - \bar{v}_l| \quad (17)$$

\bar{F} ... Kraft auf den Tropfen

m ... Masse des Tropfens

ρ_w ... Dichte von Wasser

d ... Tropfendurchmesser

\bar{v} ... Geschwindigkeitsvektor des Tropfens, \bar{v}_l ... Geschwindigkeit der umgebenden Luft

C_D ... Strömungswiderstandskoeffizient

Neben der Zweistoffdüse wurde auch der Einfluss des Wasserdurchflusses auf die Tropfeneigenschaften einer Einstoffdüse untersucht und in **Abbildung 34** visualisiert. Dabei wurde ein Abnehmen des mittleren Tropfendurchmessers mit steigendem Wasserdurchfluss bzw. Wasserdruck festgestellt. Außerdem wurden höherer Tropfengeschwindigkeiten bei höheren Wasserdurchflüssen gemessen. Der Grund dafür liegt in der höheren kinetischen Energie des einphasigen Sprühstrahls, welche zur Bildung der kleineren, schnelleren Tropfen zur Verfügung steht.

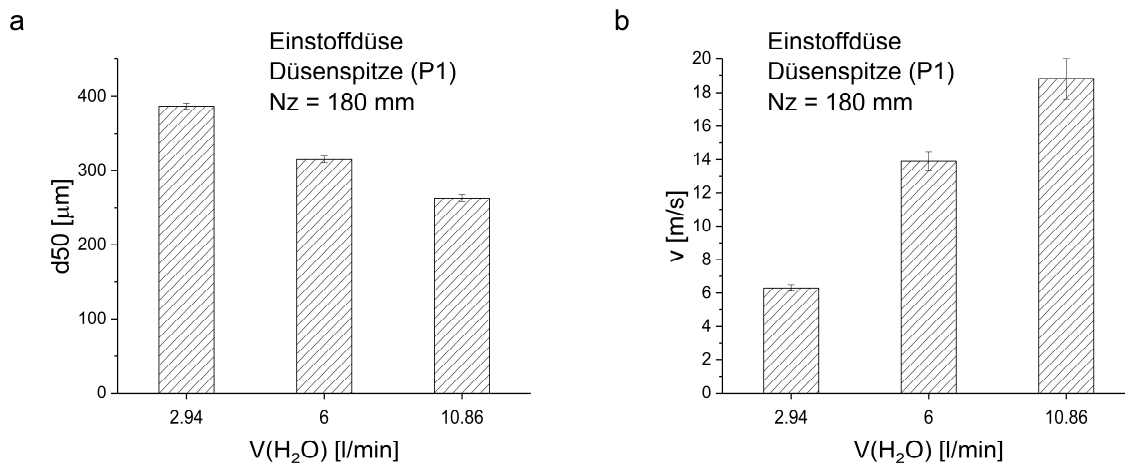


Abbildung 34: Einfluss des Wasserdurchflusses $V(\text{H}_2\text{O})$ auf die (a) Tropfengröße und (b) Tropfengeschwindigkeit bei Einstoffdüsen an der Messstelle P1

Die durchgeführte Messserie zeigt einen deutlichen Einfluss der Düsenbetriebsparameter auf die Eigenschaften der gebildeten Wassertropfen. Mit steigendem L/W Verhältnis entstehen kleinere und schnellere Tropfen. Eine Veränderung des Abstands zwischen Düsen Spitze und Messebene hat keine Auswirkungen auf die Tropfengröße, jedoch auf ihre Geschwindigkeit. Durch eine längere Flugzeit und die damit verbundene Reibung werden vor allem kleine Tropfen stark gebremst. Die gefundenen Erkenntnisse ermöglichen eine Korrelation mit der gemessenen Wärmeabfuhr und führen so zur verbesserten Beschreibung der Spritzwasserkühlung.

3.2 Interaktion Tropfen – Tropfen

Werden zwei Sprühkegel überlappt, kommt es zur Interaktion zwischen den einzelnen Tropfen in Form von Kollisionen. Diese Zusammenstöße können mit Hilfe von Hochgeschwindigkeitskameras aufgezeichnet werden. Die Untersuchungen dienen dazu,

dass Verständnis über die Auswirkung der Sprühkegelüberlappung auf die Tropfeneigenschaften und die Kühlwirkung des Spritzwassers zu erweitern.

Abbildung 35 zeigt ein Beispiel für eine Kollision vom Typ „Durchdringung“. Bei einem solchen Zusammenstoß trifft ein kleines auf ein großes Partikel, wodurch mehrere kleine Tropfen resultieren. In **Abbildung 36** ist eine Tropfenkollision des Typs „Streckung“ dargestellt. Dabei streifen sich zwei etwa gleichgroße Tropfen, wodurch es zu deren Streckung kommt. Ein Teil der Flüssigkeit wird aus den Tropfen herausgerissen und neue, kleinere Tropfen entstehen. [67]

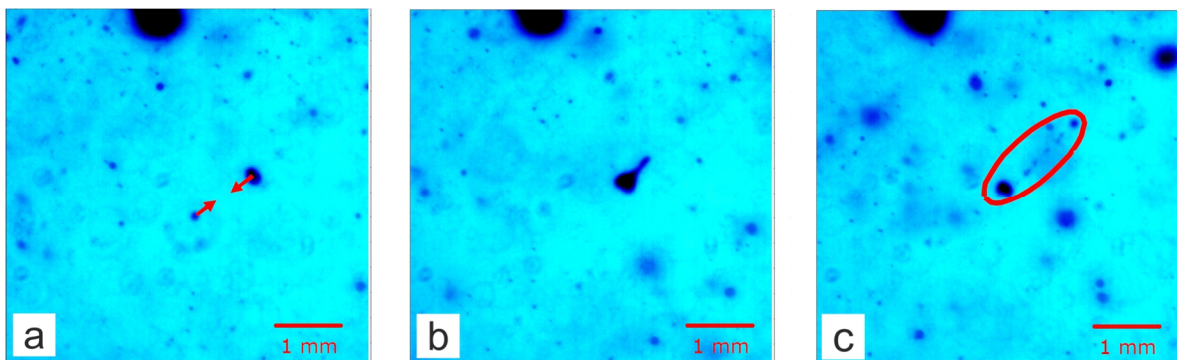


Abbildung 35: Tropfenkollision vom Typ „Durchdringung“ (a) Tropfen vor, (b) während und (c) nach der Kollision

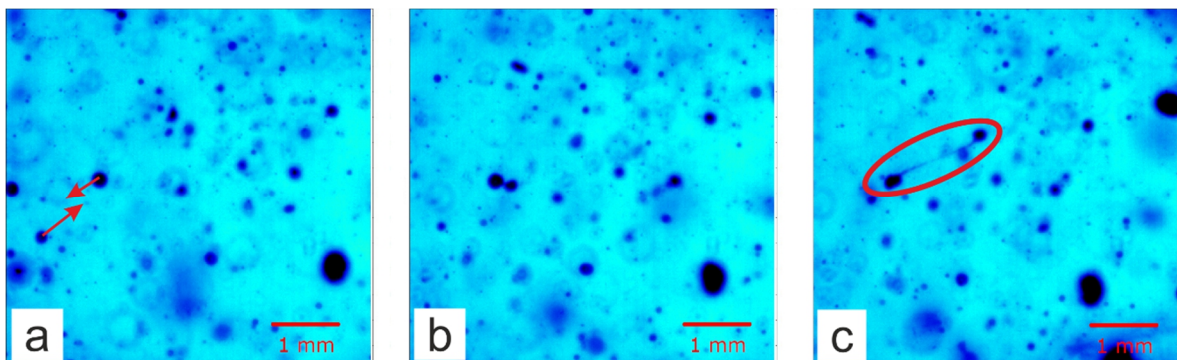


Abbildung 36: Tropfenkollision vom Typ „Streckung“; (a) Vor der Kollision, (b) während und (c) nach der Kollision

Die aus der kinetischen Gastheorie abgeleitete **Gleichung (18)** zeigt, dass die Frequenz der Kollisionen stark von der Größe der Tropfen abhängt. Je größer der Einfangquerschnitt der kollidierenden Tropfen ist, desto größer ist die Wahrscheinlichkeit eines Zusammenstoßes. [68]

$$f_{coll} \sim \frac{\pi}{4} \cdot (d_1 + d_2)^2 \cdot \left| \vec{u}_{rel} \right| \cdot n_d \quad (18)$$

f_{coll} ... Frequenz der Tropfenkollision [s^{-1}]

d_1, d_2 ... Tropfendurchmesser [m]

u_{rel} ... Relativgeschwindigkeit zwischen den Tropfen [ms^{-1}]

n_d ... Tropfenkonzentration im Sprüh [-]

Dieser Zusammenhang wird durch die in **Abbildung 37** gezeigten Messergebnisse bestätigt. Dabei wurden die Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeit an der Messposition P2 mit einer und zwei Düsen aufgezeichnet. Die Überlappung führt zu einer Reduktion der Tropfendurchmesser, besonders bei großen Primärtropfen. Neben der Reduktion der Tropfendurchmesser reduziert sich auch die Tropfengeschwindigkeit. Die Tropfen werden durch die Kollisionen und die entgegengesetzte Luftströmung gebremst. Ähnlich der Vergrößerung des Abstandes zwischen Düse und Messebene, sind die kleineren Tropfen hier stärker betroffen.

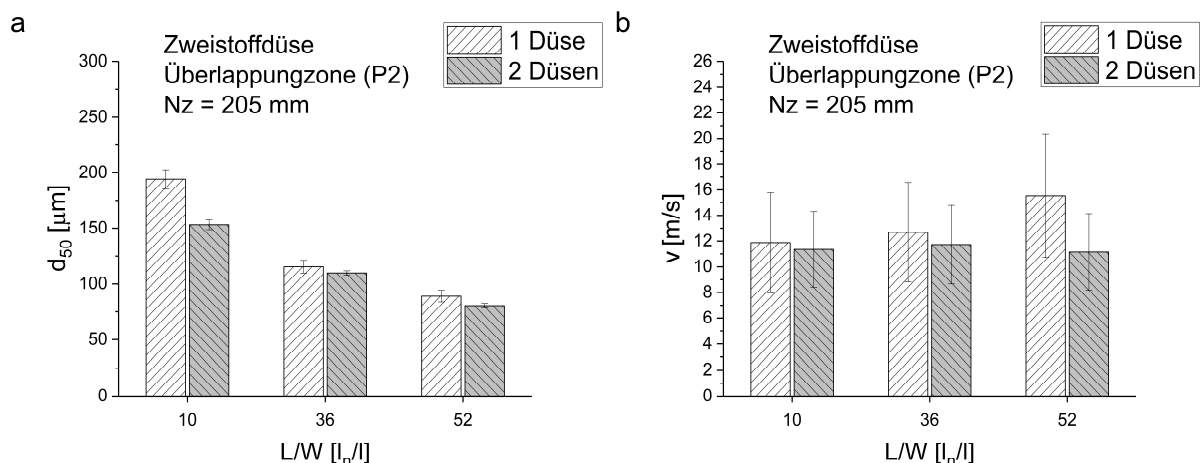


Abbildung 37: Einfluss von Sprühkegelüberlappung auf Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeit bei unterschiedlichen L/W Verhältnissen (Tabelle 3) an Messstelle P2

Die durchgeführten Messungen haben gezeigt, dass die Interaktion zwischen zwei Sprühkegel zu einer deutlichen Änderung der Tropfeneigenschaften in der Überlappungszone führt. Dabei ist auch ein Einfluss der Düsenbetriebsparameter zu

bemerken. Eine Erhöhung der Wassermenge etwa, führt zu einer stärkeren Reduktion des Tropfendurchmessers durch Kollisionen. Die Geschwindigkeit bleibt dabei nahezu konstant. Genau umgekehrt verhält es sich bei einer Reduktion der Wassermenge. Diese Informationen sind für den Prozess des Stranggießens wesentlich, um möglichst gleichmäßige Kühleigenschaften über die gesamte Strangbreite sicherzustellen.

3.3 Interaktion Tropfen – Wand

Bei der Spritzwasserkühlung von Feststoffen kommt es zwangsweise zur Interaktion von Wassertropfen mit der zu kühlenden Oberfläche. Aufnahmen mittels Hochgeschwindigkeitskamera dienen der Untersuchung der auftretenden Aufprallphänomene und des Einflusses von verschiedensten Parametern.

Das Verhalten aufprallender Tropfen ist von der Oberflächentemperatur und der Weber Zahl abhängig. Die Weber Zahl gibt das Verhältnis zwischen kinetischer Energie und Oberflächenenergie der Wassertropfen an und wird laut **Gleichung (19)** berechnet. [21]

$$We = \frac{\rho_{H_2O} \cdot v_d^2 \cdot d_d}{\sigma_{H_2O}} \quad (19)$$

We ... Weber Zahl [-]

v_d ... Tropfengeschwindigkeit [ms⁻¹]

d_d ... Tropfendurchmesser [m]

ρ_{H₂O} ... Dichte H₂O [kgm⁻³]

σ_{H₂O} ... Oberflächenspannung H₂O [Nm⁻¹]

Die Tropfengeschwindigkeit v_d und der Tropfendurchmesser d_d wurden durch Experimente bestimmt. Werte für die Dichte ρ_{H_2O} und Oberflächenspannung σ_{H_2O} von Wasser bei 20 °C und 100 °C wurden Tabellen entnommen. [69] Zur Untersuchung des Temperatureinflusses wurden Experimente mit kalten ($T_o = 20$ °C) und heißen ($T_o = 1000$ °C) Oberflächen durchgeführt. Grundsätzlich sollte auch der Einfluss der Reynolds Zahl bzw. der Ohnesorge Zahl (Kombination aus Weber und Reynolds Zahl) berücksichtigt

werden. Die Betrachtung der beiden zusätzlichen dimensionslosen Zahlen würde zu einer schärferen Abgrenzung zwischen den einzelnen Aufprallphänomenen führen, worauf für die folgenden Betrachtungen verzichtet wurde. [70, 21] Der Grund dafür ist, dass die errechnete Weber Zahl für alle verwendeten Versuchsparameter klar bei einem Wert über 100 liegt. **Abbildung 38** zeigt, dass bei derart hohen Weberzahlen und Oberflächentemperaturen über der LFT das Phänomen des Zerplatzens erwartet wird. Dabei treffen primäre Tropfen auf der Oberfläche auf, wobei sich eine Dampfschicht ausbildet. Die Verdampfung des Tropfens führt zu dessen Zerfall in kleinere Sekundärtropfen, welche sich entlang der heißen Oberfläche bewegen. Das Auftreffen von Tropfen auf einer kalten Oberfläche resultiert hingegen in der Ausbildung eines Wasserfilms und ebenfalls in kleineren, sekundären Tropfen, welche von der Oberfläche wegspritzen. [21]

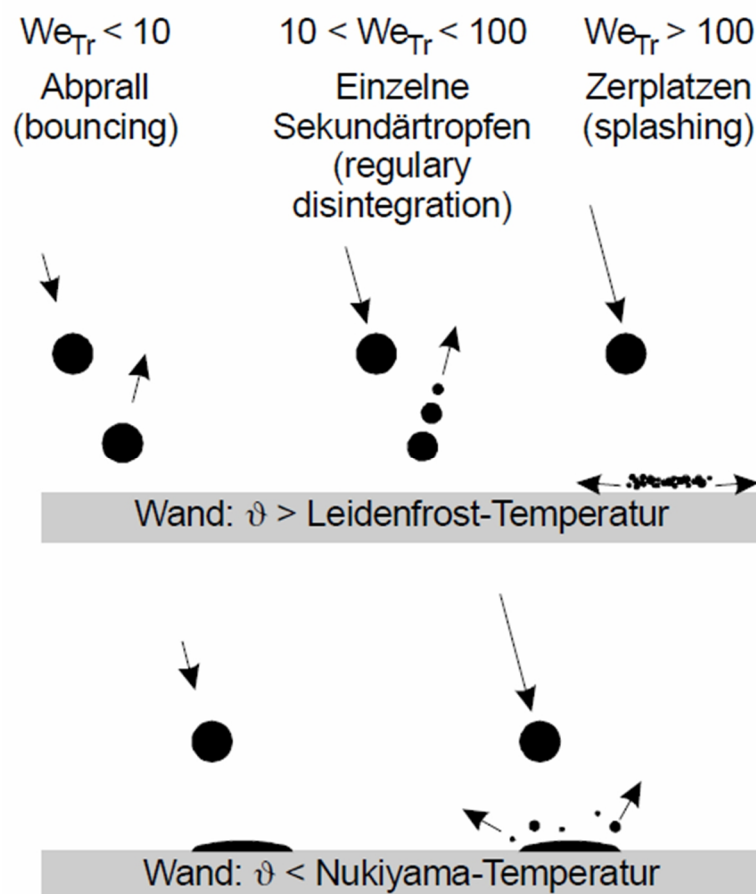


Abbildung 38: Tropfenaufprallmechanismen auf kalten und heißen Oberflächen [21]

Die Untersuchungen des Tropfenaufpralls fanden in der Versuchskammer des DMS statt. Die Düsen wurden bis zum Erreichen der eingestellten Düsenparameter abgedeckt, wodurch eine Verunreinigung mit sekundären Tropfen vermindert wurde. Nach dem Entfernen der Düsenabdeckung wurde die Aufnahme gestartet. **Abbildung 39** zeigt den Tropfenaufprall

auf der kalten Versuchsoberfläche nach einer Sprühdauer von 5 ms und in Abhängigkeit des L/W Verhältnisses. Zu diesem Zeitpunkt haben erst wenige Tropfen die Oberfläche erreicht und es können beschriebene Phänomene besonders gut erfasst werden. So sind die Ausbildung von Wasserfilmen an der Oberfläche und der Tropfenzerfall deutlich zu erkennen. Die Flugrichtung der gebildeten Sekundärtropfen wird mit roten Pfeilen verdeutlicht.

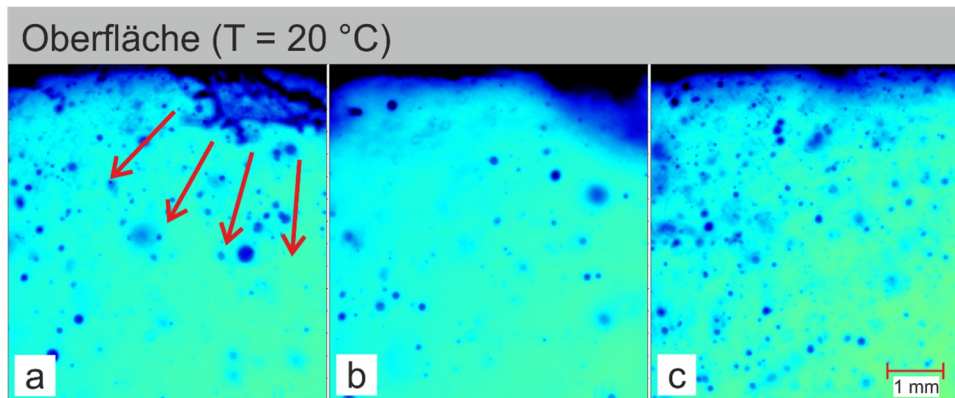


Abbildung 39: Tropfen-Oberflächen Interaktion bei Raumtemperatur nach 5 ms; L/W-Verhältnis von (a) 10 l_n/l, (b) 36 l_n/l und (c) 52 l_n/l

Auch im Falle der beheizten Oberfläche konnte das beschriebene Phänomen des Tropfenzerfalls nachgewiesen werden. In **Abbildung 40** treffen die Tropfen auf der Oberfläche mit einer Temperatur von T₀ = 1000 °C auf. Es kommt umgehend zur teilweisen Verdampfung des Wassers, wodurch die Tropfen in kleinere Sekundärtropfen zerfallen. Die Sekundärtropfen bewegen sich, zusammen mit dem entstehenden Dampf, über die Oberfläche.

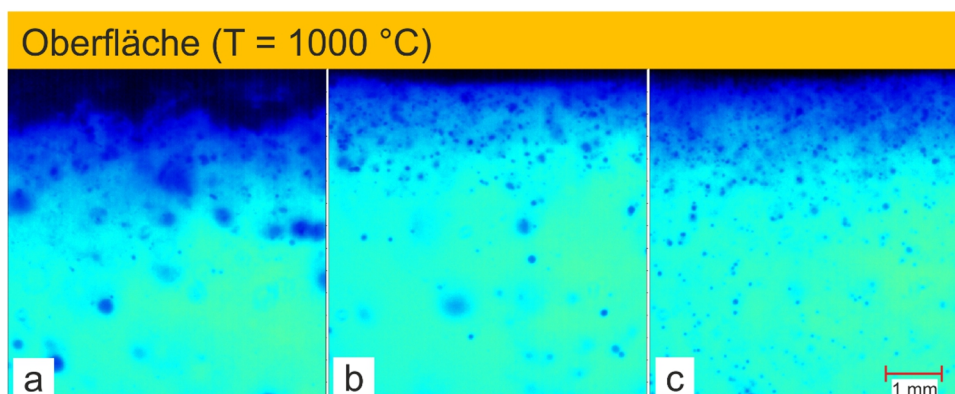


Abbildung 40: Tropfen-Oberflächen Interaktion bei 1000 °C nach 5 ms; L/W-Verhältnis von (a) 10 l_n/l, (b) 36 l_n/l und (c) 52 l_n/l

Nach einer Versuchsdauer von 20 ms wurde keine Veränderung im Sprühzustand festgestellt; konstante Versuchsbedingungen wurden erreicht. **Abbildung 41** zeigt, dass der gebildete Wasserfilm auf der kalten Oberfläche von dem L/W Verhältnis abhängt. Je niedriger das L/W ist, desto dicker ist der entstehende Wasserfilm. Trifft nun ein Tropfen auf dieser Wasserschicht auf, kommt es zur Bildung einer Wasserkrone. Es wird angenommen, dass die tangentielle Geschwindigkeit der Primärtropfen eine Scherkraft auf die Tropfenkrone ausübt und es somit zur Emission von sekundären Tropfen aus der Wasserkrone kommt. [71, 72] In **Abbildung 41b** wird die Bewegung dieser Sekundärtropfen mit Pfeilen verdeutlicht.

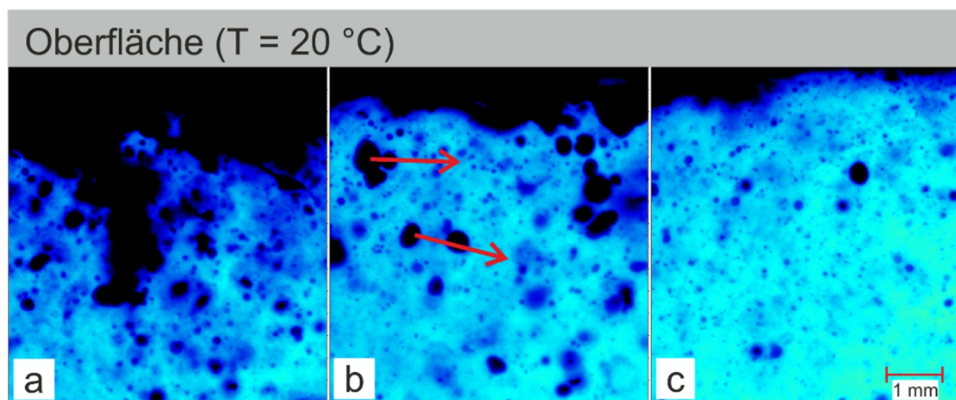


Abbildung 41: Tropfen-Oberflächen Interaktion bei 20 °C nach 20 ms; L/W-Verhältnis von (a) 10 l_n/l , (b) 36 l_n/l und (c) 52 l_n/l

Der Tropfenaufprall nach 20 ms auf der beheizten Oberfläche ist in **Abbildung 42** dargestellt. Die Dicke der gebildeten, oberflächennahen Schicht hängt wiederum vom L/W Verhältnis ab. In diesem Fall steigt die Schichtdicke mit steigendem Verhältnis. Eine Erklärung dafür könnte die kleinere Tropfengröße und der höhere Anteil an Wasserdampf in der oberflächennahen Zone sein.

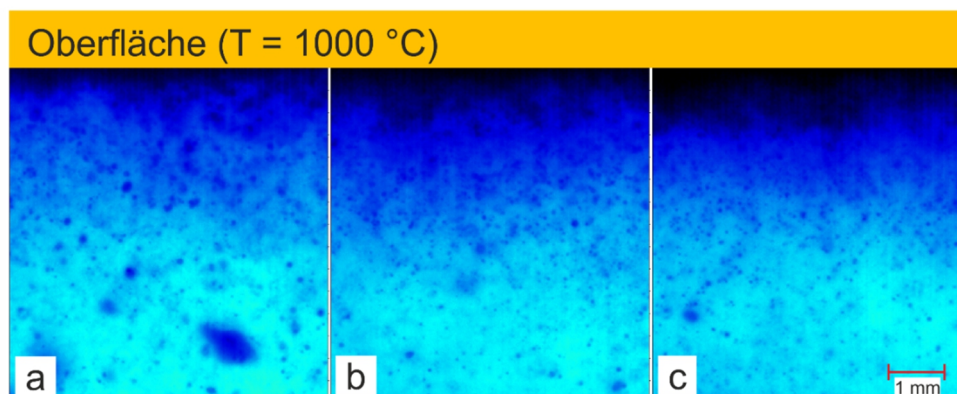


Abbildung 42: Tropfen-Oberflächen Interaktion bei 1000 °C nach 20 ms; L/W-Verhältnis von (a) 10 l_n/l , (b) 36 l_n/l und (c) 52 l_n/l

Die Überlappung von zwei Sprühkegel zeigt Auswirkungen auf die Ausbildung der oberflächennahen Schicht. **Abbildung 43a** zeigt Aufnahmen bei einem L/W Verhältnis von 10 l_n/l mit einer und **Abbildung 43b mit** zwei Düsen. **Abbildung 43a** und **b** der Unterschied zwischen einer und zwei Düsen bei einem L/W Verhältnis von 52 l_n/l dargestellt. Ursache für die dichtere Schicht bei zwei Düsen ist zum einen die höhere Wasserbeaufschlagungsdichte. Auch der kleinere Tropfendurchmesser könnte zu einer Erhöhung der optischen Dichte führen.

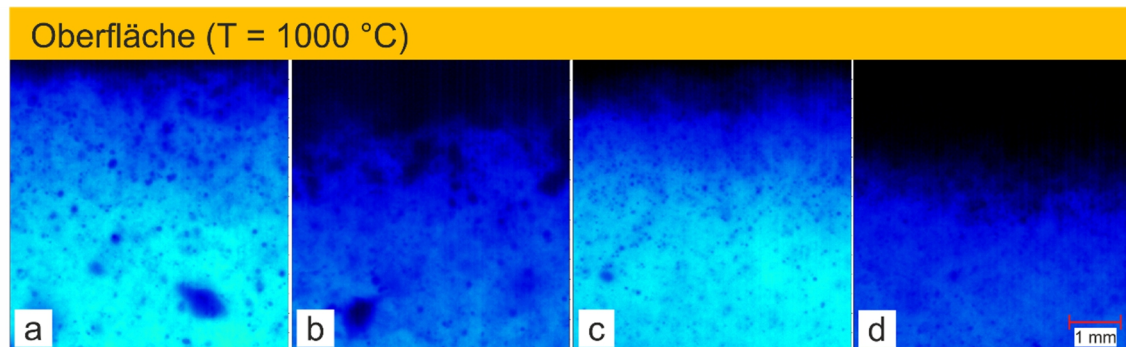


Abbildung 43: Versuche an Messposition P2 mit (a) 1 Düse, L/W = 10 l_n/l, (b) 2 Düsen und L/W = 10 l_n/l, (c) 1 Düse und L/W = 52 l_n/l und (d) 2 Düsen und L/W = 52 l_n/l

Die, in dieser Arbeit durchgeführten Aufnahmen mittels Hochgeschwindigkeitskamera bestätigen die theoretischen Beschreibungen des Tropfenaufpralls auf kalten und heißen Oberflächen. Außerdem zeigen sich Unterschiede zwischen den verwendeten Parametern in Bezug auf die Ausbildung von Oberflächenschichten bzw. oberflächennahen Schichten aus Kühlwasser. Der untersuchte Düsentyp produziert bei den üblichen Betriebsparametern ausschließlich Tropfen mit $We > 100$. Dadurch war die Beobachtung anderer Phänomene, wie Tropfenabprall oder der Zerfall in einzelne Sekundärtropfen, nicht möglich.

3.4 Wasserverteilung

Im Folgenden wird der Einfluss der Düsenbetriebsparameter auf die Wasserverteilung von zwei Zweistoffdüsen gezeigt. Die Wasserverteilung stellt eine wichtige Eigenschaft der Spritzwasserkühlung dar. Sie enthält Informationen darüber, wo auf der beaufschlagten Fläche wie viel Wasser auftrifft.

Die verwendeten Düsenbetriebsparameter für die Erläuterung der Einflüsse auf die WVT sind mit jenen der Sprühcharakterisierung ident und werden in **Tabelle 6** zusammengefasst. Ein Vergleich zwischen den Düsenparametern wird zum einen mit der Draufsicht der

zweidimensionalen Wasserverteilung, zum anderen mit Vergleichswerten angestellt. Diese Vergleichswerte bestehen aus der maximalen Wasserbeaufschlagungsdichte (WID_{max}) und der gemittelten Wasserbeaufschlagungsdichte (WID_{mean}). Die Berechnung dieser Werte aus den zweidimensionalen Resultaten der Wasserverteilungsmessung wird in **Abbildung 44** und durch die **Gleichungen (20) – (22)** veranschaulicht.

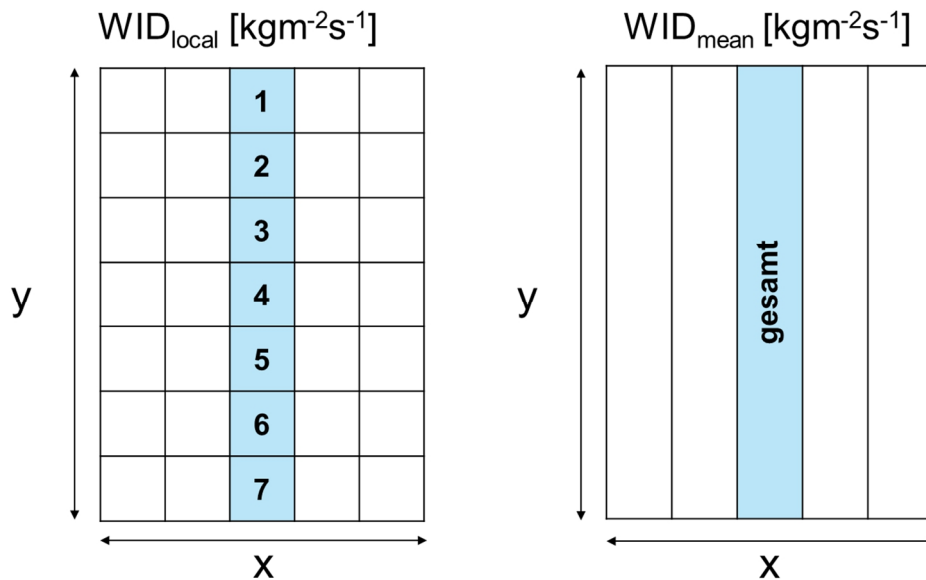


Abbildung 44: Vergleich lokale (WID_{local}) und gemittelte (WID_{mean}) Wasserbeaufschlagungsdichte

Die lokale Wasserbeaufschlagungsdichte $WID_{local,n}$ wird durch Division des gemessenen Spritzwasservolumens durch den Öffnungsquerschnitt der betrachteten Messzelle und die Messdauer ermittelt. Mit Hilfe der lokalen Wasserbeaufschlagungsdichte können zweidimensionale Wasserverteilungen dargestellt und in Simulationen verwendet werden.

$$WID_{local,n} = \frac{V_n}{A_n \cdot t} \quad (20)$$

$WID_{local,n}$... Wasserbeaufschlagungsdichte in Messzelle n [$kgm^{-2}s^{-1}$]

V_n ... Wasservolumen in Messzelle n [kg]

A_n ... Öffnungsquerschnitt einer Messzelle [m^2]

n ... Messzellen 1-7 [-]

t ... Messdauer [s]

Zum Vergleich der Auswirkungen einzelner Parameteränderungen wird außerdem die maximale und die mittlere Wasserbeaufschlagungsdichte berechnet. Zur Ermittlung von WID_{max} wird an jeder x-Position aus allen lokalen Wasserbeaufschlagungsdichten in y-Richtung das Maximum ermittelt.

$$WID_{max} = \max(WID_{local,n}) \quad (21)$$

Zur Berechnung der gemittelten Wasserbeaufschlagungsdichte wird **Gleichung (22)** angewendet. Dazu wird das gesamte Wasservolumen in den 7 Zellen jeder x-Position durch deren Öffnungsquerschnitt, also 7 cm^2 , und die Messdauer dividiert.

$$WID_{mean} = \frac{V_{ges}}{A_{ges} \cdot t} \quad (22)$$

WID_{mean} ... Gemittelte Wasserbeaufschlagungsdichte [$\text{kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$]

V_{ges} ... Gesamtes Wasservolumen über Messrasterbreite [kg]

A_{ges} ... Gesamte Fläche über Messrasterbreite [m^2]

Durch die Auswertung der mittleren Wasserbeaufschlagungsdichte kann die Sprühbreite ermittelt werden. Die Breite der Wasserverteilung ist stark vom Sprühwinkel und somit von der Düsengeometrie abhängig. Im realen Düsenbetrieb ist eine rein geometrische Betrachtung allerdings nicht ausreichend. Grund dafür ist eine Änderung des Winkels in Abhängigkeit von der Distanz zur Düse, der Oberflächenspannungen, der Mitnahme von Umgebungsluft und dem Einfluss der Gravitation. [73–75]

In **Abbildung 45** wird die schematische Ausbildung eines Sprühkegels dargestellt. Darin sind der Sprühwinkel α und die daraus resultierende, theoretische Sprühbreite gezeigt. Außerdem ist eine mögliche Ausformung des Sprühkegels mit der wahren Sprühbreite eingezeichnet.

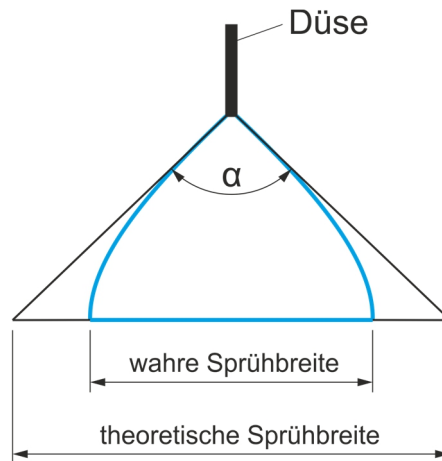


Abbildung 45: Theoretische und wahre Sprühkegelbreite, nach [66]

Zur Bestimmung der Sprühkegelbreite bei unterschiedlichen Abständen zwischen Düsen Spitze und Messebene wurden WVT-Messungen am DMS durchgeführt. **Abbildung 46a** zeigt die Messergebnisse der WVT-Messungen (WID_{mean}) bei Abständen von 205, 271 und 310 mm. In dem Diagramm wird jeweils der halbe Sprühkegel dargestellt. Mit den Messungen wurde eine Verbreiterung der Wasserverteilung mit steigendem Abstand klar nachgewiesen. Zur Bestimmung eines Zusammenhangs zwischen Sprühbreite und Düsenbetriebsparameter wurden Messungen bei einem L/W von 10, 36 und 52 l_n/l durchgeführt. Die Ergebnisse sind in **Abbildung 46b** dargestellt. Es wird gezeigt, dass sich die Sprühbreite mit steigendem L/W Verhältnis verringert. Ein Grund dafür kann die, mit dem L/W Verhältnis steigende, Tropfengeschwindigkeit sein. In beiden Messserien wurde die Breite bis zum Unterschreiten einer WID_{mean} von 0,5 kgm⁻²s⁻¹ angenommen, d. h. Teile unter diesem Grenzwert werden in der Messung nicht berücksichtigt. Die gewählten Punkte sind in **Abbildung 46** markiert.

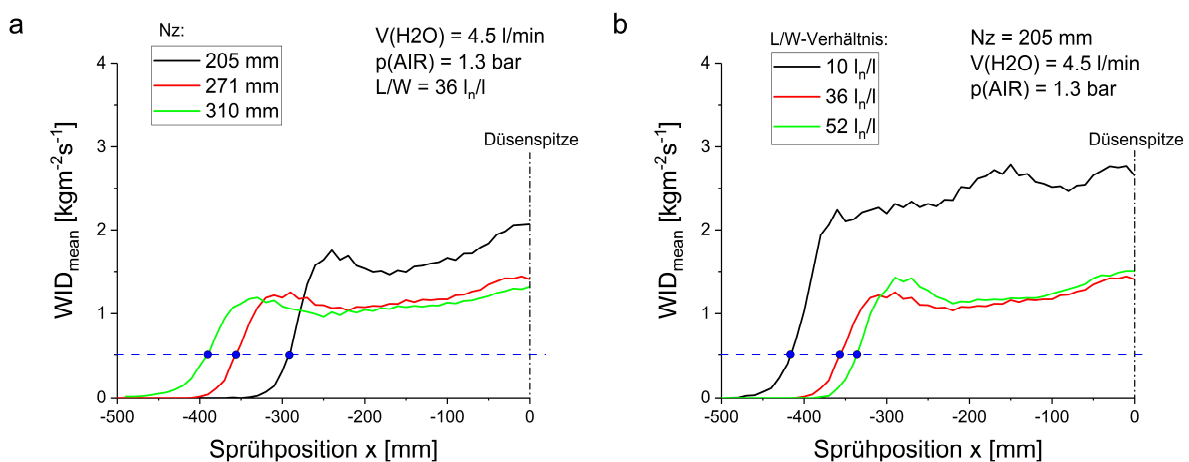


Abbildung 46: (a) Einfluss des Abstands Düse-Oberfläche und (b) des L/W Verhältnisses auf die Sprühbreite

Der theoretische Sprühwinkel der untersuchten Düse wurde vom Hersteller mit 105° angegeben. In **Abbildung 47** werden die gefundenen Ergebnisse mit diesem theoretischen Sprühkegel verglichen.

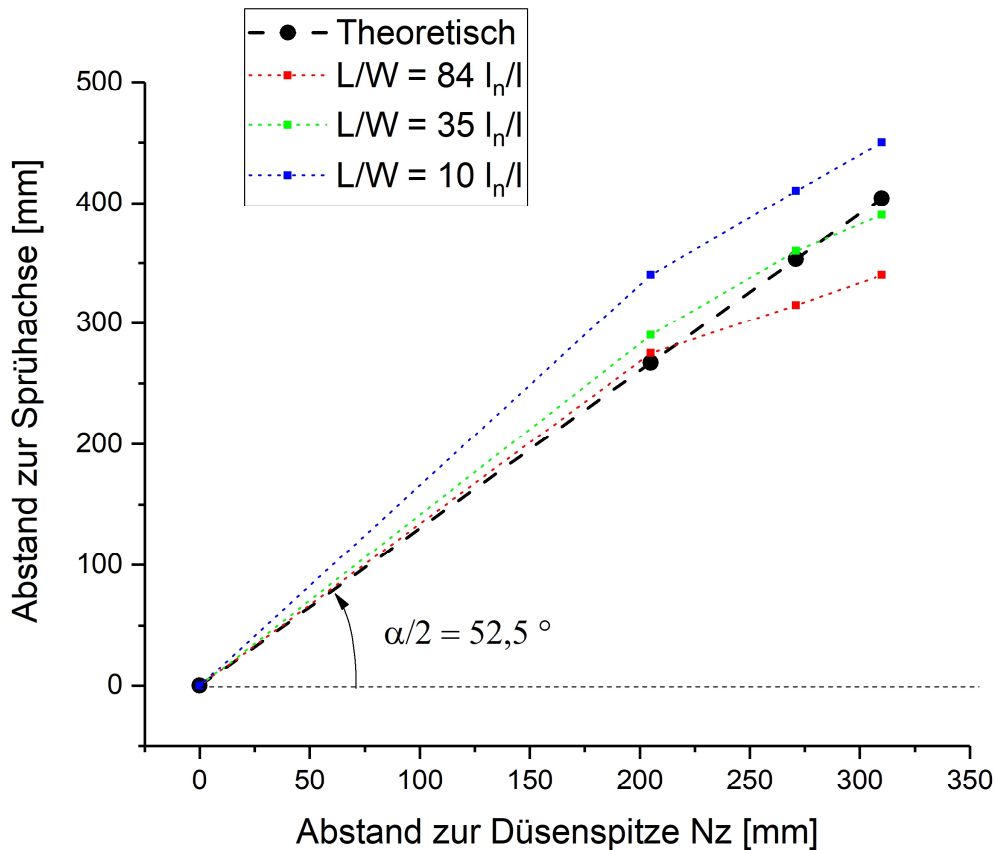


Abbildung 47: Einfluss des L/W-Verhältnisses auf die Sprühbreite

3.4.1 Überlappung von zwei Sprühkegeln

Die Überlappung zweier Sprühkegel äußert sich bei den meisten der untersuchten Wasserverteilungen in Form eines lokalen Maximums in der Wasserbeaufschlagungsdichte. Oft liegt nur die Wasserverteilung einer einzelnen Düse vor und die Sprühkegelüberlappung wird rechnerisch ermittelt. Dabei wird üblicherweise eine Addition der WID im Bereich der Überlappung durchgeführt. Der Vergleich einer gemessenen Wasserverteilung zweier Düsen und der berechneten Wasserverteilung wird in **Abbildung 48** gezeigt.

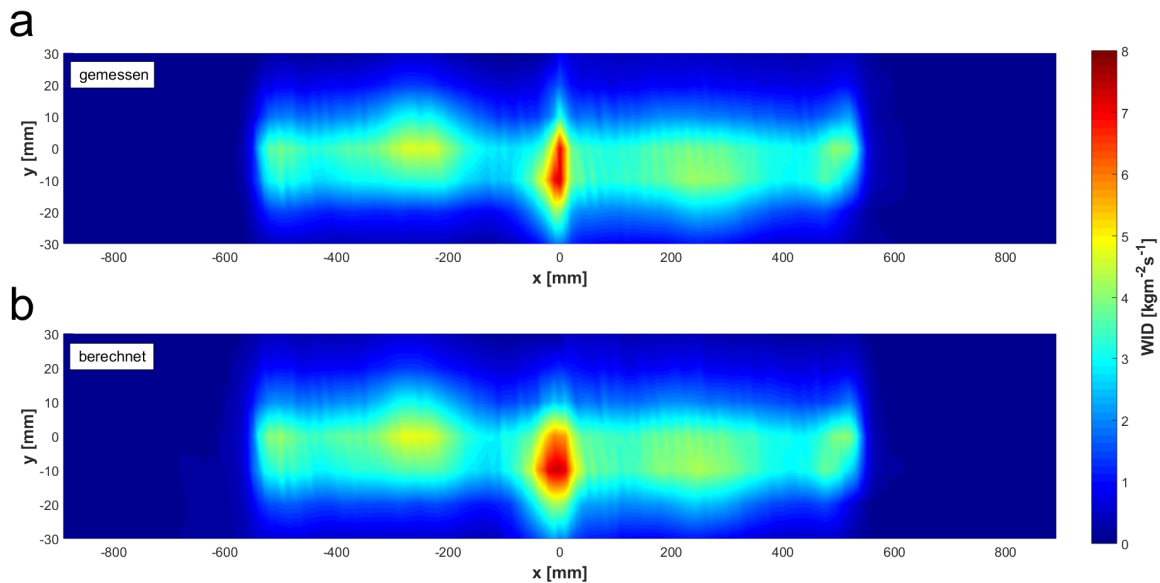


Abbildung 48: Wasserverteilung bei $N_z = 205$ mm, $V(\text{H}_2\text{O}) = 4.5$ l/min und $p(\text{AIR})$ bei (a) gemessener Überlappung und (b) addierter Wasserverteilung

In der berechneten WVT zeigt sich eine etwas breitere Überlappungszone als in dem gemessenen Sprühbild. Der Grund könnte in der gegenseitigen Beeinflussung der Sprühkegel liegen. In der Überlappungszone zeigen die Geschwindigkeitsvektoren beider Sprühkegel in entgegengesetzte Richtung. Dadurch kann es zur Verengung der Sprühkegelbreite und somit zur Verringerung der Überlappungsbreite kommen. Grundsätzlich ist also die Vermessung der Überlappungszone einer Addition aus einzelnen WVT vorzuziehen.

3.4.2 Einfluss des Wasserdurchflusses

Abbildung 50 zeigt, dass die Ausbildung der Wasserverteilung stark vom Wasserdurchfluss abhängt. Wird $V(\text{H}_2\text{O})$ von 4.5 auf 9.35 l/min, bei gleichbleibendem Luftdruck und Düsenabstand erhöht, steigt die Wasserbeaufschlagungsdichte dramatisch an. Wie in **Abbildung 50** zu erkennen ist, nehmen auch WID_{mean} und WID_{max} mit der Erhöhung des Wasserdurchflusses zu. Der Grund dafür liegt in der Beaufschlagung der annähernd gleichen Fläche mit mehr als der doppelten Wassermenge. Besonders deutlich wird der Anstieg im Bereich der Sprühkegelüberlappung, wo sich ein deutliches Maximum in den Vergleichswerten ausbildet. Der Grund für das ausgeprägte Maximum liegt in der zuvor genannten Abhängigkeit der Sprühkegelbreite vom Wasserdurchfluss. Die Verbreiterung der beiden Sprühkegel führt somit auch zur Verbreiterung der Überlappungszone.

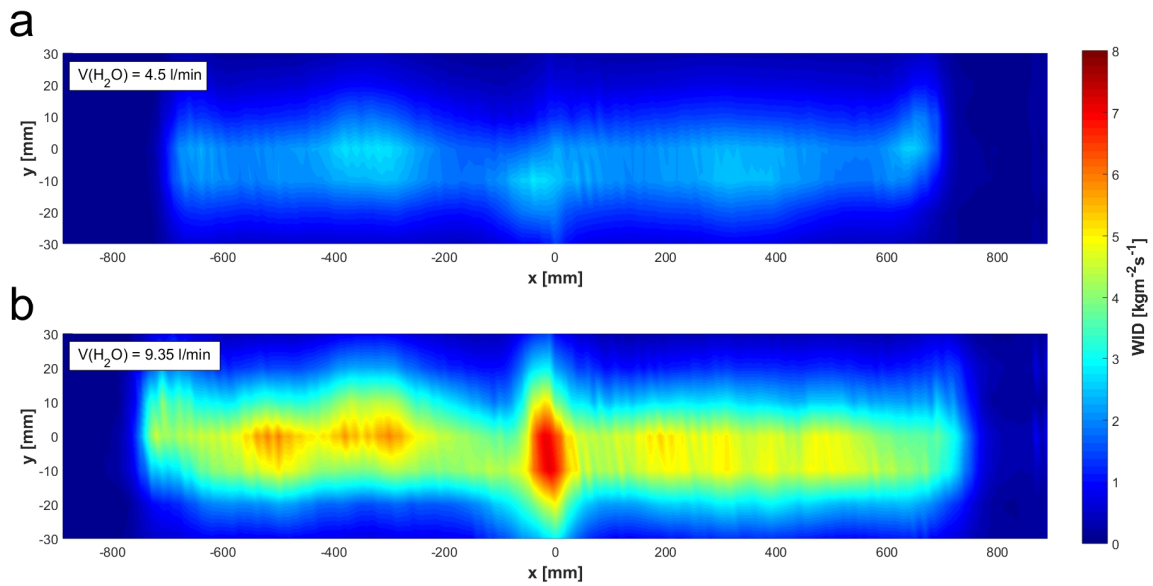


Abbildung 49: Wasserverteilung in der Draufsicht bei $N_z = 271$ mm, $p(\text{AIR}) = 1,3$ bar und (a) $V(\text{H}_2\text{O}) = 4,5$ l/min sowie (b) $V(\text{H}_2\text{O}) = 9.35$ l/min

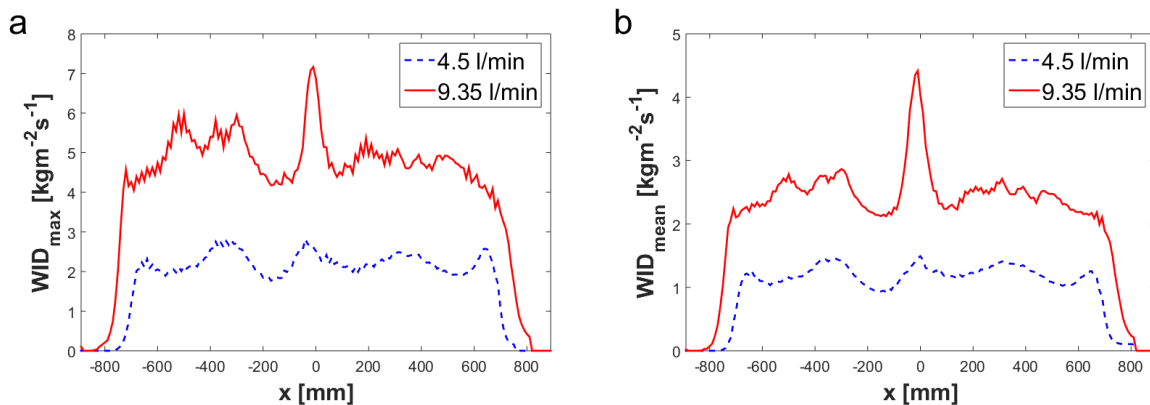


Abbildung 50: Einfluss des Wasserdurchflusses $V(\text{H}_2\text{O})$ auf die (a) maximale und (b) mittlere Wasserverteilung

3.4.3 Einfluss des Luftdrucks

Eine Erhöhung des Luftdrucks von 1,3 auf 2 bar resultiert, wie in **Abbildung 51** ersichtlich, in einer etwas schmäler ausgebildeten Wasserverteilung. Die Verschmälerung der WVT wird durch die Darstellung der maximalen Wasserbeaufschlagungsdichte in **Abbildung 52** verdeutlicht. Das Maximum entlang der Sprühbreite nimmt zu, die gemittelte Wasserbeaufschlagungsdichte WID_{mean} bleibt annähernd konstant. Das bedeutet, dass die gleiche Menge an Wasser auf eine kleinere Fläche auftrifft.

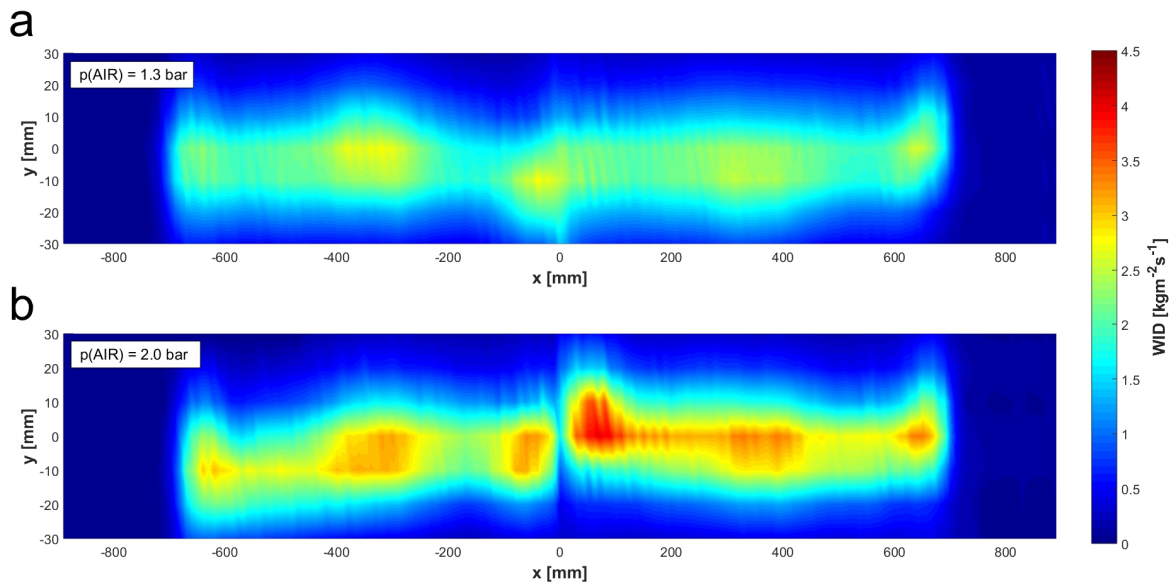


Abbildung 51: Wasserverteilung in der Draufsicht bei $N_z = 271$ mm, $V(\text{H}_2\text{O}) = 4,5$ bar und (a) $p(\text{AIR}) = 1,3$ l/min sowie (b) $p(\text{AIR}) = 2,0$ l/min

Ein wesentlicher Unterschied in den beiden WVT findet sich wiederum in der Überlappungszone. Die Wasserverteilung bei einem L/W Verhältnis von 52 l/l weist eine deutlich schmalere Sprühbreite auf. Bei unveränderter, geometrischer Sprühkegelüberlappung resultiert diese Verschmälerung in der Ausbildung eines lokalen Minimums.

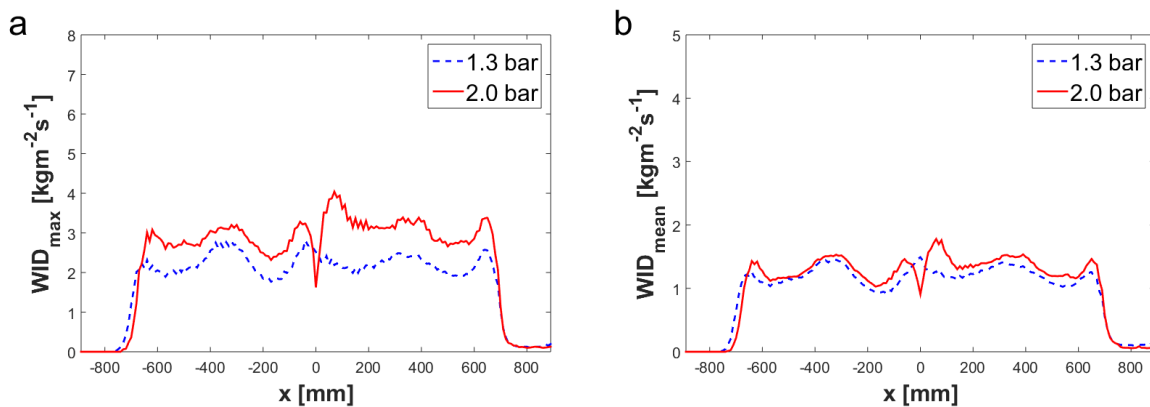


Abbildung 52: Einfluss des Luftdrucks $p(\text{AIR})$ auf die (a) maximale und (b) mittlere Wasserverteilung

3.4.4 Einfluss der Düsenabstände

Die Düsen der untersuchten Stranggießanlage lassen sich zur Oberfläche und zueinander verschieben. Die Bewegung erfolgt entlang einer schiefen Ebene. Somit ist der Abstand zur

Strangoberfläche an die Sprühbreite gebunden. Wird der Abstand zwischen der Düsen Spitze und der Oberfläche verringert, verkleinert sich auch die Sprühbreite. Die gleiche Menge an Wasser erreicht dadurch einen geringeren Teil der Strangoberfläche, was in einer höheren Wasserbeaufschlagungsdichte resultiert und in **Abbildung 53** und **Abbildung 54** veranschaulicht wird.

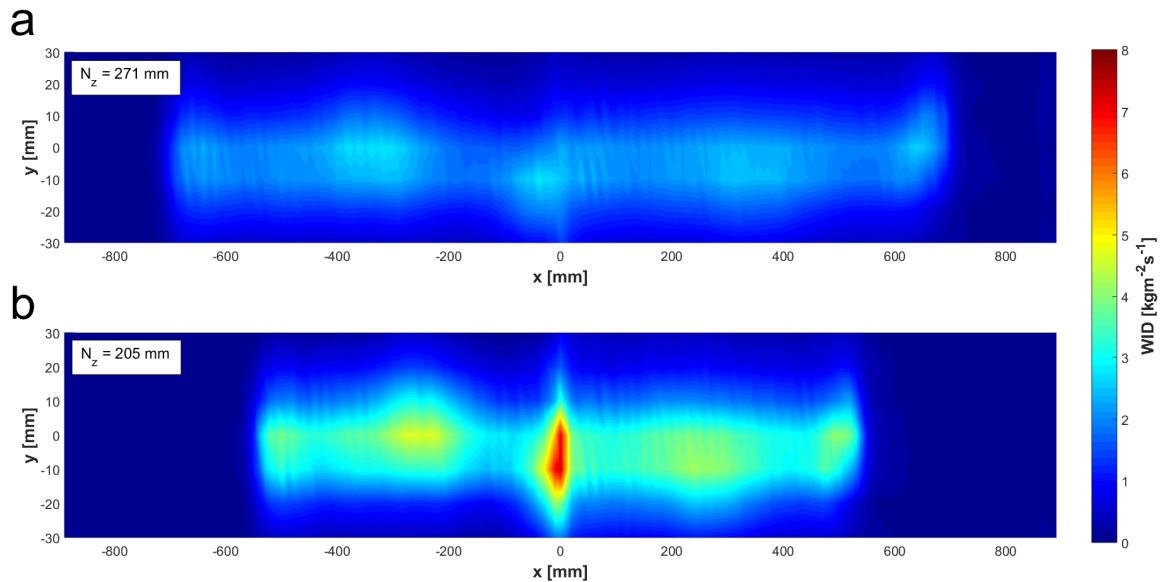


Abbildung 53: Wasserverteilung in der Draufsicht bei $V(\text{H}_2\text{O}) = 4,5 \text{ bar}$, $p(\text{AIR}) = 1,3 \text{ bar}$ und (a) $N_z = 271 \text{ mm}$ sowie (b) $N_z = 205 \text{ mm}$

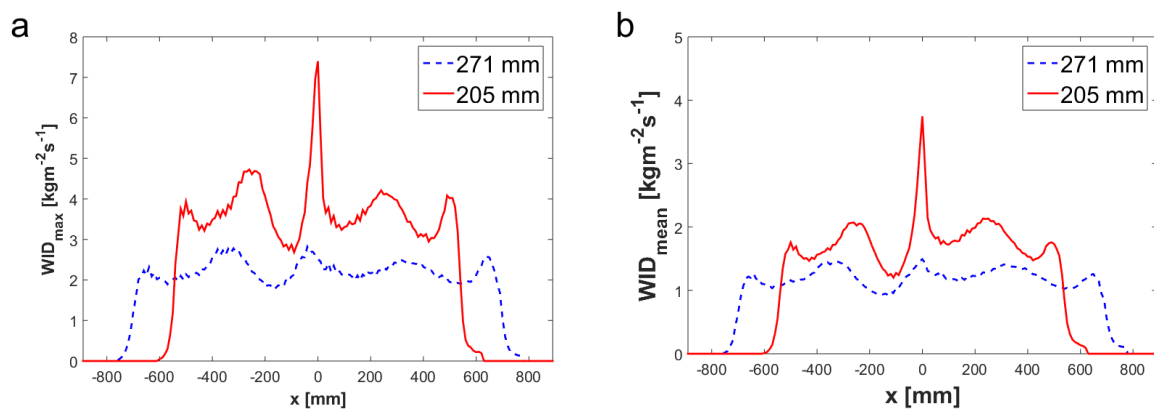


Abbildung 54: Einfluss der Düsenabstände N_z und N_x auf die (a) maximale und (b) mittlere Wasserverteilung

Das Maximum der Wasserverteilung im Bereich der Düsenüberlappung nimmt durch die Verringerung des Düsenabstands dramatisch zu. In **Abbildung 47** wird gezeigt, dass bei einem Abstand von 205 mm eine größere Differenz zwischen theoretischer und wahrer Sprühbreite auftritt. Da die Düse entlang des theoretischen Sprühwinkels verschoben wird,

nimmt die Breite der Überlappungszone und somit auch die Wasserbeaufschlagungsdichte zu.

3.5 Zusammenfassung der Einflüsse auf die Sprühausbildung

Die gezeigten Versuchsergebnisse beschreiben den Einfluss der Düsenbetriebsparameter auf die Tropfeneigenschaften und die Ausbildung der Wasserverteilung.

Die Änderung von Düsenparametern führt zur Veränderung der gemessenen Wasserverteilungen. Durch die Erhöhung des Wasserdurchflusses steigt die Wasserbeaufschlagung über die gesamte Sprühbreite. Wird der Abstand zwischen Düse und Messebene bei konstantem Durchfluss erhöht, nimmt die beaufschlagte Fläche zu und die WID nimmt ab. Die Änderung der Distanz und vor allem auch das L/W Verhältnis hat ebenfalls Einfluss auf die Sprühbreite. So verengt sich der Sprühkegel über die Entfernung zur Düsen Spitze. Außerdem steigt mit zunehmendem L/W Verhältnis die Tropfengeschwindigkeit, wodurch die Sprühbreite verringert wird. Änderungen der Düsenparameter können somit zu Veränderungen der Überlappungszone und daraus folgend zu lokalen Minima oder Maxima in der Wasserverteilung führen.

Die Tropfengeschwindigkeit und Tropfengröße ist stark vom Verhältnis des Luftdurchflusses zum Wasserdurchfluss abhängig. Eine Erhöhung des L/W Verhältnisses resultiert in kleineren und schnelleren Tropfen. Die Geschwindigkeit wird auch von der Entfernung der Düse zur Messebene beeinflusst; sie nimmt mit der Distanz ab. Einen wesentlichen Einfluss auf die Tropfeneigenschaften hat aber auch die Sprühkegelüberlappung, welche wiederum von den Düsenparametern beeinflusst wird. Die Überlappung führt zu einer Reduktion des Tropfendurchmessers und der Tropfengeschwindigkeit. Zur Geschwindigkeitsreduktion ist anzumerken, dass hier die kleinen Tropfen aufgrund der höheren Reibung zwischen Tropfen und umgebender Luft stärker betroffen sind.

Zusätzlich zu den Sprüheigenschaften und den Wasserverteilungen wurde der Tropfenaufrall auf kalte und heiße Oberflächen untersucht. Dazu wurde gemeinsam mit dem Lehrstuhl für Verfahrenstechnik ein Messaufbau zur Aufnahme der Aufprallphänomene entwickelt. Mit den Aufnahmen wurden grundlegende Annahmen, wie das Auftreten des Tropfenzerfalls bei hohen Weber Zahlen und die Ausbildung von Sekundärtropfen in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur bestätigt. Bei kalten Oberflächen bildet sich eine Schicht aus Wasser an der Oberfläche. Auftreffende Primärtropfen bilden Wasserkronen

aus, wodurch kleinere Sekundärtropfen aus der Schicht emittiert werden. Wird die Oberfläche auf Temperaturen von etwa 1000 °C beheizt, entsteht aus den aufprallenden Primärtropfen durch Verdampfung eine feine Schicht aus Sekundärtropfen, welche sich parallel zur Oberfläche bewegen. Die Dicke der entstehenden Schichten hängt von den Düsenbetriebsparametern ab. Im Falle der kalten Oberfläche steigt die Sichtdicke mit der Wassermenge; bei heißen Oberflächen nimmt die optische Dichte der oberflächennahen Schicht mit dem L/W zu. Die Sprühkegelüberlappung führt hier ebenfalls zu einer dickeren Schicht.

4 Einflüsse auf den Wärmeübergangskoeffizienten

Im folgenden Kapitel werden die Einflüsse der Oberflächentemperatur, der Wasserbeaufschlagungsdichte (WID), der Oberflächenbeschaffenheit, der Kühlwassertemperatur und der Tropfeneigenschaften auf den Wärmeübergangskoeffizienten (HTC) anhand von Versuchsergebnissen und Vergleichen mit der bestehenden Literatur vorgestellt.

4.1 Oberflächentemperatur T_o

Eine Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Oberflächentemperatur und die Ausbildung unterschiedlicher Siederegime wurde bereits durch Nukiyama gezeigt. [24]

Zur Beschreibung der Phänomene beim Kühlen mit Flüssigkeit wird die sogenannten Nukiyama- oder Siedekurve, wie sie in **Abbildung 55** gezeigt wird, herangezogen. Sie zeigt den Wärmeübergangskoeffizienten bzw. die Wärmestromdichte über der Oberflächentemperatur. Bei hohen Temperaturen tritt das Phänomen der Filmverdampfung vor. In diesem Regime scheint ein Wärmeübergangskoeffizient mit geringer Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur auf. Wird eine bestimmte Oberflächentemperatur, genannt Leidenfrosttemperatur (LFT), unterschritten, wechselt das Kühlregime zum Übergangssieden. Üblicherweise wird jene Temperatur als LFT bezeichnet, bei der die Wärmestromdichte ein lokales Minimum aufweist. Der Dampffilm mit seiner isolierenden Wirkung bricht dabei lokal zusammen, flüssiges Wasser erreicht die Oberfläche und der HTC beginnt dramatisch zu steigen. Der Dampffilm wird bei fortschreitender Abkühlung immer instabiler und verschwindet beim Punkt der kritischen Wärmestromdichte (CHF) schließlich

komplett. Hier wird die maximale Wärmestromdichte erreicht. Der Bereich direkt unterhalb des CHF wird auch Blasensieden genannt; sinkt die Temperatur noch tiefer stoppt die Dampfblasenbildung und Konvektionssieden setzt ein. Am CHF ist gut zu erkennen, dass der HTC und die Wärmestromdichte etwas versetzt verlaufen. Der Versatz resultiert aus der Definition des HTC, als Proportionalitätsfaktor zwischen Temperatur und Wärmestromdichte. Der CHF stellt im Verlauf der Wärmestromdichte ein Maximum dar, an welchem die Steigung der Wärmestromdichte gleich Null ist. Leitet man nun den HTC als Quotient von q durch T an derselben Stelle ab, erhält man ein negatives Ergebnis; der HTC sinkt also am CHF.

Die Nukiyamakurve ist nur für einen bestimmten Parametersatz gültig. Erhöht man etwa die Wasserbeaufschlagungsdichte, verschiebt sich auch die Kurve. Daher ist es wichtig, Düsen bei möglichst vielen Betriebszuständen zu vermessen, um die gewünschten, optimalen Kühleigenschaften einzustellen. [24]

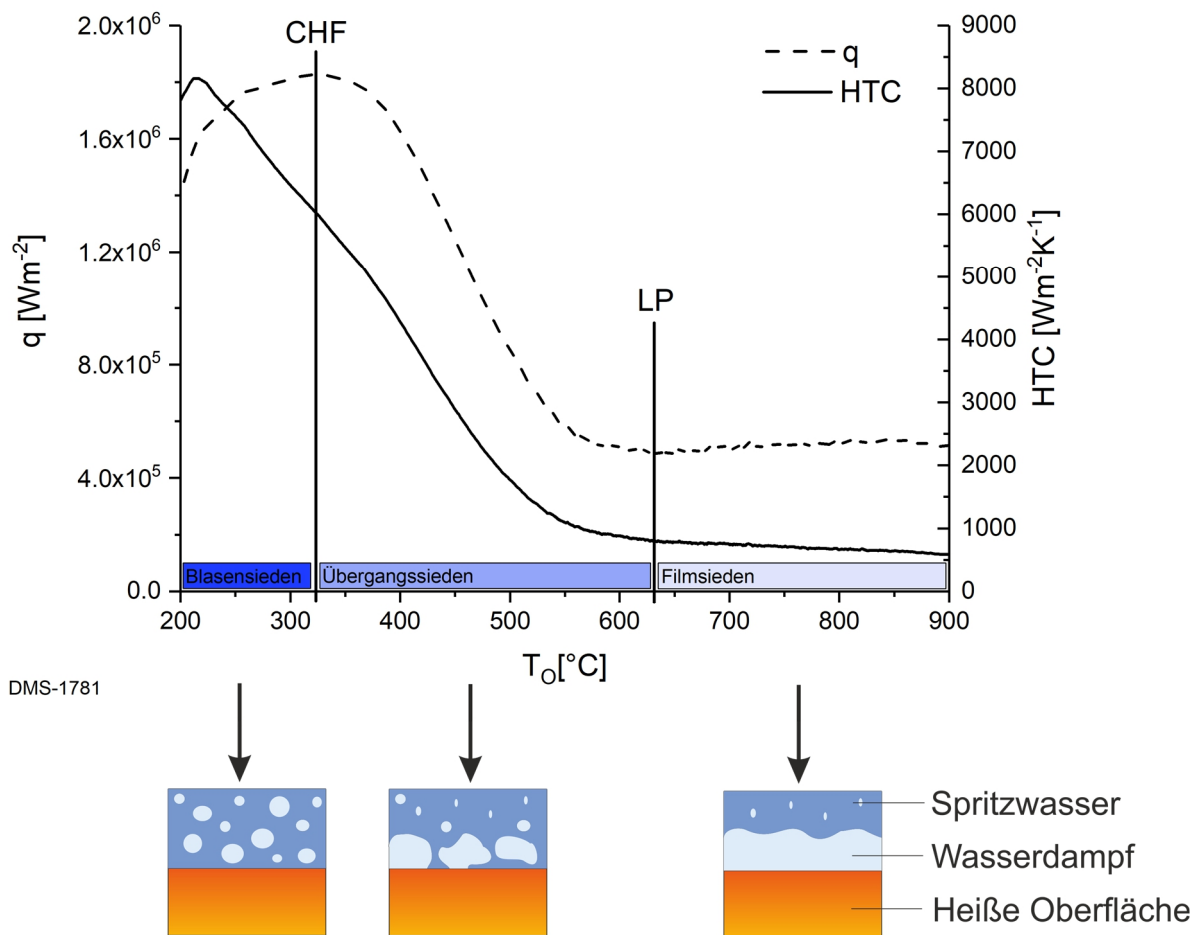


Abbildung 55: Gemessene Nukiyama-/Siedekurve mit unterschiedlichen Siederegimen

In **Abbildung 56** werden fünf gemessene Siedekurven mit unterschiedlicher Oberflächenstarttemperatur dargestellt. Ein wesentlicher Einfluss der Starttemperatur auf den HTC in der stabilen Filmverdampfung konnte nicht nachgewiesen werden. Auch die LFT ist weitgehend von der Starttemperatur unabhängig.

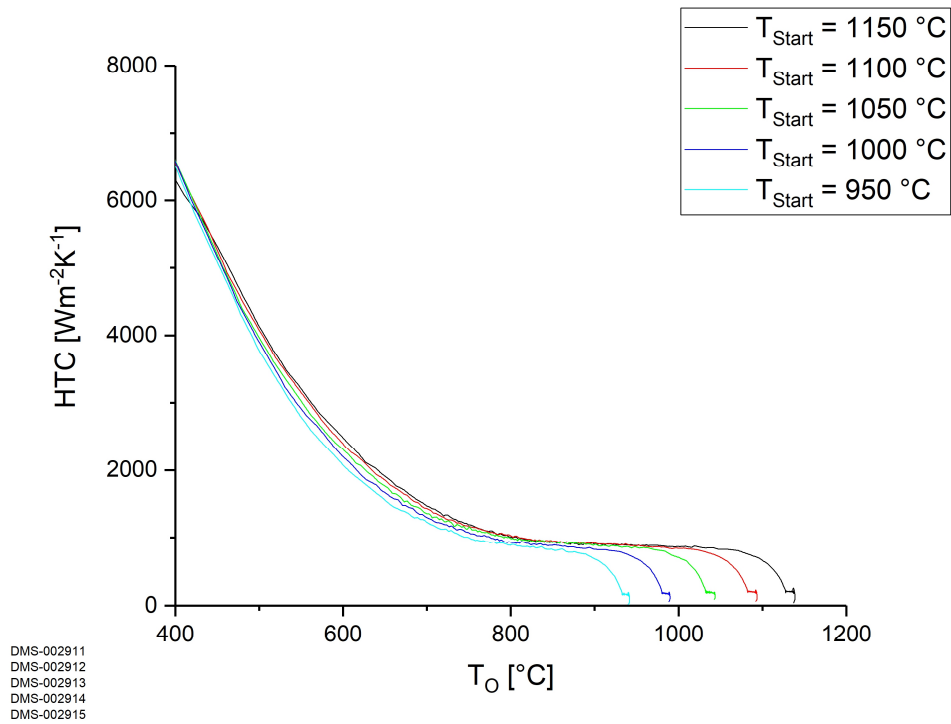


Abbildung 56: Siedekurven bei $WID = 2.56 \text{ kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$ und Starttemperaturen zwischen 950 °C und 1150 °C

Die Starttemperatur wurde auch bei dynamische Messungen variiert. Die Messreihe in **Abbildung 57** zeigt ihren deutlichen Einfluss auf den HTC Verlauf.

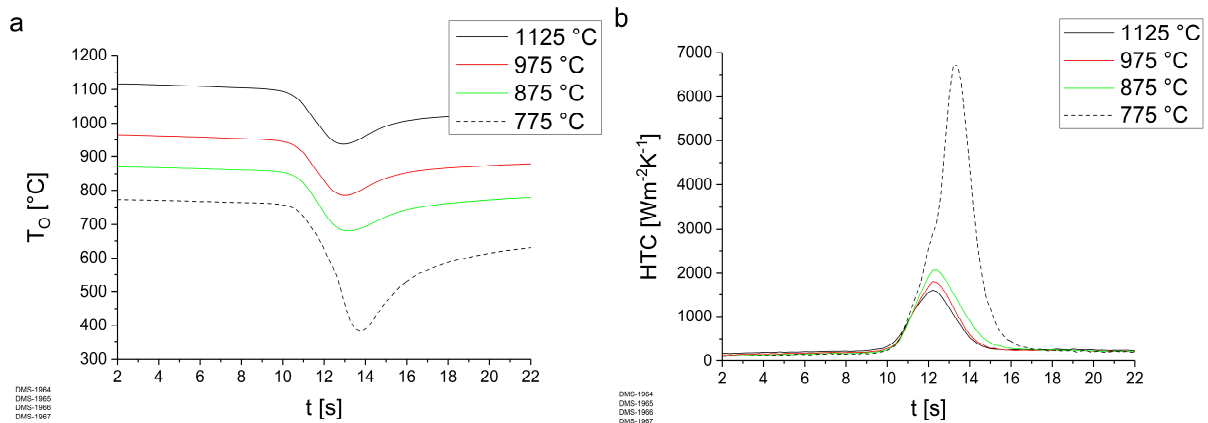


Abbildung 57: Einfluss der Start-Oberflächentemperatur T_{Start} auf den HTC bei dynamischer Versuchsführung

Obwohl bei den dynamischen Versuchen mit Starttemperaturen von 1125 °C, 975 °C und 875 °C die LFT nicht unterschritten wird zeigt sich, dass bei niedrigeren Starttemperaturen höhere HTC erreicht werden. Der Grund liegt in einer geringen Temperaturabhängigkeit des HTC im Bereich der stabilen Filmverdampfung. Bei einer weiteren Reduktion der Starttemperatur auf 775 °C wird die LFT deutlich unterschritten und sehr viel höher HTC Werte werden erreicht. Der Zusammenhang wird auch durch Anwendung unterschiedlicher Prüfkörpergeschwindigkeiten verdeutlicht. In **Abbildung 58a** sind HTC-Verläufe bei Prüfkörpergeschwindigkeiten von 0,65 m/min, 1,3 m/min und 2,6 m/min mit den dazugehörigen Oberflächentemperaturen dargestellt. Es ist wichtig zu erwähnen, dass in keinem der Versuche die LFT unterschritten wurde. Durch eine geringere Prüfkörpergeschwindigkeit steigt die Verweilzeit des Prüfkörpers im Sprühkegel, erkennbar an einer breiteren Messspitze. Durch die höhere Verweilzeit sinkt die Temperatur zu niedrigeren Werten und dadurch steigt der maximale HTC. **Abbildung 58b** stellt den, über die Versuchsdauer gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten (HTC_{mean}) und die minimale Oberflächentemperatur über der Prüfkörpergeschwindigkeit dar. Es wird deutlich, dass mit sinkender, minimaler Temperatur der maximale HTC steigt.

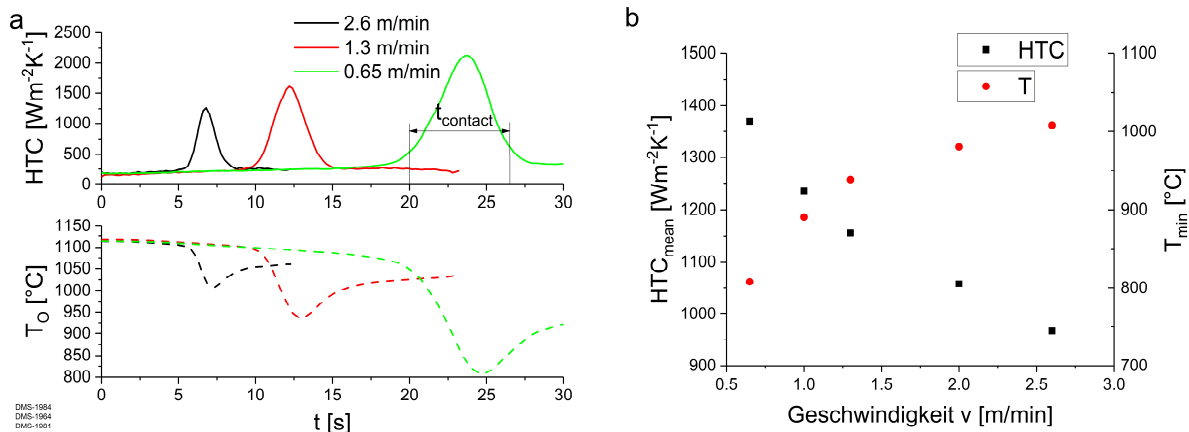


Abbildung 58: (a) HTC für Prüfkörpergeschwindigkeiten von 0,65 m/min, 1,3 m/min und 2,6 m/min;
 (b) Mittlerer HTC (HTC_{mean}) und minimale Oberflächentemperatur (T_{min}) über
 Prüfkörpergeschwindigkeiten

4.2 Wasserbeaufschlagungsdichte WID

Der Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auf den lokalen HTC wurde bereits in mehreren Veröffentlichungen untersucht.

Jeschar et.al. bestimmte Siedekurven bei unterschiedlichen WID und ermittelte einen linearen Zusammenhang zwischen der WID und dem HTC während des Filmsiedens. Außerdem konnte er eine lineare Abhängigkeit der LFT von der WID nachweisen. Je größer die WID, desto größer der HTC und LFT. [25]

Auch in Versuchen am DMS wurde ein starker Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auf den HTC festgestellt. **Abbildung 60a** zeigt Siedekurven bei Wasserbeaufschlagungsdichten zwischen $2,6 \text{ kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$ und $9,7 \text{ kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$. Es ist zu erkennen, dass der HTC beim Filmsieden mit zunehmender WID steigt. Auch die LFT, also jene Temperatur, bei der die Kühlwirkung stark zunimmt, steigt mit der WID.

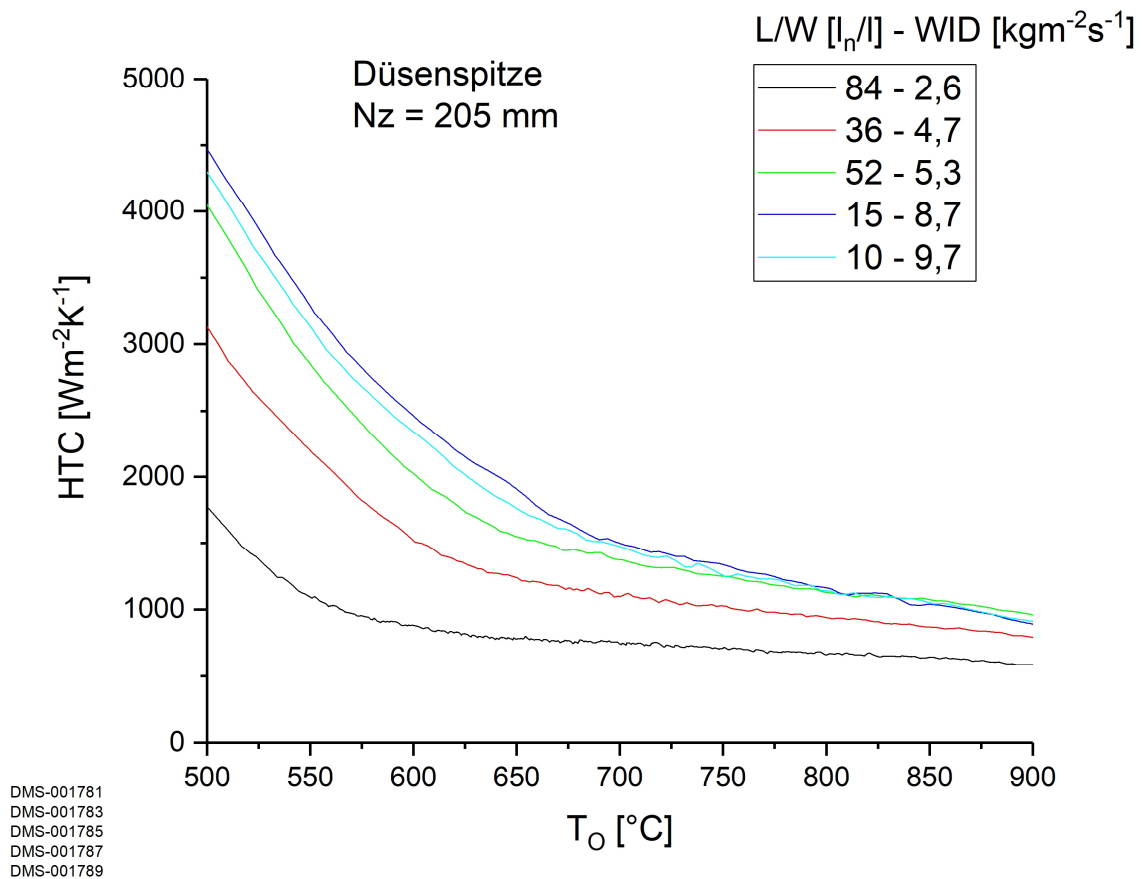


Abbildung 59: Siedekurven bei unterschiedlichen Wasserbeaufschlagungsdichten

Zur besseren Veranschaulichung ist in **Abbildung 60a** der HTC bei $900 \text{ }^{\circ}\text{C}$ über der Wasserbeaufschlagungsdichte dargestellt. Neben einer eindeutigen Zunahme des HTC im Bereich der stabilen Filmverdampfung steigt auch die LFT mit steigender WID an, was in **Abbildung 60b** für die gezeigten Siedekurven dargestellt wird.

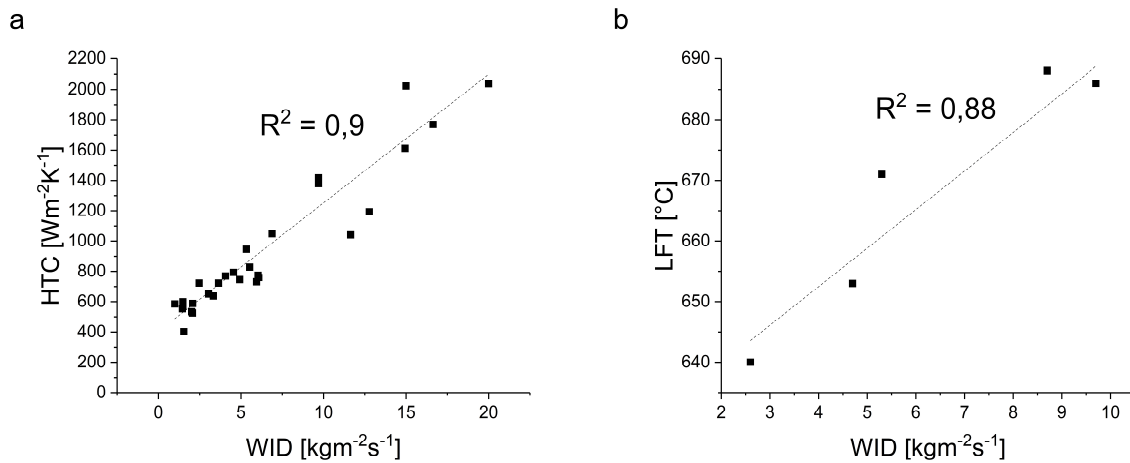


Abbildung 60: (a) HTC über WID; (b) Leidenfrosttemperatur über WID

Laut Definition von Nukiyama ist die LFT jene Temperatur, bei der die minimale Wärmestromdichte bei konstanter Wasserbeaufschlagung erreicht wird. [24] Versuche am DMS haben gezeigt, dass diese Definition für annähernd konstante HTC während der stabilen Filmverdampfung gut anwendbar ist. Steigen die Wasserbeaufschlagung bzw. die Belastung des gebildeten Dampffilms durch das auftreffende Spritzwasser, wird der HTC zunehmend abhängiger von der Oberflächentemperatur. Dies ist anhand der Kurven in **Abbildung 59** zu erkennen. Für Fälle mit größerer Temperaturabhängigkeit wurde die in **Abbildung 61** gezeigte Methode zur Bestimmung der LFT verwendet.

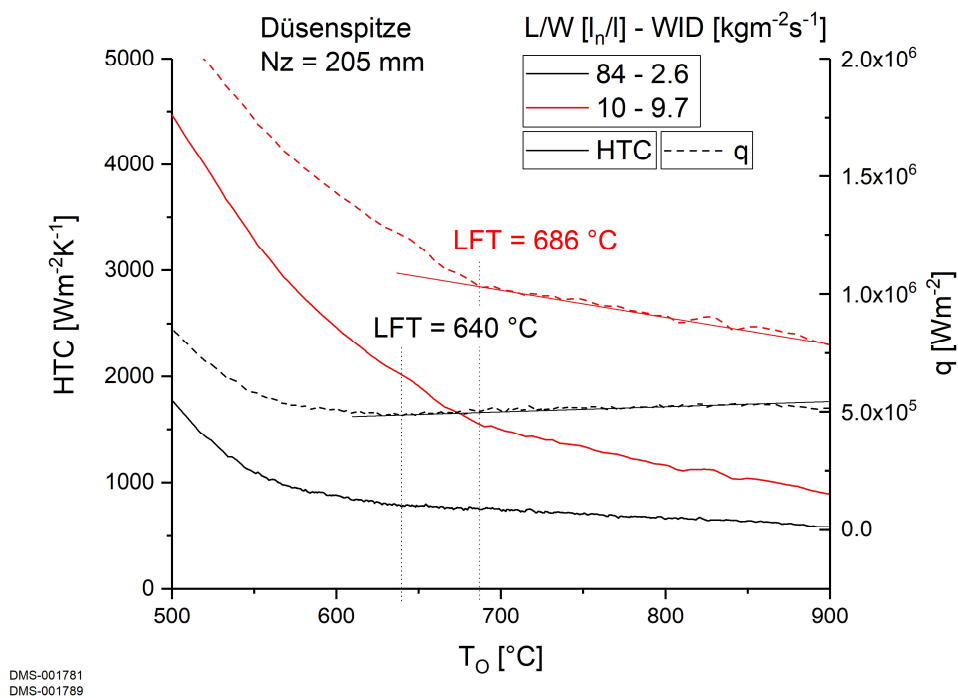


Abbildung 61: Definition der Leidenfrosttemperatur LFT

Im Bereich der stabilen Filmverdampfung nimmt die LFT annähernd linear zu. Wird die LFT erreicht, ändert sich die Steigung des Verlaufs der Wärmestromdichte. Der Punkt dieser Änderung wird dann als LFT bezeichnet.

4.3 Oberflächenbeschaffenheit

Im Laufe des Stranggießens tritt die Verzunderung der Brammenoberfläche auf. Diese kann zur Veränderung der Oberfläche bezüglich Oberflächenrauheit und thermischer Eigenschaften führen. Um die Einflüsse dieser Veränderung auf den HTC getrennt voneinander darzustellen, wurden Prüfkörper mit unterschiedlichen Oberflächenzuständen hergestellt. Die Auswirkungen einer Zunderschicht durch Änderung der thermischen Eigenschaften wurde mit beschichteten Versuchsflächen ermittelt. Außerdem wurden HTC-Messungen an realen Zunderschichten durchgeführt.

4.3.1 Einfluss der Oberflächenrauheit

Beim Stranggießen können gewisse Prozessschritte zur Veränderung der Oberflächenrauheit führen. Die Oszillation der Kokille führt z. B. zur Ausbildung einer Oberflächenstruktur, den Oszillationsmarken. Auch die Bildung von Zunder kann zu einer Erhöhung der Oberflächenrauheit beitragen.

Aamir et.al haben HTC-Messungen bei verschiedenen Oberflächenstrukturen durchgeführt. Sie konnten eine Zunahme des HTC im Bereich der stabilen Filmverdampfung für bestimmte Oberflächenstrukturen nachweisen. Außerdem konnten die Autor mit Hilfe seiner Messdaten einen Anstieg der LFT für strukturierte Oberflächen beobachten. [76]

Brozova et.al. untersuchten den Einfluss der Oberflächenrauheit auf den HTC. Dazu wurden Siedekurven bei definierter Oberflächenrauheit aufgenommen. Das Resultat der Messungen bestand im Nachweis einer Abhängigkeit der LFT von der Rauheit. Laut der Autorin soll die LFT linear mit der Oberflächentemperatur zunehmen. Während des Filmsiedens wurde kein wesentlicher Einfluss der Oberflächenrauheit beobachtet. [29]

Zur Untersuchung des Einflusses der Oberflächenrauheit auf den Wärmeübergang wurde die Beschaffenheit der Versuchsfläche mittels Sandstrahlen und Bohren verändert. Die Bohrungen mit einem Durchmesser von 1 mm und einer Tiefe von etwa 0,4 mm wurden rasterförmig mit einem Abstand von 3 mm über die Oberfläche gesetzt. Zur Bestimmung der Rauheit der Oberflächen wurde ein optisches Messgerät (Alicona, InfiniteFocus) verwendet

wobei das Messverfahren der Fokusvariation zum Einsatz kam. In **Abbildung 62** wird das dreidimensionale Ergebnis einer solchen Messung für die sandgestrahlte und strukturierte Oberfläche dargestellt.

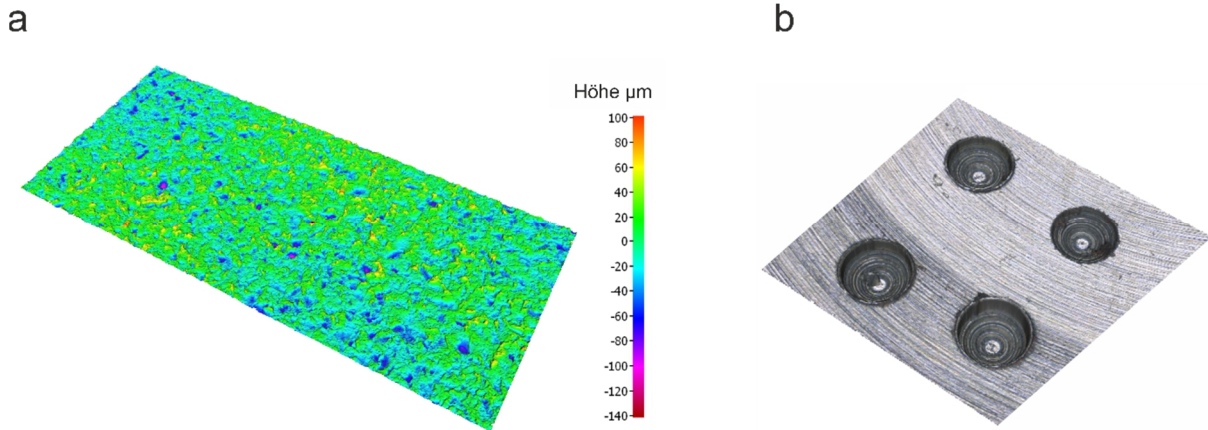


Abbildung 62: 3D Oberflächenprofil der (a) gestrahlten und (b) strukturierten Prüfkörperoberfläche

Abbildung 63 zeigt die Rauheitsprofile der bearbeiteten Oberflächen. Für die sandgestrahlte Oberfläche wurde eine Mittenrauwert R_a von $16 \mu\text{m}$ gemessen. Die Angabe einer Rauheit macht bei der strukturierten Oberfläche aufgrund der Größenordnung keinen Sinn. Der unbehandelte, glatte Prüfkörper weist ein R_a von ca. $1 \mu\text{m}$ auf.

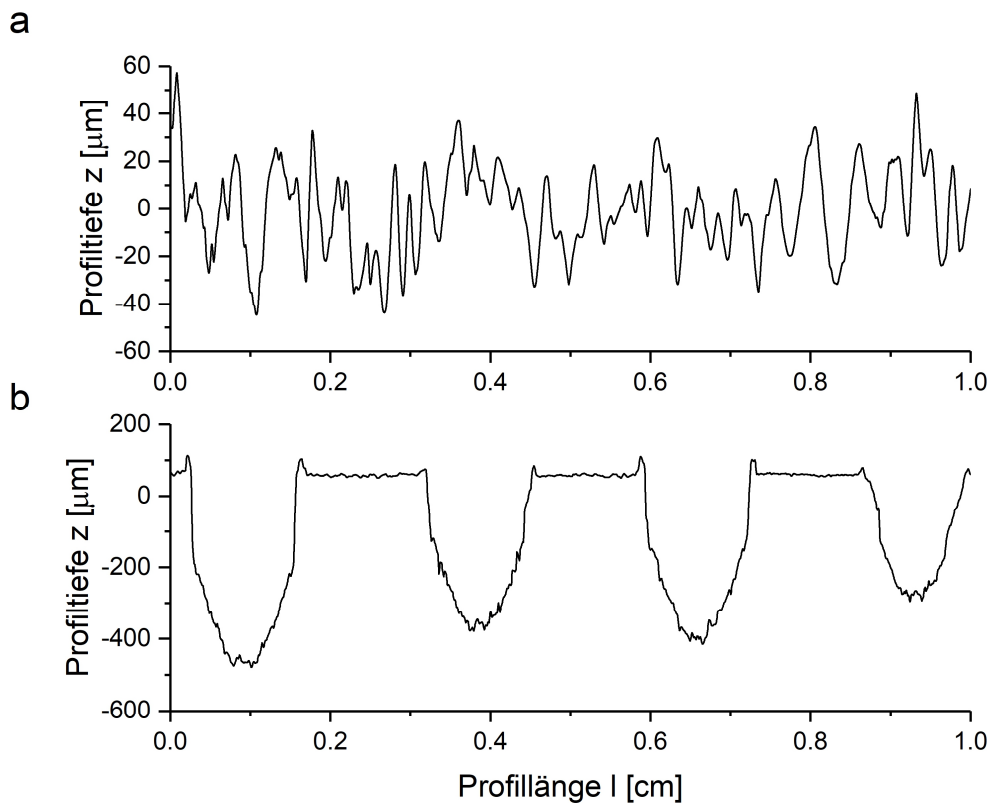


Abbildung 63: 2D Rauheitsprofil der (a) gestrahlten und (b) strukturierten Oberfläche

In **Abbildung 64** ist das Ergebnis dynamischer HTC-Versuche mit glatter, rauher und strukturierter Versuchsoberfläche und unterschiedlichen L/W-Verhältnissen gezeigt. Bereits in der indirekten Düsenflusszone, bevor der Prüfkörper den Sprühkegel erreicht ($t < 10$ s), wurde ein Unterschied im Wärmeübergang festgestellt. Der raue Prüfkörper zeigt einen etwas höheren HTC als der glatte und strukturierte Prüfkörper. Gründe dafür sind die größere Oberfläche mit der dadurch erhöhten Wärmestrahlung, sowie die erhöhte Konvektion durch die Änderung der Fluidodynamik in der Grenzschicht zur rauhen Oberfläche. Während der eigentlichen Kühlung zeigt die strukturierte Oberfläche den deutlich größten HTC. Wenn die Tropfen bei hoher Oberflächentemperatur auf der Oberfläche auftreffen, verdampft ein Teil des Wassers und es bildet sich ein isolierender Dampffilm aus. Dieser wird durch die raue Oberflächenstruktur behindert, was sich in einer Erhöhung des HTC und der LFT äußert. Des Weiteren erfolgt bei der strukturierten Oberfläche auch eine Wärmabfuhr über die Seitenflächen der eingebrachten Bohrungen. [29, 77]

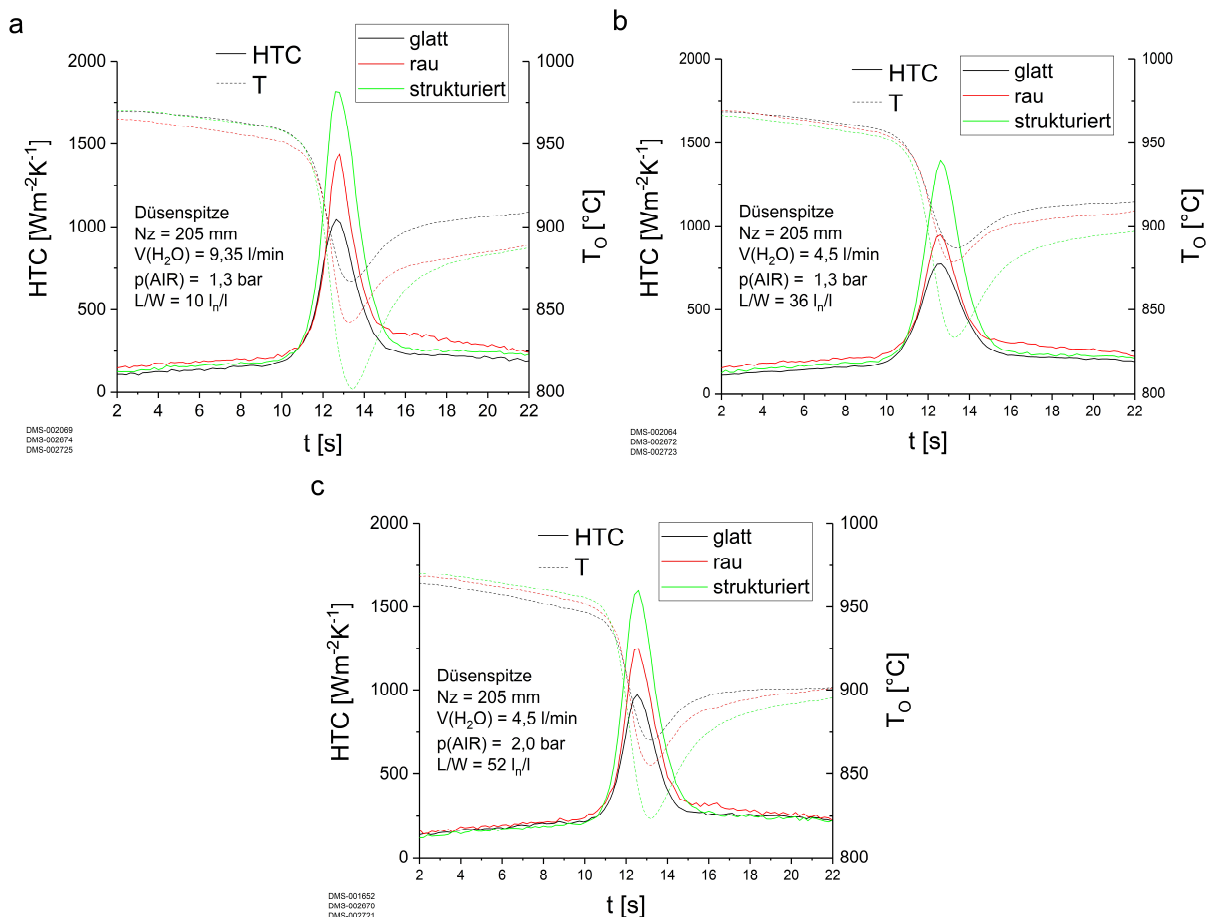


Abbildung 64: Einfluss der Oberflächenrauheit auf den HTC bei dynamischen Versuchen und L/W-Verhältnissen von (a) $10 l_r/l$, (b) $36 l_r/l$ und (c) $52 l_r/l$

Die Ergebnisse statischer HTC-Messungen mit glatter, rauher und strukturierter Versuchsoberfläche bei einem L/W Verhältnis von 36 l_n/l werden in **Abbildung 65** gezeigt. Zwischen der glatten und der rauhen Oberfläche ist eine Erhöhung der LFT von etwa 650 °C auf 870 °C zu beobachten. Im Bereich der stabilen Filmverdampfung ist kein Unterschied im HTC Verlauf zu erkennen. Die strukturierte Oberfläche resultiert ebenfalls in einem Anstieg der LFT auf über 875 °C. In diesem Fall ist der HTC auch in der stabilen Filmverdampfung erhöht.

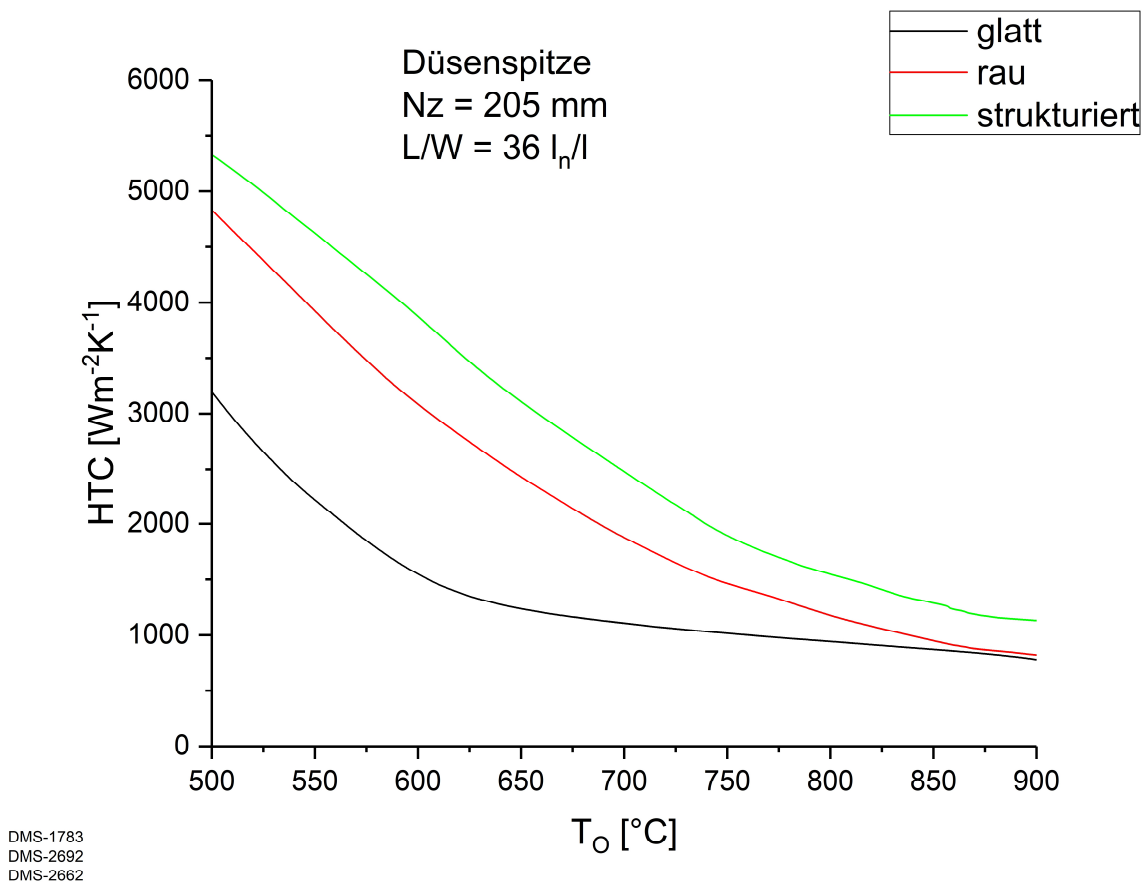


Abbildung 65: Ergebnisse statischer Versuche bei unterschiedlichen Oberflächenrauigkeiten

Die statischen Messungen wurden jeweils exakt unter der Düsen Spitze durchführt. Wird der Prüfkörper während der dynamischen Messung unter der Düsen Spitze in y-Richtung durch den Sprühkegel bewegt, erreicht er irgendwann den Messpunkt der statischen Messung. In den Untersuchungen fällt dieser Messpunkt mit WID_{max} und HTC_{max} zusammen. Diese Vorgehensweise erlaubt die Gegenüberstellung von dynamischen und statischen Messungen. In **Abbildung 66** wird eine solche Gegenüberstellung für den glatten, rauhen und strukturierten Prüfkörper bei einem L/W Verhältnis von 36 l_n/l gezeigt. Wie bereits erwähnt, zeigt sich zwischen glatter und rauher Oberfläche bei Temperaturen oberhalb der LFT nur

eine leichte Erhöhung des HTC. Das und die höhere Wärmeabfuhr in der indirekten Düsenflusszone führen zu einem erhöhten HTC im Falle der rauhen Oberfläche. Die strukturierte Oberfläche weist bereits in der stabilen Filmverdampfung einen deutlich erhöhten HTC gegenüber der glatten und rauhen Fläche auf. Die große Wärmeabfuhr bei hohen Temperaturen führt zur schnellen Unterschreitung der LFT und zu einer weiteren Erhöhung des HTC. Somit führt die Strukturierung der Oberfläche, verglichen mit dem glatten Prüfkörper, zu einem annähernd doppelt so großen HTC_{max} .

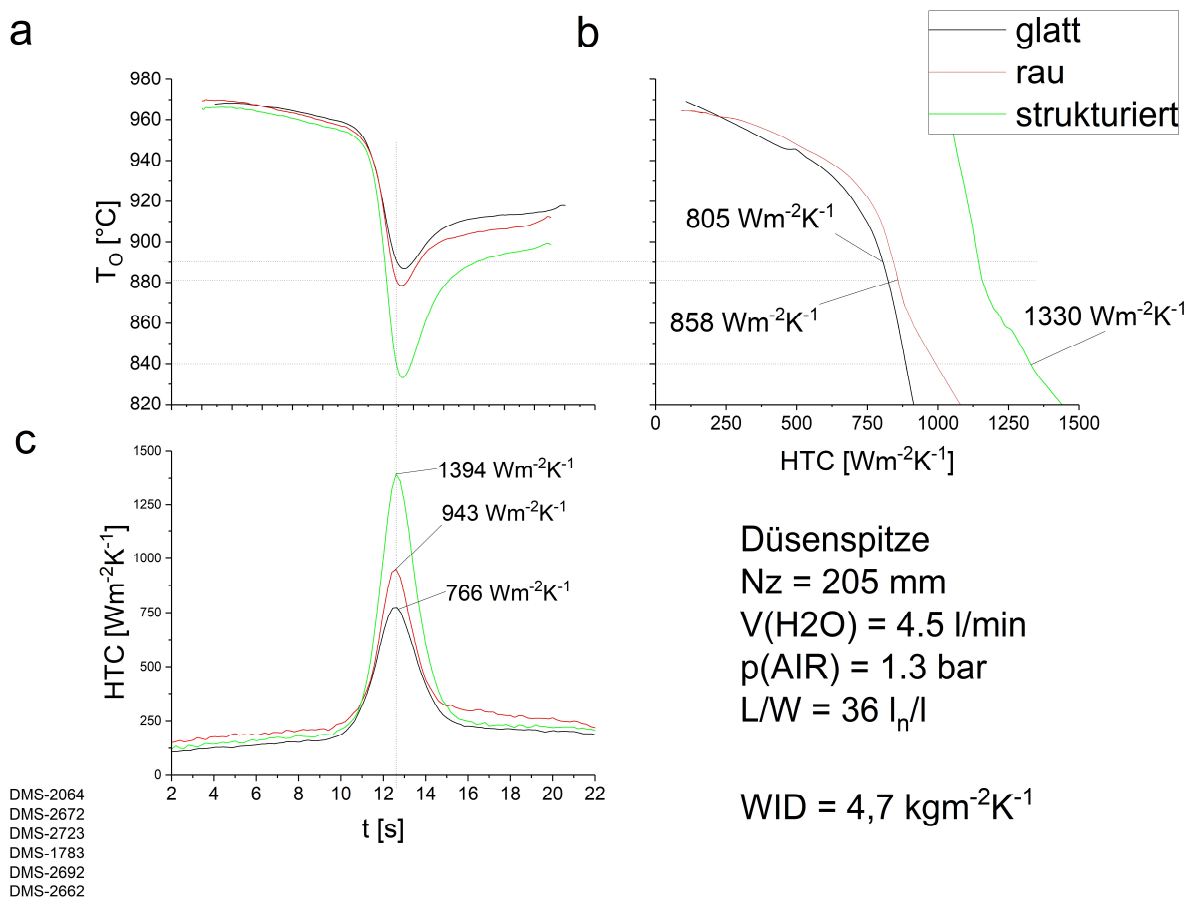


Abbildung 66: Vergleich von statischen und dynamischen Messungen; (a) T_0 bei dynamischer Messung, (b) Siedekurve und (c) HTC bei dynamischer Messung

Es wurde gezeigt, dass die Oberflächenbeschaffenheit einen nicht unwesentlichen Einfluss auf die Wärmeabfuhr ausübt. Durch die Erhöhung der Oberflächenrauheit bzw. der Strukturierung der Versuchsfläche wird die Versuchsfläche vergrößert und die Bildung des isolierenden Dampffilms gestört. Dadurch erfolgt ein Anstieg des HTC mit steigender Rauheit bzw. Struktur. Um dieses Phänomen in Erstarrungsmodellen abzubilden, ist es zuallererst notwendig, die auftretende Oberflächenstruktur während des Gießprozesses zu kennen. In **Abbildung 67** wird z. B. eine für den Stranggießprozess typische Oszillationsmarke gezeigt,

welche ein ähnliches Oberflächenprofil wie die strukturierte Oberfläche aufweist. In den meisten verwendeten Modellen wird eine glatte Oberfläche angenommen und somit muss die Randbedingung in der simulierten Sekundärkühlzone entsprechend der Oberflächenbeschaffenheit erhöht werden.

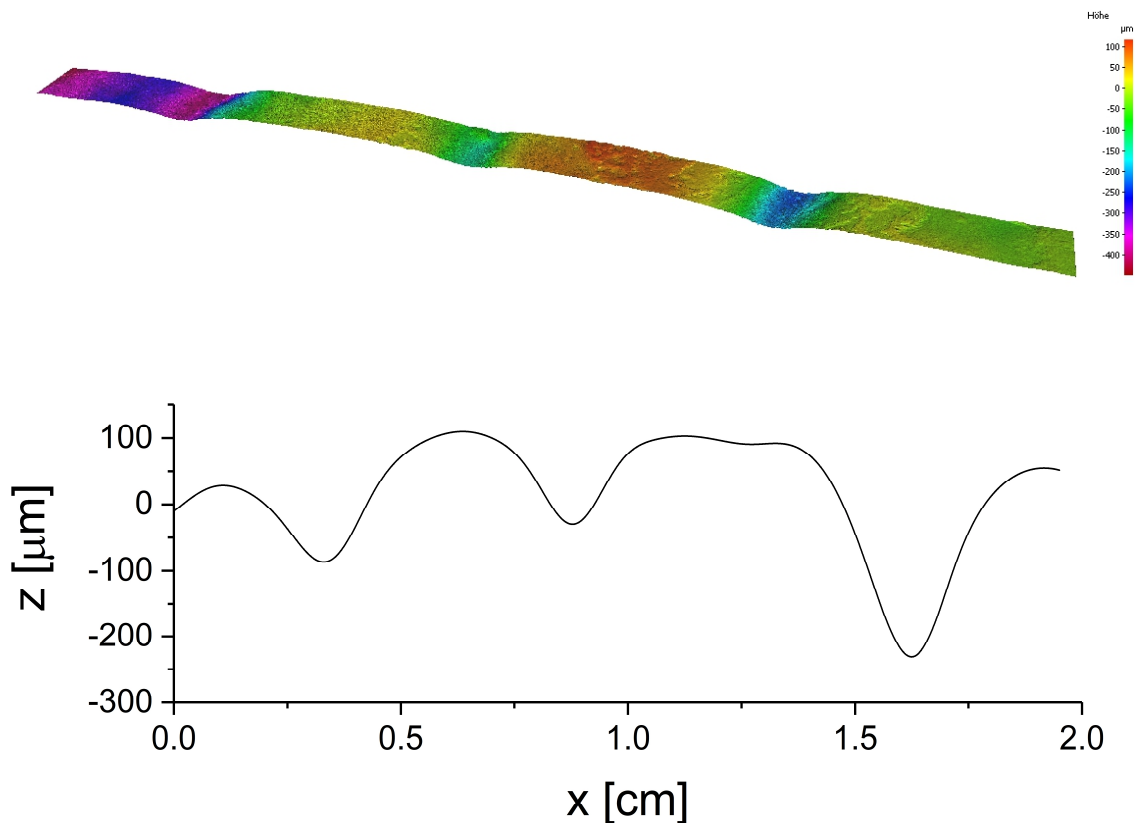


Abbildung 67: 3D Aufnahme und Profil einer Oszillationsmarke

4.3.2 Einfluss des Zunders

Während des Stranggießens herrschen hohe Temperaturen, infolge derer die Strangoberfläche stark verzunderet. Um den Einfluss der gebildeten Zunderschicht auf den HTC zu analysieren, wurden bereits einige Arbeiten durchgeführt.

Wendelstorf et.al. verwendeten unterschiedliche Stahlqualitäten um den Einfluss der Verzunderung auf den Wärmeübergang mittels statischer Versuche festzustellen. Er bemerkte dabei Einschränkungen durch Abplatzen des Zunders während der Wasserbeaufschlagung und die unvorhersehbare Bildung von Luftspalten zwischen Grundmaterial und Zunder. Dünne Zunderschichten ($<10 \mu\text{m}$) zeigten eine gute Haftung am Stahl, führten jedoch zu keiner Beeinflussung des HTC. Die durchgeführten Messungen zeigen, dass der HTC im Bereich der stabilen Filmverdampfung durch die Zunderschicht nicht

wesentlich beeinflusst wird. Die LFT kann durch Zunderbildung zu höheren Werten verschoben werden. Der Einfluss des Zunders auf den HTC steigt mit der Zunderstabilität und sinkt mit der Zunderschichtdicke. Gasspalte zwischen Zunder und Stahl reduzieren den HTC zudem dramatisch. [28]

Chabicoovsky et.al. haben Versuche zur Untersuchung der Einflüsse zweier unterschiedlich dicker Zunderschichten auf die Kühlung mit Spritzwasser durchgeführt. Für die Messungen wurde die Methode nach Horsky angewendet, wobei lediglich die gemessene Temperatur verglichen wurde, auf die Berechnung des HTC wurde verzichtet. Die Temperatur sank bei der dickeren Zunderschicht früher zu tieferen Werten, was auf eine höhere LFT schließen lässt. Der Autor verwies auf die schwierige Interpretation von Messungen bei verzundernten Oberflächen. Der komplexe Aufbau von Zunderschichten und deren spontanes Abplatzen während der Wasserbeaufschlagung führt zu schwer nachvollziehbaren Versuchsergebnissen. Aus diesem Grund griff er auch auf die Modellierung des Kühlprozesses zurück. Die Ergebnisse der Simulationen zeigen ein Ansteigen der LFT mit zunehmender Zunderdicke. Außerdem zeigte sich bei dicken Schichten eine Reduktion der Wärmeabfuhr im Bereich der stabilen Filmverdampfung. [78]

Raudensky et.al führten wie Chabicoovsky [78] Messungen an verzundernten Oberflächen mit der Methode nach Horsky durch. In dieser Arbeit wurde zusätzlich zu den gemessenen Temperaturen der HTC berechnet. Das Ergebnis der Messungen war ein Ansteigen der LFT und des HTC im Bereich der stabilen Filmverdampfung. Die ebenfalls durchgeführten numerischen Berechnungen bestätigten die erhöhten LFT jedoch nicht den Anstieg des HTC. Der Autor verwies auf den möglichen Einfluss der hohen Oberflächenrauheit der verzundernten Proben, welcher für die hohe Wärmeabfuhr oberhalb der LFT verantwortlich sein könnte. [31]

Um Aussagen über den Einfluss einzelner Parameter auf den HTC treffen zu können, wurde für die meisten HTC Messungen am DMS ein hitzebeständiger Prüfkörperwerkstoff eingesetzt. Grund dafür ist die Verzunderung niedriglegierter Stähle und die dadurch entstehenden, unregelmäßigen Versuchsbedingungen. Durch die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten von Zunder und Grundwerkstoff und den Beaufschlagungsdruck des Sprühstrahls lösen sich die Zunderschichten während der Abkühlung und es ist keine zuverlässige Aussage über die Zunderschichtdicke zu treffen. Auch der, für die inverse Rechnung wichtige Abstand zwischen Oberfläche und Thermoelemente, ändert sich durch abplatzende Zunderschichten ständig. Um dennoch möglichst konstante Versuchsbedingungen einzustellen, wurde neben Versuchen mit S355 und Elektroblech ein mit Zirkonoxid (ZrO_2) beschichteter Prüfkörper eingesetzt. Zur

Berechnung des HTC bei verzunderter Oberfläche wurde das inverse Wärmeleitungsmodell angepasst. Es wurde eine zweite Simulationsdomäne mit den thermischen Eigenschaften des entsprechenden Zundermaterials auf den Grundwerkstoff aufgesetzt. Die thermischen Daten der wichtigsten Oxide sind in **Tabelle 7** zusammengefasst.

Tabelle 7: Thermische Eigenschaften von Eisenoxiden und Zirkonoxid

Eisenoxid	Wärmeleitfähigkeit [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Wärmekapazität [Jmol ⁻¹ K ⁻¹]	Dichte [kgm ⁻³]
Wüstit FeO [79]	2,7 – 3,2	58	5670
Magnetit Fe ₃ O ₄ [79]	0,5 – 3,5	200	5180
Hämatit Fe ₂ O ₃ [79]	0,5 – 3,5	150	5240
Fayalit Fe ₂ [SiO ₄]	2,5 [80]	197 [81]	4340 [80]
Zirkonoxid ZrO ₂	1,5 – 3 [82]	77 [83]	6000 [82]

4.3.2.1 Unlegierter Baustahl S355

Es wurden HTC Messungen mit S355 als Prüfkörpermaterial durchgeführt, dessen genaue Zusammensetzung in **Tabelle 8** angegeben wird.

Tabelle 8: Chemische Zusammensetzung S355 in Gew.-%

C	Cr	Mn	Si	Ti	Cu	Al	P	N	S
0,197	0,149	1,41	0,24	0,015	0,233	0,019	0,0155	0,007	0,013

Für die inverse Rechnung wurde angenommen, dass der Zunder hauptsächlich aus Wüstit besteht. Somit wurden dessen thermische Daten für die Berücksichtigung der Zunderschicht verwendet. Die HTC Messungen mit Prüfkörpern aus S355 sind durch das unregelmäßige Abplatzen des Zunders schwer zu interpretieren. Es konnten keine klaren Aussagen getroffen werden, ob und wieviel Zunder während der Versuche an der Oberfläche haftete. Die Schichtdicke für die inverse Berechnung des HTC wurde jeweils nach den Versuchen gemessen. Der Versuchsablauf der Zunderversuche bestand aus einer Vorverzunderung bei 1000 °C und einer Haltedauer von 2,5 bzw. 5 min. Anschließend an die Vorverzunderung

wurden dynamische und statische HTC-Messung durchgeführt. In **Abbildung 68** werden Schliffbilder der beiden Zunderschichten jeweils nach der HTC-Messung gezeigt. Anhand dieser Schliffe wurde eine Schichtdicke von $40\ \mu\text{m}$ für eine Haltedauer von 2,5 min und $70\ \mu\text{m}$ für eine Haltedauer von 5 min. ermittelt. Die Zunderdicke wurde in die inverse Rechnung eingepflegt, um den HTC an der Zunderoberfläche zu berechnen.

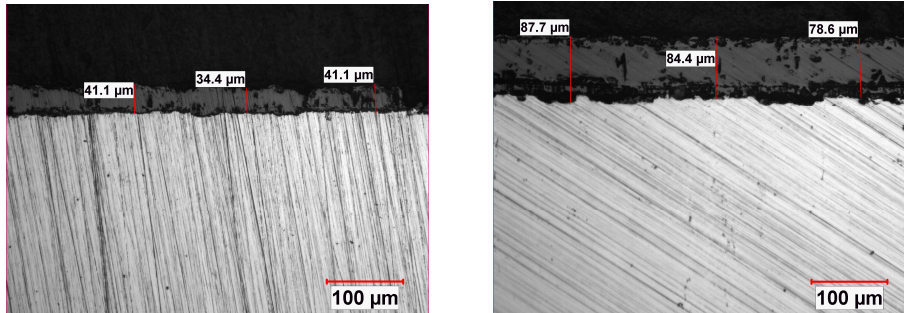


Abbildung 68: Zunderschicht nach den HTC-Versuchen; Haltedauer von (a) 2,5 min. und (b) 5 min

In **Abbildung 69a** ist die gemessene Temperatur an TC1 (1,5 mm von der Versuchsoberfläche entfernt) dargestellt. Es zeigt sich, dass die Zunderschicht im Bereich der stabilen Filmverdampfung isolierend wirkt, was auch durch den berechnete HTC in **Abbildung 69b** bestätigt wird. Der ungleichmäßiger HTC Verlauf bei verzunderter Oberfläche ist durch das Abplatzen der Schichten zu erklären.

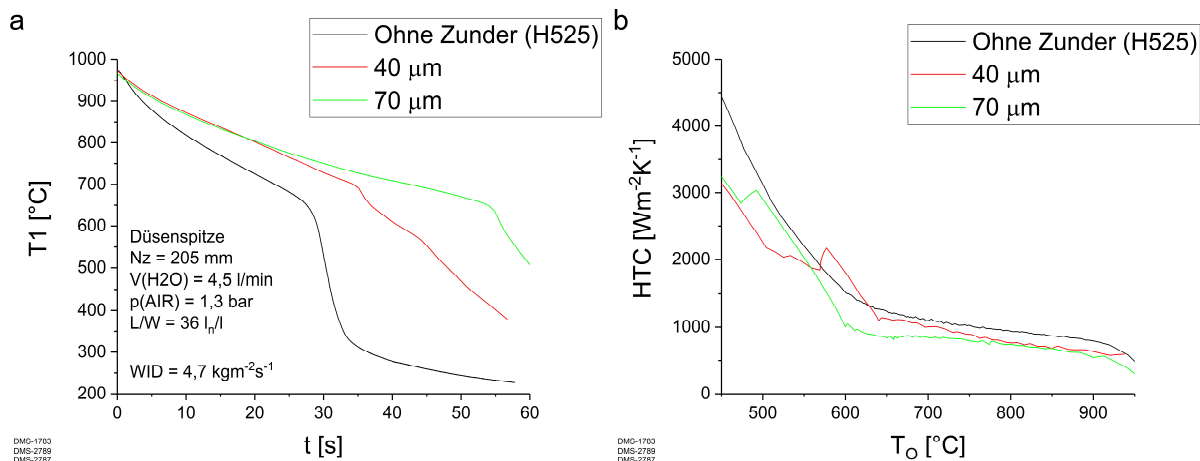


Abbildung 69: (a) Gemessene Temperatur an Position TC1 (1,5 mm von Oberfläche) und (b) ermittelter HTC für blanke und verzunderter Oberflächen

Wie zuvor bei der Oberflächenrauheit bietet sich auch im Fall der Verzunderung ein Vergleich von dynamischen und statischen Messergebnissen an. **Abbildung 70** zeigt die Ergebnisse der dynamischen und statischen Messungen bei blanker Oberfläche und bei einer Schichtdicke von $40\ \mu\text{m}$. In beiden Fällen wird die gleiche minimale

Oberflächentemperatur erreicht. Der Unterschied im HTC ergibt sich durch die isolierende Wirkung der Zunderschicht, welche einen Transport der Wärme vom Materialinneren nach außen zur Oberfläche behindert.

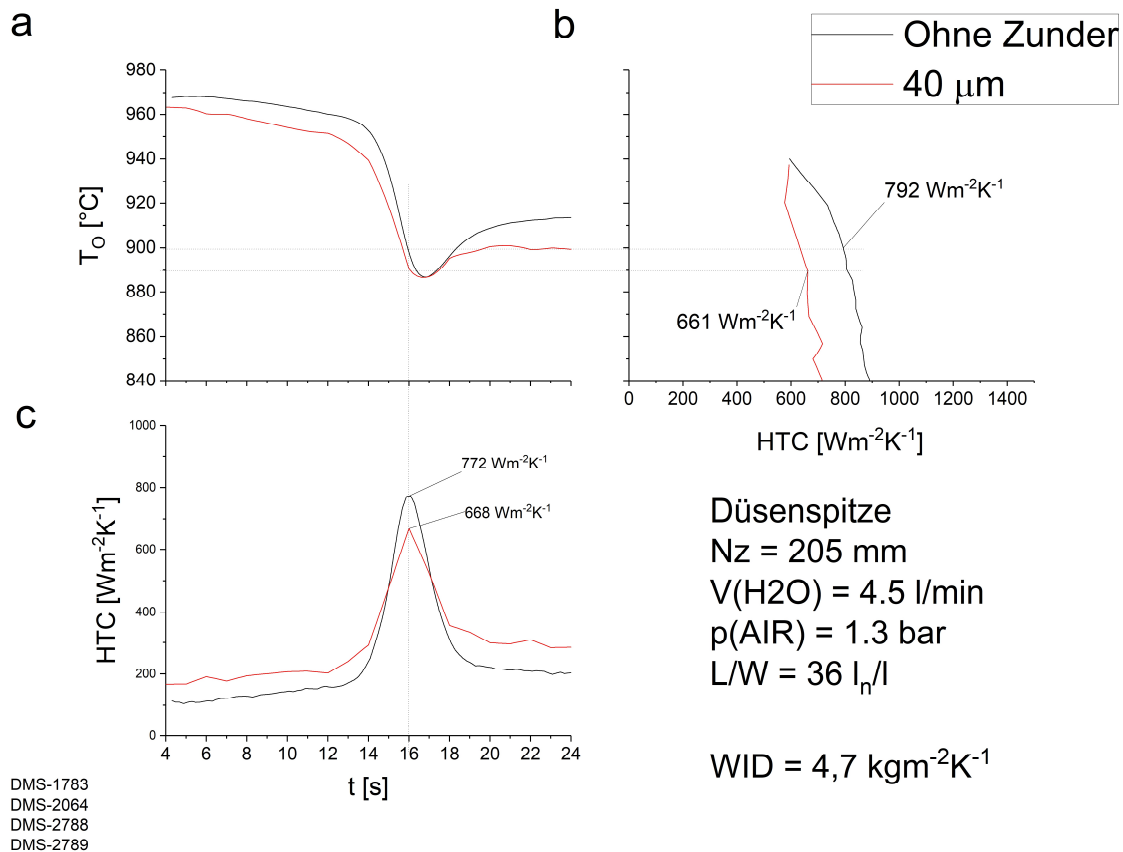


Abbildung 70: Vergleich von dynamischen und statischen Messungen bei blanker und verzunderter Oberfläche

4.3.2.2 Elektroblech (Eldukt):

Zusätzlich zu den Versuchen mit S355 wurde eine Stahlgüte mit einem relativ hohen Siliziumgehalt von 1,85 % verwendet. Die genaue Materialzusammensetzung wird in **Tabelle 9** zusammengefasst.

Tabelle 9: Zusammensetzung Elektroblech in Gew.-%

C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Ni	Mo
0,0027	1,85	0,17	0,0095	0,0027	0,081	0,023	0,012	0,002
Cu	V	Nb	Ti	Sn	Zr	B	As	W
0,007	0,001	0,002	0,002	0,002	0,002	0,0002	0,002	0,02

Im Falle solcher Stahlqualitäten bildet sich bei Temperaturen über 1150 °C eine niedrigschmelzende Schicht aus Fayalit zwischen Zunder und Grundmaterial aus, welche in **Abbildung 71** in Dunkelgrau zu erkennen ist. Diese Schicht verbindet den restlichen Zunder mit dem Grundmaterial, wodurch er gut auf der Oberfläche haftet. Für die inverse Berechnung von HTC und Oberflächentemperatur wurden ebenfalls die thermischen Eigenschaften von Wüstit gewählt. [79, 84]

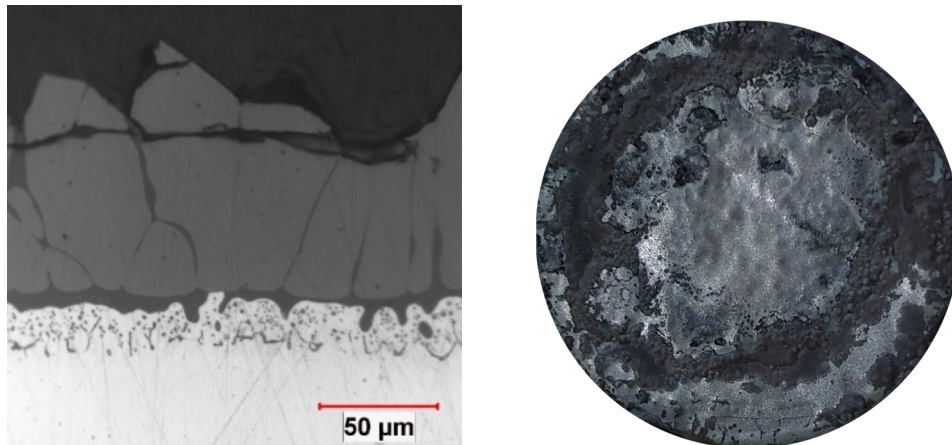


Abbildung 71: (a) Querschnitt der Zunderschicht und (b) Draufsicht auf Versuchsoberfläche nach 5 min Vorverzunderung bei 1200 °C

Zur Einstellung reproduzierbarer Werte wurden die Messungen ähnlich zu jenen mit S355 gestaltet. Die Prüfkörper wurden bei 1200 °C für 2 Minuten gehalten, wobei sich eine stabile Zunderschicht von 200 µm aufbaute. Nach dieser Vorverzunderung wurden die HTC Messungen bei geringeren Temperaturen durchgeführt, um die thermische Belastung der Schicht und den weiteren Aufbau von Zunder zu minimieren.

Die gemessenen Temperaturen an Messstelle TC1 bei dynamischen Versuchen ohne und mit Zunderschicht sind in **Abbildung 72a** gezeigt. Sie zeigen einen geringeren Temperaturabfall durch eine isolierende Wirkung des Zunders. Die daraus berechneten Oberflächentemperaturen und HTC Werte sind in **Abbildung 72b** ersichtlich. Durch die geringe Wärmeleitfähigkeit sinkt die Oberflächentemperatur bei Verzunderung zu niedrigeren Werten. Der HTC zwischen blanker und verzunderter Oberfläche ist in etwa gleich groß. Wiederholt man die gleichen Versuche bei einer geringeren Starttemperatur von 900 °C ergeben sich die Temperaturverläufe aus **Abbildung 73a**. Nun sinkt die gemessene Temperatur mit Zunderschicht weiter ab und die berechnete Oberflächentemperatur in **Abbildung 73b** zeigt nun wesentlich tiefere Werte für die verzunderte Fläche. Durch die niedrigere Starttemperatur wird hier zusätzlich die LFT unterschritten, was sich in einem deutlich höheren HTC äußert. Das zweite Maximum im HTC Verlauf ergibt sich durch das

Unterschreiten der LFT nachdem die maximale WID erreicht wurde. Der relativ schnelle Wiederanstieg der Temperatur ist durch die Bildung eines Luftspalts zwischen Zunder und Stahl zu erklären.

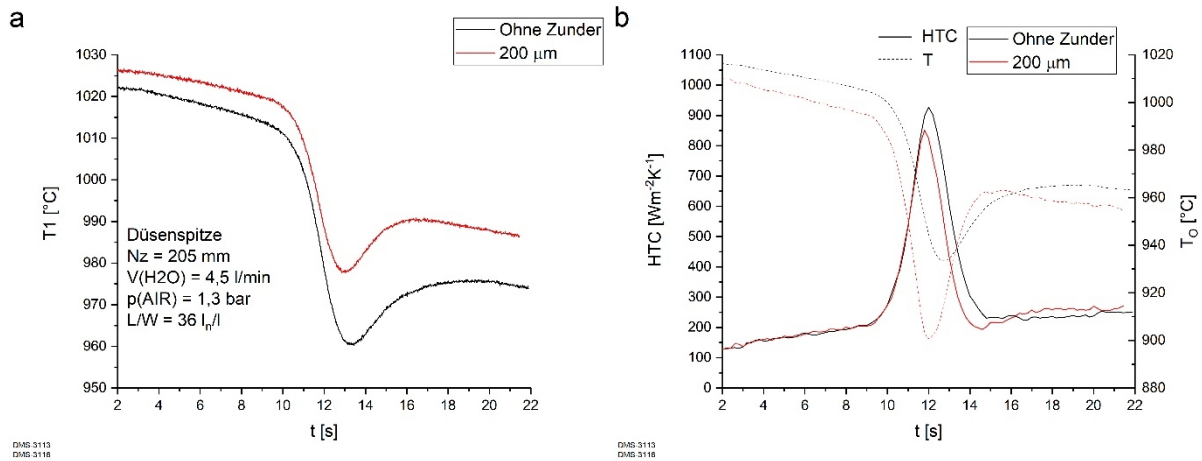


Abbildung 72: Eldukt, Düsen Spitze; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) HTC und Oberflächentemperatur bei blanker und verzunderter Oberfläche

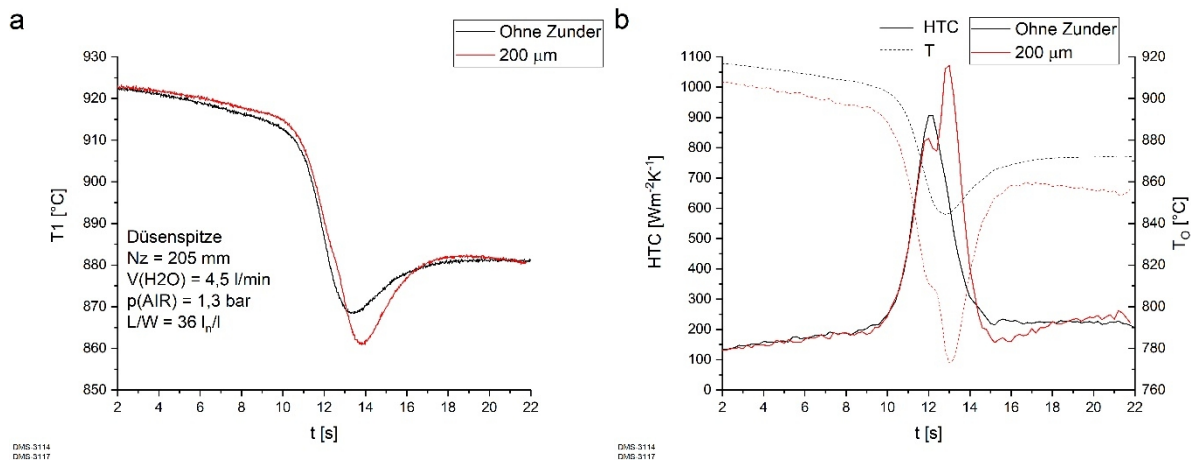


Abbildung 73: Eldukt, Düsen Spitze; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) HTC und Oberflächentemperatur bei blanker und verzunderter Oberfläche

Dieser Vorgang wird schließlich durch die Ergebnisse der statischen Messungen in **Abbildung 74** weiter erläutert. Bereits die gemessene Temperatur T_1 weist auf eine höhere LFT bei verzunderter Oberfläche hin; die Temperatur beginnt nach kurzer Zeit stark abzufallen. Die Auswertung der Messung zeigt einen Anstieg der LFT von 775 °C bei der blanken Oberfläche auf 850 °C bei der verzunderter Fläche. Die LFT wurde bei den dynamischen Messungen mit verzunderter Oberfläche und niedriger Starttemperatur unterschritten und relativ hohe HTC Werte wurden erreicht.

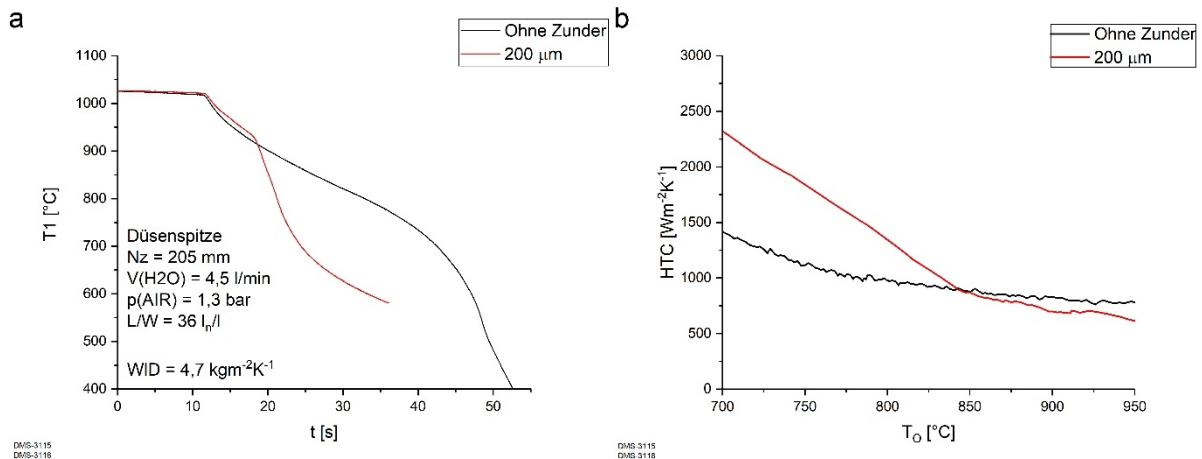


Abbildung 74: Eldukt, Düsen Spitze, statisch; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) resultierende Siedekurve bei blanker und verzunderter Oberfläche

4.3.2.3 Hitzebeständiger Stahl (H525) mit Zirkonoxid-Beschichtung

Wie **Tabelle 7** zeigt, weist Zirkonoxid ähnliche Eigenschaften wie die wichtigsten Eisenoxide auf. Der Einsatz als Beschichtung auf der Versuchsoberfläche erlaubt so eine Aussage über die Tendenz des HTC bei Verzunderung. **Abbildung 75** zeigt ein Schlibbild der aufgetragenen Beschichtungen. Ein Prüfkörper weist eine durchschnittliche Schichtdicke von 60 µm, ein anderer eine Schichtdicke von 85 µm auf. In der inversen Rechnung zur Ermittlung des HTC wurden die thermischen Daten von Zirkonoxid laut **Tabelle 7** gewählt.

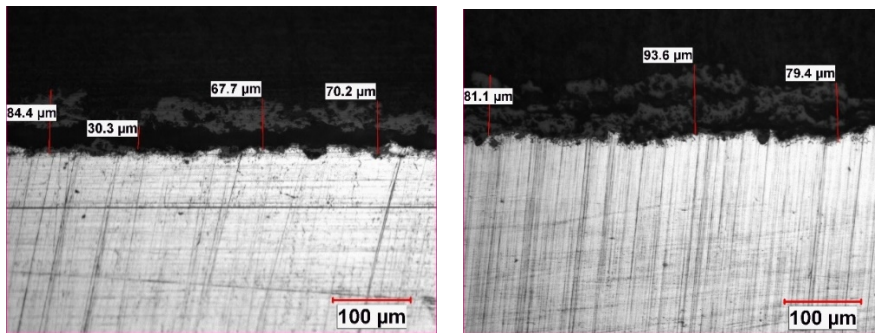


Abbildung 75: Schlibbild der Zirkonoxidschichten

In **Abbildung 76a** werden drei jeweils an der Position TC1 gemessene Temperaturverläufe dargestellt. Für die gezeigten Verläufe wurde ein Prüfkörper ohne Zirkonoxidschicht, einer mit 60 µm und ein weiterer mit einer Schichtdicke von 85 µm jeweils unter der Düsen Spitze eingesetzt. Bereits die gezeigten Temperaturverläufe weisen auf einen starken Einfluss der Beschichtung auf die LFT hin. So beginnt die Temperatur der beschichteten Prüfkörper bei höheren Werten stark abzufallen, was auf eine Erhöhung der LFT zurückzuführen ist. Daneben, in **Abbildung 76b**, ist der dazugehörige, berechnete HTC

zu erkennen. Die Siedekurve des blanken Prüfkörpers zeigt einen nahezu temperaturunabhängigen HTC Verlauf bis die LFT bei etwa 625 °C erreicht wird. Die Siedekurven der beschichteten Prüfkörper unterscheiden sich gravierend von der des blanken Prüfkörpers. So befindet sich die LFT bei über 900 °C und der HTC bei hohen Temperaturen zeigt niedrigere Werte an. Das könnte auf die isolierende Wirkung der Zirkonoxidschicht zurückzuführen sein. Zwischen den Kurven mit 60 µm und 85 µm Beschichtung ist kein wesentlicher Unterschied zu erkennen. Wird die gemessenen Temperaturen an TC1 bei dynamischer Versuchsführung und relativ geringer WID betrachtet, kann wiederum die isolierende Wirkung der Zirkonoxidschicht erkannt werden. **Abbildung 77a** zeigt, dass mit steigender Schichtdicke die minimale Temperatur steigt. Außerdem erfolgt der Wiederanstieg der Temperatur nach Verlassen des Sprühkegels langsamer; das System reagiert träge. Die berechnete Oberflächentemperatur und der HTC sind in **Abbildung 77b** dargestellt. Je dicker die Schicht ist, desto niedriger ist der HTC.

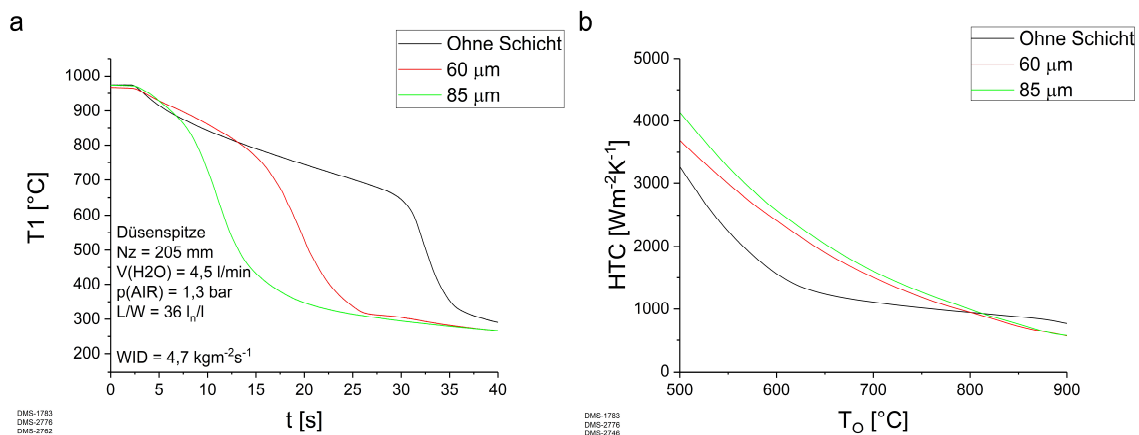


Abbildung 76: ZrO₂, Düsen Spitze, statisch; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) resultierende Siedekurve bei blanker und beschichteter Oberfläche

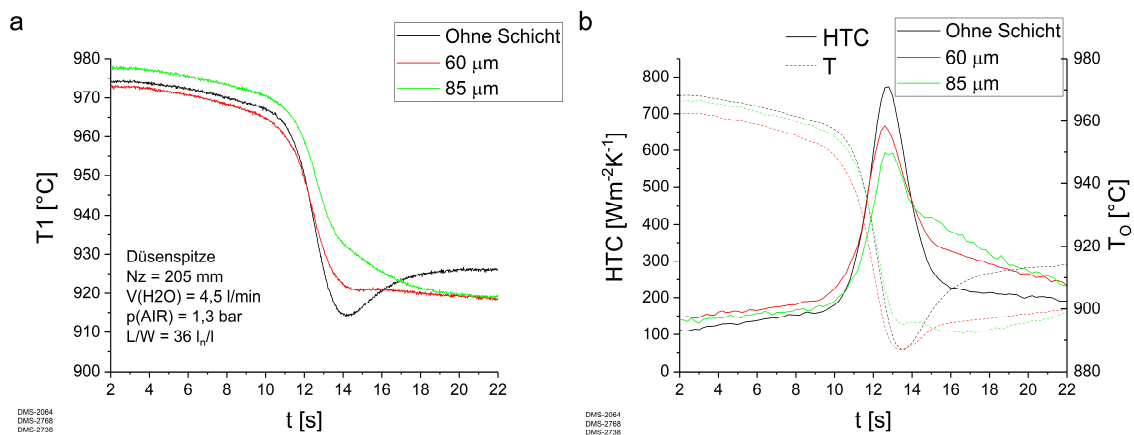


Abbildung 77: ZrO₂, Düsen Spitze, dynamisch; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) HTC und Oberflächentemperatur bei blanker und beschichteter Oberfläche

Betrachtet man die gleichen Versuchsergebnisse in der Überlappungszone bei höherer WID, zeigen sich die Ergebnisse aus **Abbildung 78**. Es ist zu erkennen, dass die Siedekurven der beschichteten Prüfkörper höhere HTC Verläufe aufweisen. Verantwortlich dafür ist das Unterschreiten der LFT schon bei Versuchsbeginn. Neben der erhöhten Kühlung durch die höhere WID ist auch die unregelmäßigere Abkühlung in der Überlappungszone zu bemerken. Der Grund dafür ist die gegenseitige Beeinflussung der Sprühkegel und die Schwankung der vorherrschenden Wasserbeaufschlagung. Bei dynamischen Messungen in der Überlappungszone entstehen die gemessenen Temperaturverläufe und die daraus berechneten HTC Kurven aus **Abbildung 79**. Bei beschichteter Versuchsoberfläche wird die höhere LFT unterschritten; die minimale Temperatur während des Versuchs sinkt hin zu niedrigeren Werten. Die beiden Maxima im HTC Verlauf der beschichteten Oberflächen entstehen durch die Unterschreitung der LFT nach Erreichen der maximalen WID.

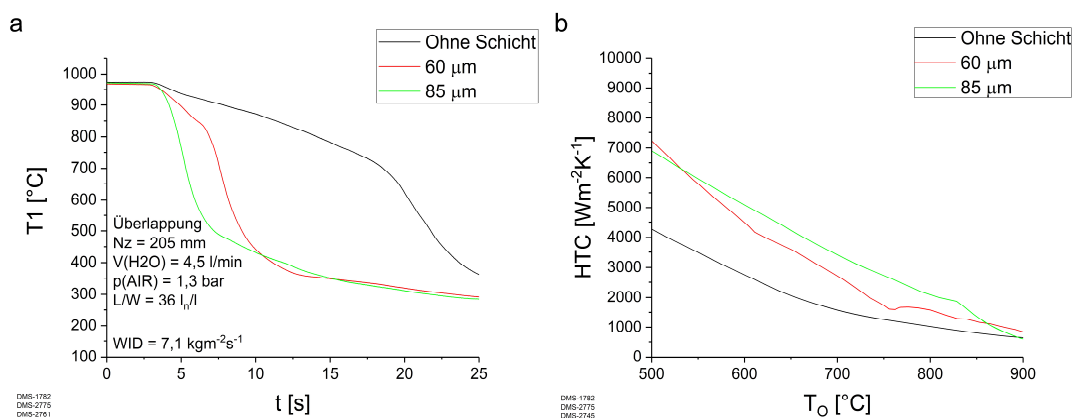


Abbildung 78: ZrO₂, Überlappungszone, statisch; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) resultierende Siedekurve bei blanker und beschichteter Oberfläche

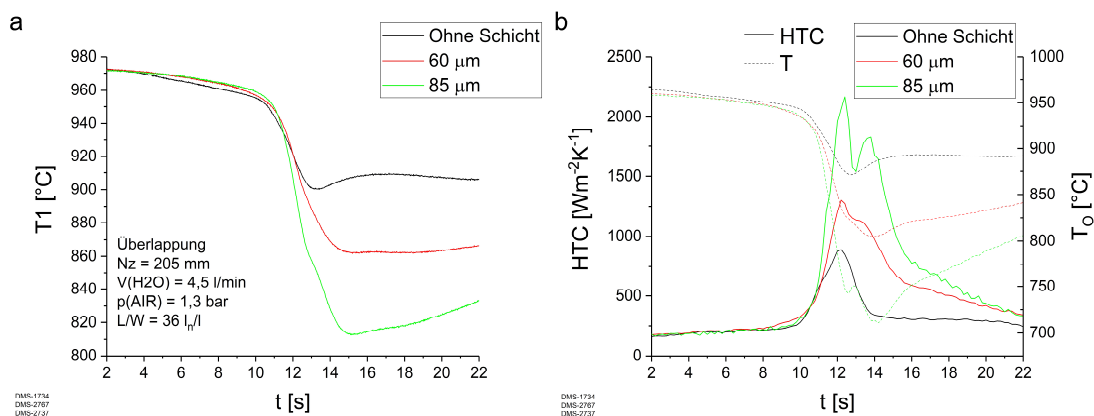


Abbildung 79: ZrO₂, Überlappungszone, dynamisch; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) HTC und Oberflächentemperatur bei blanker und beschichteter Oberfläche

Um den Einfluss der Zirkonoxidbeschichtung genauer zu beschreiben, bietet sich wiederum ein Vergleich von dynamischen und statischen Versuchsergebnissen an. Wie in **Abbildung 80** zu erkennen ist, nimmt oberhalb der LFT der maximale HTC (dynamisch) mit der Schichtdicke ab. In der Darstellung ist die berechnete Oberflächentemperatur dargestellt, welche bei einer Schichtdicke von 60 μm am niedrigsten ist. Der Grund dafür liegt in der etwas niedrigeren Starttemperatur. Somit ist der Unterschied des HTC bei 60 μm und 85 μm zu relativieren. In **Abbildung 81** ist der Vergleich von dynamischer und statischer Messung in der Überlappungszone dargestellt. Wie erwähnt ist die WID so groß, dass durch die Beschichtung die LFT oberhalb der Starttemperatur liegt. Die dickere Zirkonoxidschicht führt zu einer stärkeren Behinderung des Temperatursausgleichs zwischen Oberfläche und Prüfkörperinnerem und somit zu niedrigeren Oberflächentemperaturen. Die niedrigen Oberflächentemperaturen resultieren wiederum in hohen HTC Werten. Das zweite Maximum im dynamischen HTC Verlauf kommt durch die Unterschreitung der LFT nach der maximalen WID zustande.

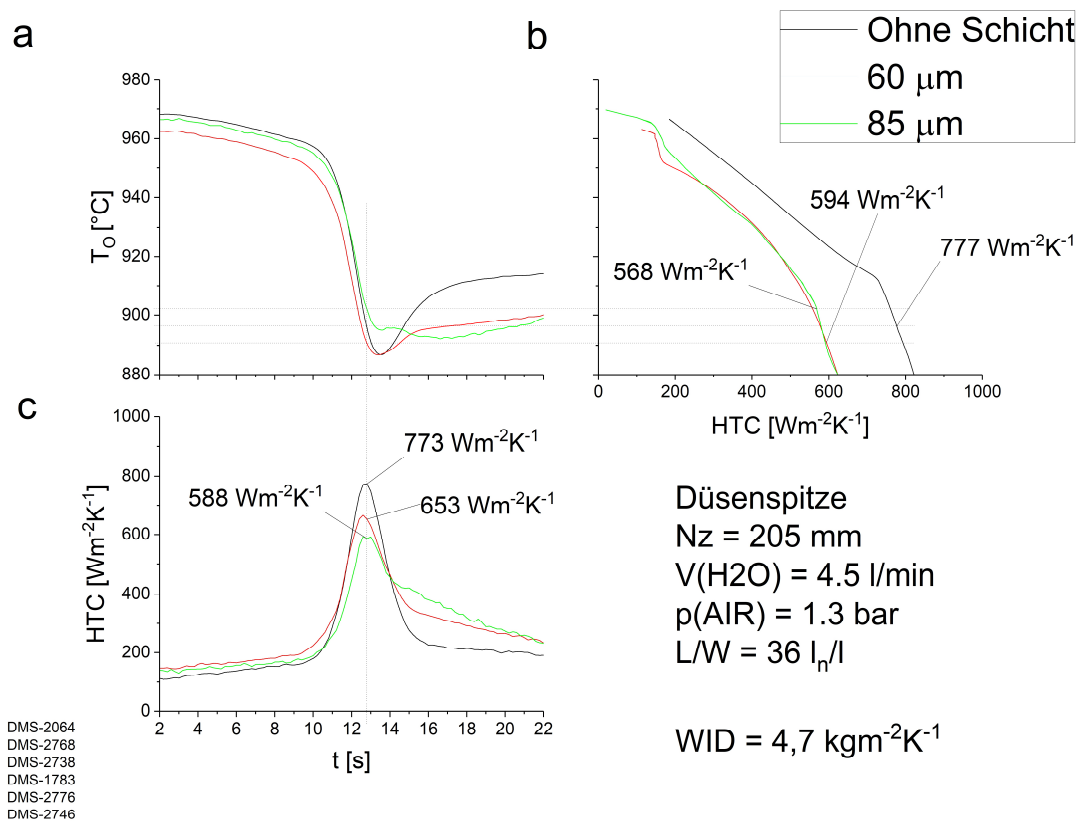


Abbildung 80: Vergleich von dynamischen und statischen Messungen unter der Düsen Spitze bei unterschiedlicher Beschichtungsdicke

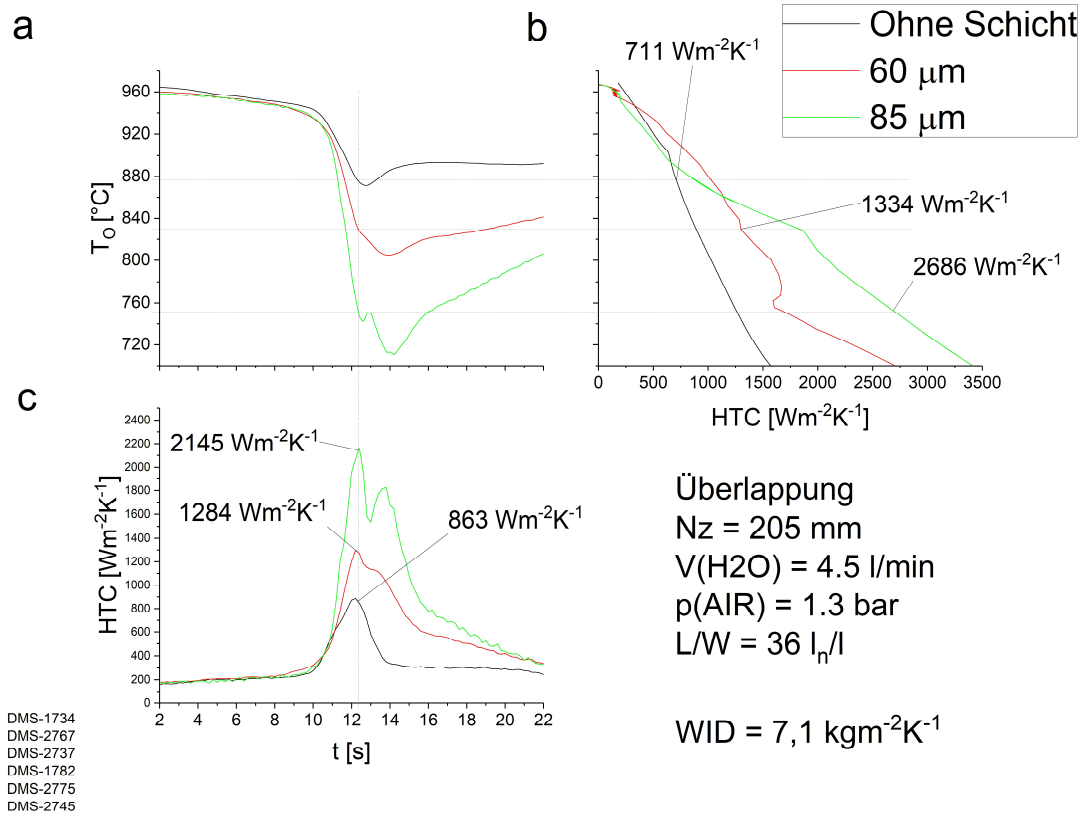


Abbildung 81: Vergleich von dynamischen und statischen Messungen in der Überlappungszone bei unterschiedlicher Beschichtungsdicke

Ähnlich zur Berücksichtigung der Oberflächenrauheit muss auch die Implementierung der Zunderschicht in ein Erstarrungsmodell überlegt werden. Wie die Messungen zeigen hat der Zunder einen wesentlich höheren HTC an der Zunderoberfläche zur Folge; die eingesetzten Modelle rechnen jedoch unter der Annahme von glatten, blanken Oberflächen. Zur Berücksichtigung dieser Tatsache wurde von Köhler [85] der Ansatz des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{eff} entwickelt, welcher laut **Gleichung (23)** berechnet wird.

$$\alpha_{eff} = \frac{1}{\frac{\delta_{sc}}{\lambda_{sc,eff}} + \frac{1}{\alpha_s}} \quad (23)$$

δ_{sc} ... Zunderschichtdicke, $\lambda_{sc,eff}$... Wärmeleitfähigkeit der Zunderschicht

α_s ... Wärmeübergangskoeffizient an der Zunderoberfläche

Der effektive HTC berechnet sich aus dem gemessenen HTC an der Zunderoberfläche und den Eigenschaften der Zunderschicht. Ein HTC von $1000 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ auf einer $200 \mu\text{m}$ dicken Zunderschicht entspricht also einem HTC von $940 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ auf einer blanken Oberfläche. Zur korrekten Darstellung der Verzunderung in Rechenmodellen muss der HTC durch die gezeigte Methode angepasst werden.

4.4 Tropfeneigenschaften

Die Tropfeneigenschaften stellen einen wichtigen Parameter in der Spritzwasserkühlung von heißen Oberflächen dar, welche etwa in der Arbeit von Puschmann untersucht wurde. [21] Der Autor zeigte mit HTC Messungen bei unterschiedlichen Düsenbetriebsparametern einen Einfluss der Tropfeneigenschaften auf den HTC. Er stellte mit seinen Experimenten fest, dass der HTC mit sinkender Tropfengröße und steigender Tropfengeschwindigkeit zunimmt. Diese Schlussfolgerung untermauerte er mit Theorien aus der Untersuchung des Einzeltropfenaufpralls auf heiße Oberflächen. Trifft ein Tropfen auf der heißen Oberfläche auf, bildet sich nach kurzer Zeit ein isolierender Dampffilm zwischen Tropfen und Oberfläche aus. Während dem direkten Kontakt zwischen Tropfen und Wand ist laut Puschmann der Wärmestrom um 2 Zehnerpotenzen größer als bei auftretender Dampfschicht. Um möglichst hohe HTC Werte zu erreichen, sollte sich also möglichst keine Dampfschicht bilden was bedeutet, dass die Interaktionszeit ungefähr der Siedeverzugszeit entsprechen soll. Der Autor verwies dazu auf das Modell von Wruck und Renz die **Gleichung (24)** zur Berechnung der Interaktionszeit zwischen Tropfen und Wand anführen. [86]

$$t_{inter} = \sqrt{\frac{8}{\pi}} \cdot We^{-0,25} \cdot t_{Ray} \quad (24)$$

We ... Weber Zahl

t_{Ray} ... Reyleigh-Zeit (Dauer der ersten natürlichen Schwingung eines Tropfens)

Ramsdorfer und Chimani [54] bestimmten die Tropfengeschwindigkeit und –größe, sowie den HTC bei unterschiedlichen Düsenbetriebsparametern. Sie konnten zeigen, dass der

HTC von den Tropfeneigenschaften abhängt. Schnellere, kleinere Tropfen bewirken laut den Autoren eine Erhöhung des HTC.

Wie bereits erläutert, hängen die Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeit als auch die Wasserbeaufschlagungsdichte von den Düsenbetriebsparametern ab. Ändert man z. B. den Abstand der Düse zur Messoberfläche, ändert sich die Tropfengeschwindigkeit, aber auch die Wasserbeaufschlagungsdichte. Diese Tatsache macht ein getrenntes Betrachten des Einflusses der Tropfeneigenschaften auf den HTC schwierig. Um dennoch einen Vergleich anzustellen, wurden Parameterkombinationen gesucht, bei denen die Wasserbeaufschlagungsdichte und die Oberflächentemperatur annähernd ident sind. Dadurch werden diese beiden Einflussfaktoren aus dem Vergleich eliminiert und eine Aussage über den Einfluss der Tropfeneigenschaften ermöglicht. **Abbildung 82** zeigt ein Diagramm, welches alle wichtigen Einflussparameter auf den HTC bei drei unterschiedlichen L/W-Verhältnissen beinhaltet. Die Daten wurden dabei relativ zum jeweils maximalen Wert aufgetragen. Bei einem L/W-Verhältnis von 36 l_n/l und 52 l_n/l wurde die gleiche Oberflächentemperatur und Wasserbeaufschlagungsdichte gemessen, die Tropfengeschwindigkeit und Tropfengröße unterscheiden sich. Durch die schnellen und kleinen Tropfen bei einem L/W Verhältnis von 52 l_n/l wird ein höherer HTC erreicht als bei 36 l_n/l. Die mehr als doppelt so hohe WID bei einem L/W Verhältnis von 10 l_n/l führt zum größten HTC, wobei der Unterschied durch die großen, langsamen Tropfen gering ausfällt.

Die Ergebnisse der durchgeführten Shadowgrafie zeigten einen Einfluss des L/W Verhältnisses auf die Ausbildung der oberflächennahen Wasser- bzw. Dampfschicht. Je größer das L/W Verhältnis, also je kleiner und schneller die Tropfen sind, desto dicker ist der Bereich hoher optischer Dichte. Das kann darauf hinweisen, dass ein großer Anteil an Kühlwasser verdampft und nahe der Oberfläche verbleibt.

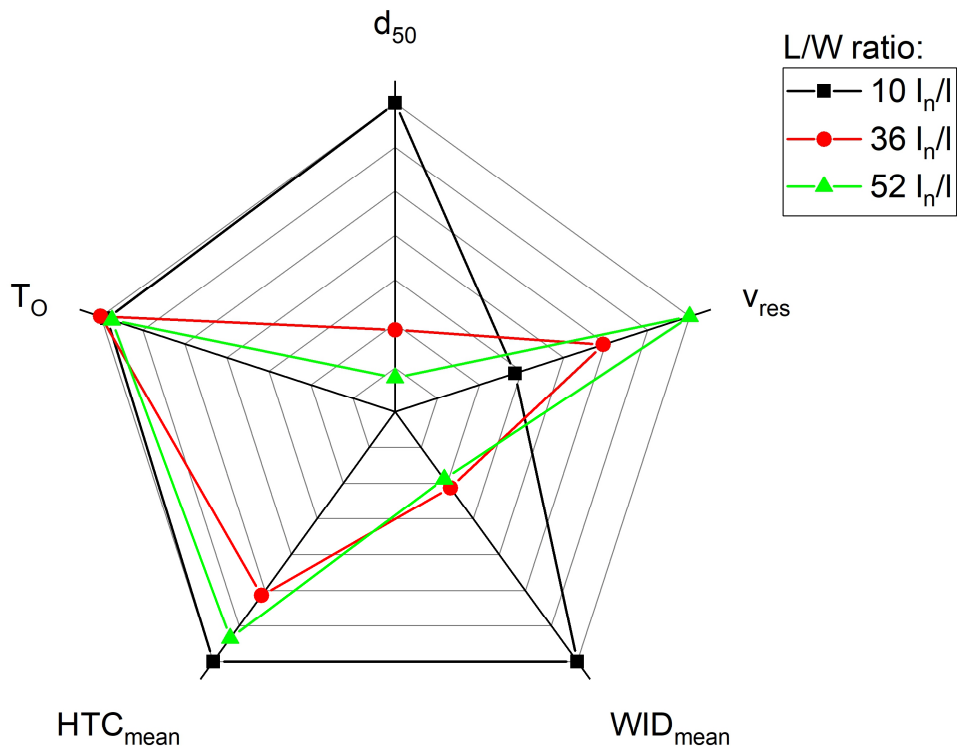


Abbildung 82: Zusammenhang zwischen Sprüheigenschaften, Oberflächentemperatur, Wasserbeaufschlagungsdichte und Wärmeübergangskoeffizienten

4.5 Wassertemperatur

Raudensky [87] führte HTC-Messungen bei Kühlwassertemperaturen zwischen 20 °C und 80 °C durch. Seine Ergebnisse zeigten einen großen Einfluss der Wassertemperatur auf die LFT. Mit einer Erhöhung der Kühlwassertemperatur von 20 °C auf 80 °C verringerte sich die LFT um 130 °C. Auch im Bereich der stabilen Filmverdampfung wurden Unterschiede in der Wärmeabfuhr registriert. Eine Erhöhung der Wassertemperatur von 20 °C auf 80 °C führte zur Zunahme des HTC um $30 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.

Chabicoovsky et.al nutzten den gleichen Versuchsaufbau wie Raudensky um ebenfalls HTC-Messungen unter Variation der Kühlwassertemperatur durchzuführen und kamen zu den gleichen Rückschlüssen. Zusätzlich hat der Autor Versuche bei unterschiedlichen Sprühhaltungen durchgeführt und keinen Einfluss auf den HTC Verlauf festgestellt. [30]

Reiners et.al. führte ebenfalls HTC-Messungen bei Kühlwassertemperaturen zwischen 20 °C und 80 °C durch. Seine Ergebnisse ließen darauf schließen, dass mit steigender Wassertemperatur der HTC während des Filmsiedens abnimmt. Der Unterschied zwischen den Kühlwassertemperaturen nimmt dabei mit steigender WID zu. [20]

Zur Ermittlung des Einflusses der Kühlwassertemperatur auf den HTC wurden statische und dynamische HTC-Versuche bei Wassertemperaturen von 20, 40, 60 und 80 °C durchgeführt. Dabei handelt es sich um die eingestellte Temperatur im Wassertank. Ein zusätzliches Thermoelement direkt an der Düsenspitze zeichnete die Wassertemperatur beim Verlassen der Rohrleitung auf. Diese entspricht etwa 80 % der Wassertemperatur im Tank und wurde für die inverse Berechnung verwendet. In **Abbildung 83** werden die gemessenen Siedekurven bei den unterschiedlichen Wassertemperaturen dargestellt. Sie zeigen einen Einfluss der Kühlwassertemperatur auf den HTC im Bereich der stabilen Filmverdampfung; der HTC sinkt mit steigender Wassertemperatur. Auch die dynamischen Messungen, gezeigt in **Abbildung 84a**, weisen auf einen Zusammenhang von Wassertemperatur und HTC hin. Um diese Erkenntnis zu verdeutlichen, ist in **Abbildung 84b** der HTC im Bereich der stabilen Filmverdampfung ($T_o = 800$ bis 900 °C) über der Kühlwassertemperatur aufgetragen. Ein Einfluss der Wassertemperatur auf die LFT konnte nicht festgestellt werden.

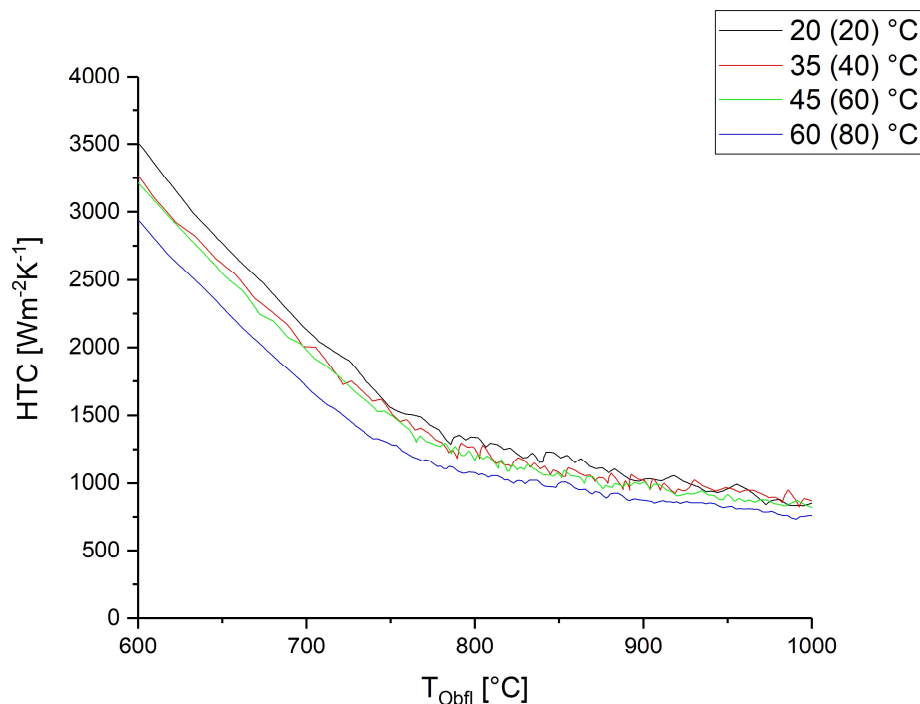


Abbildung 83: Siedekurven bei unterschiedlichen Kühlwassertemperaturen; Temperaturen in der Klammer entsprechen der Temperatur im Wassertank

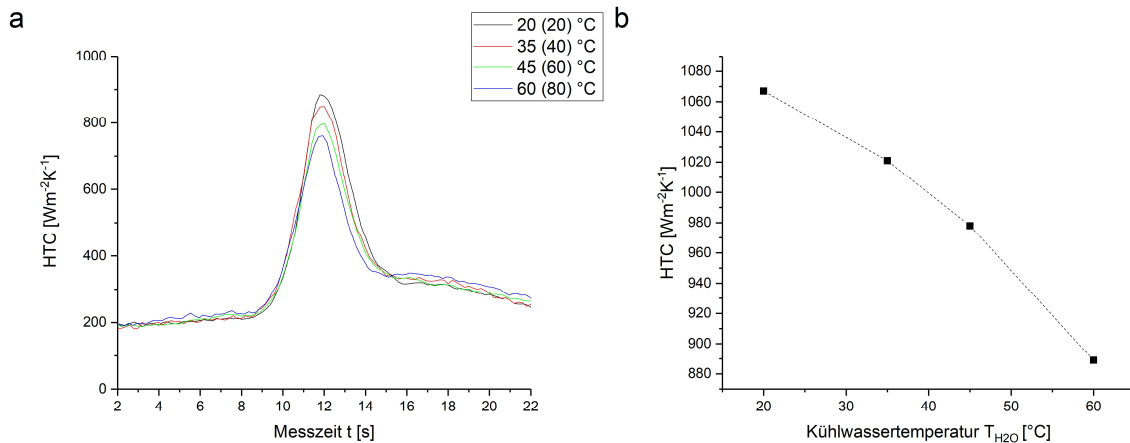


Abbildung 84: (a) Dyn. HTC-Versuche (Temperaturen in der Klammer entsprechen der Tanktemperatur) und (b) HTC bei unterschiedlicher Kühlwassertemperatur

4.6 Überlappung

Durch die Überlappung zweier Sprühkegel kommt es in der sogenannten Überlappungszone zu veränderten Kühleigenschaften. Die gegenseitige Beeinflussung der Sprühkegel führt zu einer ungleichmäßigeren Abkühlung. **Abbildung 85** vergleicht die Ergebnisse von statischen Messung bei gleichen Düsenparametern unter der Düsen spitze und in der Überlappungszone. Die Siedekurve in der Überlappungszone weist deutliche Wellen im HTC Verlauf auf. Der Sprühkegel bewegte sich durch die gegenseitige Beeinflussung der Sprühkegel, was zu einer wechselnden Beaufschlagung der Oberfläche mit Kühlwasser führt.

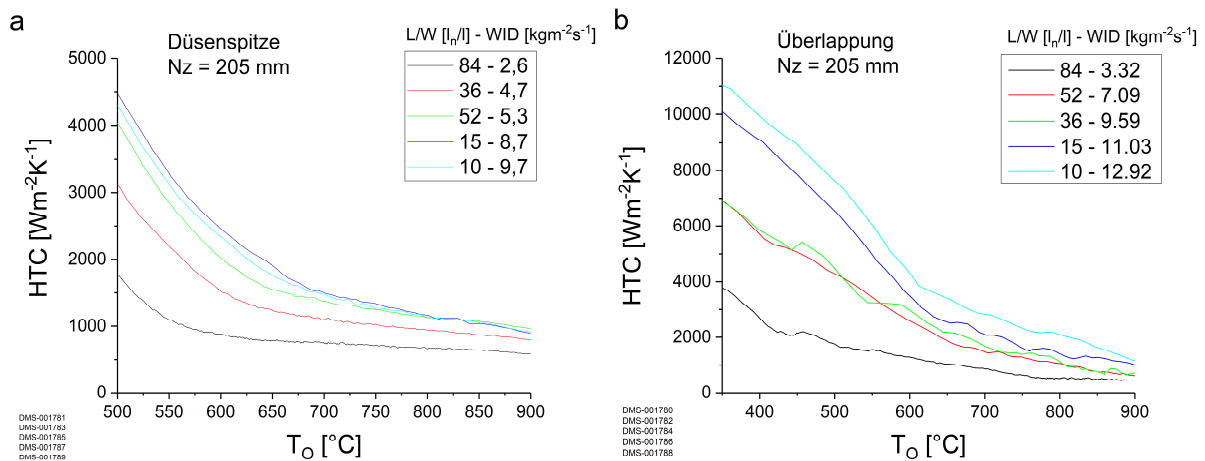


Abbildung 85: Vergleich zwischen Siedekurve unter der (a) Düsen spitze und (b) in der Überlappungszone

Zu diesem Vergleich ist anzumerken, dass die Messungen bei den gleichen Düsenparametern, jedoch nicht bei der gleichen WID , durchgeführt wurden und somit nur ein qualitativer Vergleich der Kurven möglich ist.

Außerdem wurde gezeigt, dass der HTC von den Tropfeneigenschaften, also Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeit, abhängt. Messungen der Eigenschaften haben eine Reduktion der Tropfengeschwindigkeit und -größe im Bereich der Überlappung nachgewiesen. In **Abbildung 86** werden die mittlere Wasserbeaufschlagungsdichte, der mittlere Wärmeübergangskoeffizient und der Tropfendurchmesser d_{50} für ein L/W -Verhältnis von $10 \text{ l}_n/\text{l}$ gezeigt. Bei diesen Düsenparametern entstehen durch die Überlappung Tropfen mit einem d_{50} von ca. $150 \text{ }\mu\text{m}$. Für diese großen Tropfen ist die Reduktion der Tropfengeschwindigkeit relativ gering. Der mittlere Wärmeübergangskoeffizient HTC_{mean} folgt somit deutlich der mittleren Wasserbeaufschlagungsdichte WID_{mean} . Werden die Parameter WID_{mean} , HTC_{mean} und d_{50} bei einem L/W -Verhältnis von $52 \text{ l}_n/\text{l}$ in **Abbildung 87** betrachtet, ist eine Abweichung zwischen dem Verlauf von HTC_{mean} und WID_{mean} in der Zone der Sprühüberlappung erkennbar. Wie in **Kapitel 3** erwähnt, treten bei dieser Parameterkombination kleine und schnelle Wassertropfen auf, welche in der Überlappungszone stark abgebremst werden. Trotz eines Maximums in der Wasserbeaufschlagungsdichte, sinkt dadurch der Wärmeübergangskoeffizient. Diese Beobachtungen unterstreichen den Zusammenhang zwischen Tropfeneigenschaften und Kühlwirkung und bestätigen die Notwendigkeit von exakten Untersuchungen der Sprühparameter.

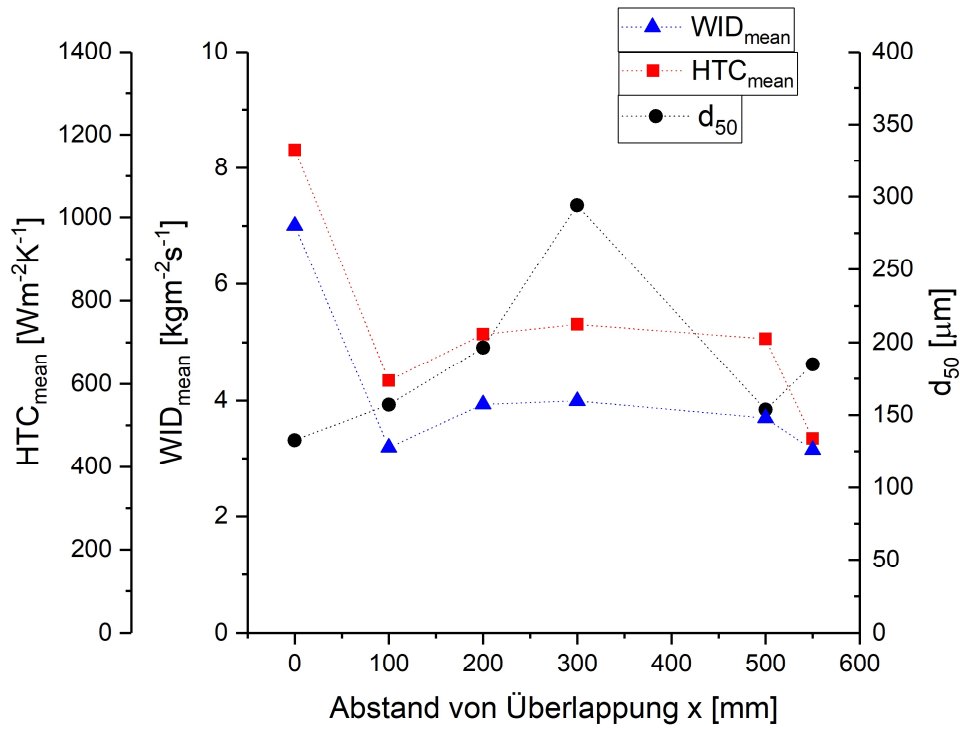


Abbildung 86: WID_{mean}, HTC_{mean} und d₅₀ für ein L/W-Verhältnis von 10 l/l

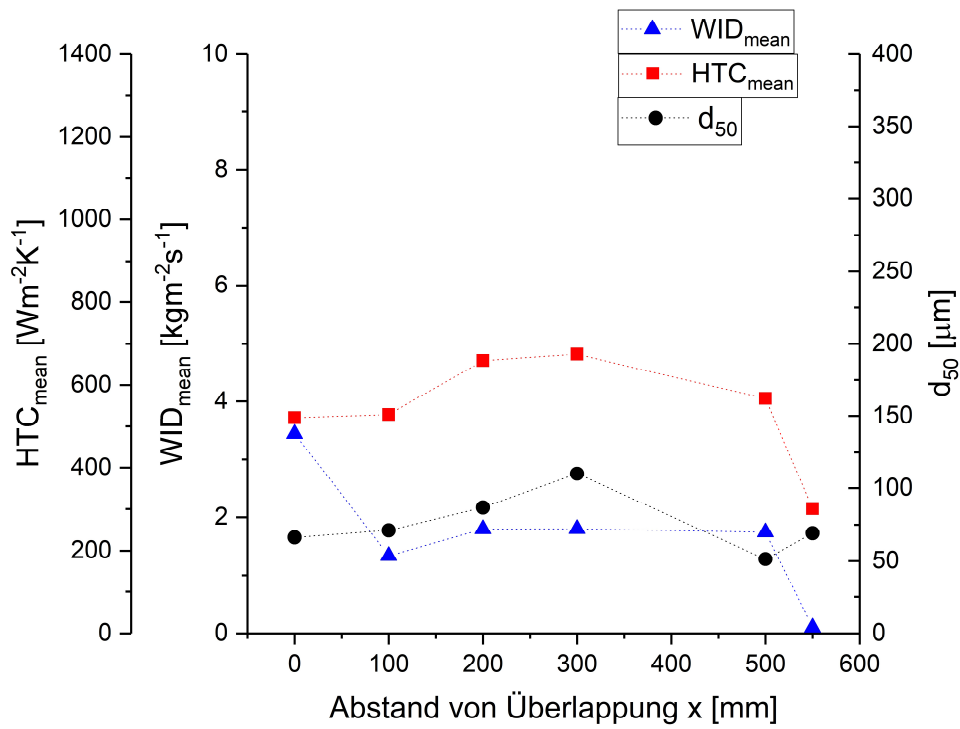


Abbildung 87: WID_{mean}, HTC_{mean} und d₅₀ für ein L/W-Verhältnis von 52 l/l

Das Diagramm in **Abbildung 88** vergleicht zusätzlich die gemessenen Sprüheigenschaften und Abkühleigenschaften für die Messung bei einem L/W Verhältnis von 52 l_n/l unter der Düsen Spitze und in der Überlappungszone. So ist zu erkennen, dass an beiden Positionen die gleiche Oberflächentemperatur und der gleiche mittlere HTC erreicht werden, obwohl die Wasserbeaufschlagungsdichte stark abweicht. Durch die Überlappung der beiden Sprühkegel entsteht eine wesentlich höhere WID_{mean} , welche durch die höhere Geschwindigkeit der Wassertropfen ausgeglichen wird.

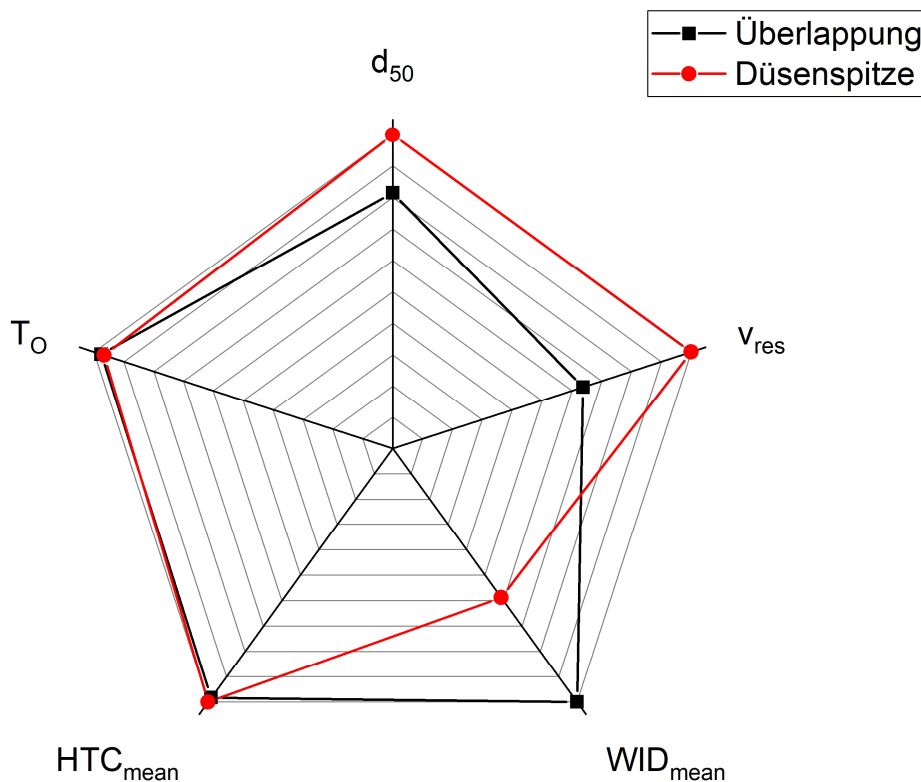


Abbildung 88: Sprüh- und Kühleigenschaften in Überlappungszone und unter Düsen Spitze;
L/W = 52 l_n/l

4.7 Indirekte Düseneinflusszone

HTC-Messungen am DMS haben gezeigt, dass an beiden Seiten des Sprühkegels erhöhte Wärmeübergangskoeffizienten auftreten. Der Grund dafür liegt in der erhöhten Luftströmung und dem hohen Anteil an Sprühnebel in unmittelbarer Nähe zum Sprühstrahl. Düsen, welche sich im vertikalen Teil bzw. im Kreisbogen der Anlage befinden, verursachen an einer Seite zusätzliche Wärmeabfuhr durch Schwallwasser. Dieses fließt vom Sprühkegel ausgehend in

Gießrichtung ab und staut sich an der jeweils nächsten Stützrolle auf. Der Einfluss dieses Schwallwassers konnte im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht werden. [8]

Abbildung 89a zeigt die indirekte Einflusszone bei zwei unterschiedlichen L/W Verhältnissen. Der HTC vor und nach dem Sprühkegel steigt mit höherer Luftmenge an. Außerdem ist ein höherer HTC nach dem Durchfahren des Sprühkegels zu bemerken. Das ist ein Resultat des Temperatenausgleichs im Prüfkörperinneren.

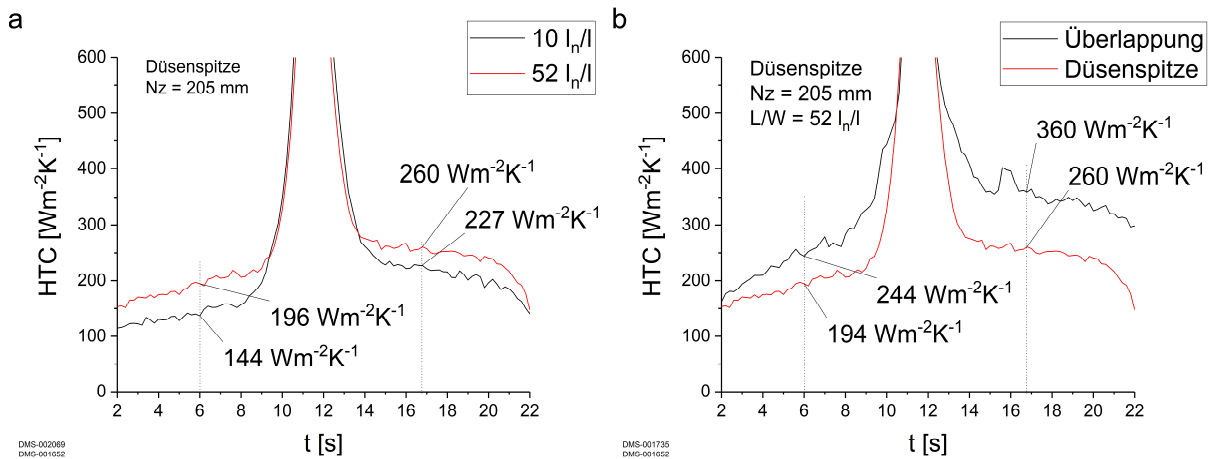


Abbildung 89: (a) HTC in der indirekten Düseneinflusszone bei L/W Verhältnis von 10 l/l und 52 l/l; (b) HTC unter der Düsenspitze und in der Überlappungszone

Die Höhe des HTC in der indirekten Düseneinflusszone hängt außerdem von der betrachteten Position ab. So zeigten sich in der Überlappungszone höhere HTC Werte als z. B. unter der Düsenspitze. Eine Ursache könnte die gegenseitige Ablenkung der Sprühkegel sein, welche zu einer Verbreiterung der Einflusszone führt.

4.8 Prüfkörpermaterial

Jeschar et.al. [25] haben den Einfluss der Stoffwerte auf den HTC untersucht. Er verwendete Prüfkörper aus Kupfer, Nickel, Aluminium und Messing und zeigte damit, dass die Werkstoffdaten im Bereich der stabilen Filmverdampfung keinen Einfluss auf den HTC haben. Eine Auswirkung auf die LFT konnte hingegen beobachtet werden. Der Autor argumentiert mit der Abhängigkeit des Wärmetransportes zur Oberfläche, um den Dampffilm aufrechtzuerhalten und hält fest, dass der Wärmestromdichte dem sogenannten Eindringkoeffizienten aus **Gleichung (25)** proportional ist.

$$\dot{q} \sim \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c} \quad (25)$$

\dot{q} ... Wärmestromdichte [Wm^{-2}]

λ ... Wärmeleitfähigkeit des Prüfkörperwerkstoffs [$Wm^{-1}K^{-1}$]

ρ ... Dichte des Prüfkörperwerkstoffs [kgm^{-3}]

c ... Wärmekapazität des Prüfkörperwerkstoffs [$Jkg^{-1}K^{-1}$]

Materialien mit einem hohen Eindringkoeffizienten (z.B. Kupfer) können den Wärmeverlust an der Oberfläche gut ausgleichen, wodurch sich die LFT zu niedrigeren Werten verschiebt. [25]

4.9 Zusammenfassung der Einflüsse auf den HTC

Mit den durchgeführten Versuchen konnte der Einfluss unterschiedlicher Parameter auf den HTC untersucht werden. **Abbildung 90** zeigt einen Vergleich von gemessenen HTC-Werten unterschiedlicher Autoren über der WID.

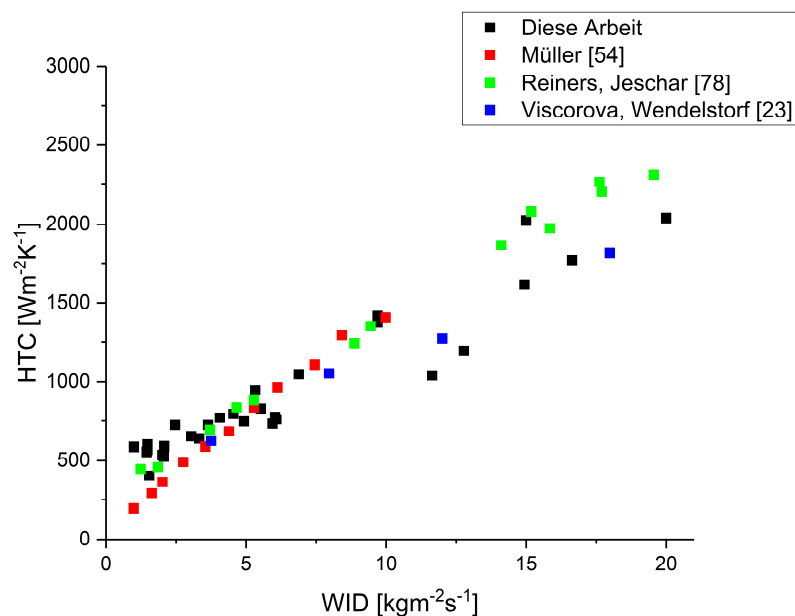


Abbildung 90: Vergleich von gemessenen HTC über der WID im Bereich der stabilen Filmverdampfung

Das Diagramm bestätigt eine sehr gute Übereinstimmung der Messergebnisse mit jenen der Arbeit von Viscorova und Wendelstorf. Im Vergleich mit Müller und Reiners sind die gemessenen HTC dieser Arbeit bei niedrigen WID etwas höher, bei hohen WID etwas niedriger. Die geringe Abweichung könnte durch den Typ der verwendeten Düsen erklärt werden. Wie zuvor gezeigt wurde, sind neben der Wasserverteilung auch die Tropfeneigenschaften entscheidend. Außerdem zeigt es den starken Einfluss der WID auf den gemessenen HTC. Neben dem Einfluss der WID konnte ebenfalls eine starke Auswirkung der Oberflächentemperatur auf den HTC bestätigt werden. Es konnten alle beschriebenen Siederegime beobachtet werden, mit der LFT als Grenze des stabilen Filmsiedens.

Durch die Messungen der Tropfeneigenschaften konnte ein Zusammenhang zwischen der Größe und Geschwindigkeit der Wassertropfen und der Kühlintensität beobachtet werden. Es zeigt sich, dass mit steigender Tropfengeschwindigkeit und sinkender Tropfengröße der HTC für die untersuchten Parameter zunimmt. Besonders deutlich wird der Zusammenhang in der Überlappungszone zweier Sprühkegel, wo die Tropfeneigenschaften stark von anderen Positionen abweichen.

Die Manipulation der Oberflächenstruktur resultierte ebenfalls in starken Auswirkungen auf die Kühlcharakteristik. Die Erhöhung der Oberflächenrauheit führt etwa zu einer Verschiebung der LFT zu höheren Temperaturen und für die strukturierte Oberfläche konnten zusätzlich höhere HTC Werte im Bereich der stabilen Filmverdampfung festgestellt werden. Versuche an verzündeten Oberflächen erweisen sich als schwierig zu interpretieren. Der Zunder platzt durch die Belastung mit Spritzwasser ab, wodurch unregelmäßige Versuchsbedingungen entstehen können. Dennoch konnten mit Hilfe von Prüfkörpern aus S355 geringere HTC Werte im Bereich der stabilen Filmverdampfung festgestellt werden. Außerdem behindert die geringe Wärmeleitfähigkeit des Zunders die Aufrechterhaltung des Dampffilms und führt so zu höheren LFT. Ähnliche Ergebnisse konnten mit Elektroblech erzielt werden. Der Zunder dieser Stahlqualität weist eine gute Haftung zum Grundwerkstoff auf, was zu stabileren Bedingungen führt. Auch hier konnte eine gewisse isolierende Wirkung der Schicht nachgewiesen werden. Als Ergänzung wurden Versuche mit einer beschichteten Versuchsfläche durchgeführt. Das verwendete Zirkonoxid hat ähnlich Eigenschaften wie Zunder und zeigt eine sehr gute Haftung an der Versuchsfläche. Im Gegensatz zu realem Zunder löst sich die Beschichtung nicht von der Oberfläche, wodurch die Bildung eines Luftspaltes vermieden wird. Die Versuchsergebnisse mit Beschichtung zeigen ähnliche Ergebnisse wie die Zunderversuche und stellen somit eine gute Alternative für größere Messserien dar.

5 Wärmeübergangskoeffizient als Randbedingung

Die Spraykühlung in der Sekundärkühlzone einer Stranggießanlage kann in Erstarrungsmodellen in Form des Wärmeübergangskoeffizienten beschrieben werden. Eine exakte Beschreibung der Randbedingung ist zur Beurteilung des Gießprozesses bei unterschiedlichen Anlagenparametern notwendig. [5]

5.1 Formeln aus der Literatur

Bereits in früheren Arbeiten wurden Formeln zur Berechnung des HTC aus unterschiedlichen Düsenparametern erstellt. Dabei existieren hauptsächlich zwei Ansätze den HTC zu berechnen. Zum einen über die Sprüheigenschaften und zum anderen über die Oberflächentemperatur T_0 und Wasserbeaufschlagungsdichte WID, in manchen Fällen auch die Kühlwassertemperatur.

5.1.1 Korrelationen zwischen HTC und WID bzw. T_0

Im Folgenden werden ausgewählte Korrelationen zwischen WID, HTC und T_0 aufgezeigt. Yoshida et.al. entwickelten die Formel in **Gleichung (26)** zur Berechnung des HTC aus der Wasserbeaufschlagungsdichte, der Oberflächentemperatur und der Kühlwassertemperatur. [88]

$$\alpha = 6,23 \cdot W^{1,1} \cdot T_0^{1,28} \cdot \theta_S^{-0,4} \quad (26)$$

α ... Wärmeübergangskoeffizient [$\text{kcalh}^{-1}\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$]

W ... Wasserbeaufschlagungsdichte [$\text{lcm}^{-2}\text{min}^{-1}$]

T_0 ... Oberflächentemperatur [K]

θ_S ... Kühlwassertemperatur [$^{\circ}\text{C}$]

Gültig für: $W = 0,18$ bis $0,3 \text{ lcm}^{-2}\text{min}^{-1}$

$T_0 = 700$ bis 1400 K

$\theta_S = 20$ bis $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$

Mitsutsuka et.al. verwendete Messdaten mehrerer Autoren um die **Gleichung (27)** zur Berechnung des HTC aus der WID und T_0 zu erstellen. [89]

$$\alpha_{ges} = 28,5 \cdot 10^8 \cdot \dot{V}^{0,616} \cdot T_0^{-2,445} \quad (27)$$

α_{ges} ... Wärmeübergangskoeffizient [$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$]

\dot{V} ... Wasserbeaufschlagungsdichte [$\text{kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$]

T_0 ... Oberflächentemperatur [$^{\circ}\text{C}$]

Gültig für: $\dot{V} = 0,17$ bis $33 \text{ kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$

$T_0 = 600$ bis $800 \text{ }^{\circ}\text{C}$

Shimada et.al. entwickelte den in **Gleichung (28)** gezeigten Zusammenhang zwischen HTC, WID und der Kühlwassertemperatur. Nozaki führte zusätzlich einen maschinenabhängigen Anlagenkoeffizienten ein. [90–92]

$$h_{\text{spray}} = \frac{1570 \cdot \dot{\omega}^{0.55} \cdot (1 - 0.0075 \cdot T_{\text{spray}})}{\alpha} \quad (28)$$

h_{spray} ... Wärmeübergangskoeffizient [$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$]

w ... Wasserbeaufschlagungsdichte [$\text{lm}^{-2}\text{s}^{-1}$]

T_{spray} ... Kühlwassertemperatur [$^{\circ}\text{C}$]

α ... Maschinenabhängiger Anpassungsfaktor

Gültig für: $T_0 = 500$ bis 930 $^{\circ}\text{C}$

Die Korrelation von Shimada aus **Gleichung (29)** wurde von einigen Autoren in folgender Form angewendet: [15, 37]

$$h_{\text{spray}} = A \cdot Q_{\text{sw},j}^c \cdot (1 - b \cdot T_{\text{spray}}) \quad (29)$$

$Q_{\text{sw},j}$... Wasserbeaufschlagungsdichte [$\text{lm}^{-2}\text{s}^{-1}$]

Anpassungsparameter:

$$A = 0,3925$$

$$c = 0,55$$

$$b = 0,0075$$

Wendelstorf et.al. entwickelte die Korrelation aus **Gleichung (30)** zwischen dem HTC, der Wasserverteilung und der Differenz zwischen Oberflächentemperatur und Kühlwassertemperatur ΔT . [26]

$$\begin{aligned} \alpha (\Delta T, V_S) = & 190 \pm 25 \\ & + \tanh\left(\frac{V_S}{8}\right) \\ & \cdot \left(140 \pm 4 \cdot V_S \left[1 - \frac{V_S \cdot \Delta T}{72000 \pm 3500}\right] + 3,26 \pm 0,16 \right. \\ & \left. \cdot \Delta T^2 \left\{1 - \tanh\left(\frac{\Delta T}{128 \pm 1,6}\right)\right\}\right) \end{aligned} \quad (30)$$

α ... Wärmeübergangskoeffizient [$Wm^{-2}K^{-1}$]

V_S ... Wasserbeaufschlagungsdichte [$kgm^{-2}s^{-1}$]

ΔT ... Temperaturdifferenz $T_0 - T_{H2O}$ [$^{\circ}C$]

Gültig für: $V_S = 3$ bis $30 \text{ kgm}^{-2}s^{-1}$

$\Delta T = 150$ bis 1150 K

5.1.2 Korrelationen zwischen HTC und Sprüheigenschaften

Im Folgenden werden ausgewählte Formeln zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten unter Verwendung der Tropfeneigenschaften gelistet.

Müller et.al. stellte den Zusammenhang zwischen HTC, WID und der Tropfengeschwindigkeit aus **Gleichung (31)** her. [93]

$$\alpha_k = 10 \cdot w + (107 + 0,688 \cdot w) \cdot \dot{V}_S \quad (31)$$

α_k ... Wärmeübergangskoeffizient [$Wm^{-2}K^{-1}$]

\dot{V}_S ... Wasserbeaufschlagungsdichte [$lm^{-2}s^{-1}$]

w ... Geschwindigkeit der Wassertropfen [m/s]

Gültig für: $\dot{V}_S = 0,3 - 9,0 \text{ lm}^2\text{s}^{-1}$

$w = 11 - 32 \text{ m/s}$

Hernández et.al. korrelierte den HTC mit der WID, der Tropfengeschwindigkeit und –größe und der Oberflächentemperatur in Form von **Gleichung (32)**. [94]

$$h = 379,93 \cdot w^{0,318} \cdot u_v^{0,33} \cdot T_W^{-0,895} \cdot d_{30}^{-0,024} \quad (32)$$

w ... Wasserbeaufschlagungsdichte [lm^2s^{-1}]

u_v ... Tropfengeschwindigkeit [m/s]

d_{30} ... mittlere volumetrische Tropfendurchmesser [μm]

T_W ... Oberflächentemperatur [$^{\circ}\text{C}$]

Gültig für: $w = 0,16$ bis $0,5 \text{ Lm}^{-2}$

$u_v = 5$ bis 7 ms^{-1}

$T_W = 750$ bis $1200 \text{ }^{\circ}\text{C}$

$d_{30} = 30$ bis $110 \mu\text{m}$

Ciofalo et.al. beschreibt den HTC durch die WID und den Tropfendurchmesser in **Gleichung (33)**. [95]

$$h_1 = 1015 \cdot G^{0,647} \cdot U^{0,206} \cdot MVD^{-0,056} \quad (33)$$

G ... Wasserbeaufschlagungsdichte [$\text{kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$]

U ... Modalgeschwindigkeit [ms^{-1}]

MVD ... mittlerer volumetrischer Tropfendurchmesser [μm]

Gültig für: $G = 0,33 \text{ bis } 32,7 \text{ kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$

$U = 17,2 \text{ bis } 49,6 \text{ m/s}$

$MVD = 37 \text{ bis } 225 \mu\text{m}$

Puschmann definiert den HTC im Bereich der Filmverdampfung über die WID, den Tropfendurchmesser und die Tropfengeschwindigkeit und entwickelte **Gleichung (34)**. [21]

$$\frac{\alpha_{Tr}}{\dot{m}_s} = 16,8 \cdot (v^{0,5} \cdot d^{-1,25})^{0,12} \quad (34)$$

α_{Tr} ... Wärmeübergangskoeffizient durch Tropfenfluss [$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$]

\dot{m}_s ... Wasserbeaufschlagungsdichte [$\text{kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$]

v ... Tropfengeschwindigkeit [m/s]

d ... mittlerer volumetrischer Tropfendurchmesser [m]

Gültig für: $\dot{m}_s < 5 \text{ kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$

$v = 7,9 \text{ bis } 50 \text{ m/s}$

$T_0 = 300 \text{ bis } 600 \text{ }^\circ\text{C}$

5.2 Entwicklung einer Korrelation aus DMS Messdaten

Zur Eigenentwicklung von Korrelationen wurden als wesentliche Einflussparameter auf den HTC die WID und T_0 gewählt. Aus den Messergebnissen der dynamischen und statischen Messungen wurden dazu Datentripel gebildet. Im Falle der statischen Versuche erhält man den HTC bei einer WID über einen weiten Temperaturbereich. In **Abbildung 91** ist die Vorgehensweise bei dynamischen Messungen erläutert. Dazu wurden der HTC, die T_0 und die WID übereinandergelegt und die Daten an der jeweils gleichen Position ausgewählt. Als Teilung wurde die Breite der Messzellen zur Bestimmung der Wasserverteilung gewählt, d. h. pro dynamischen Versuchs ergebnen sich sieben Datentripel.

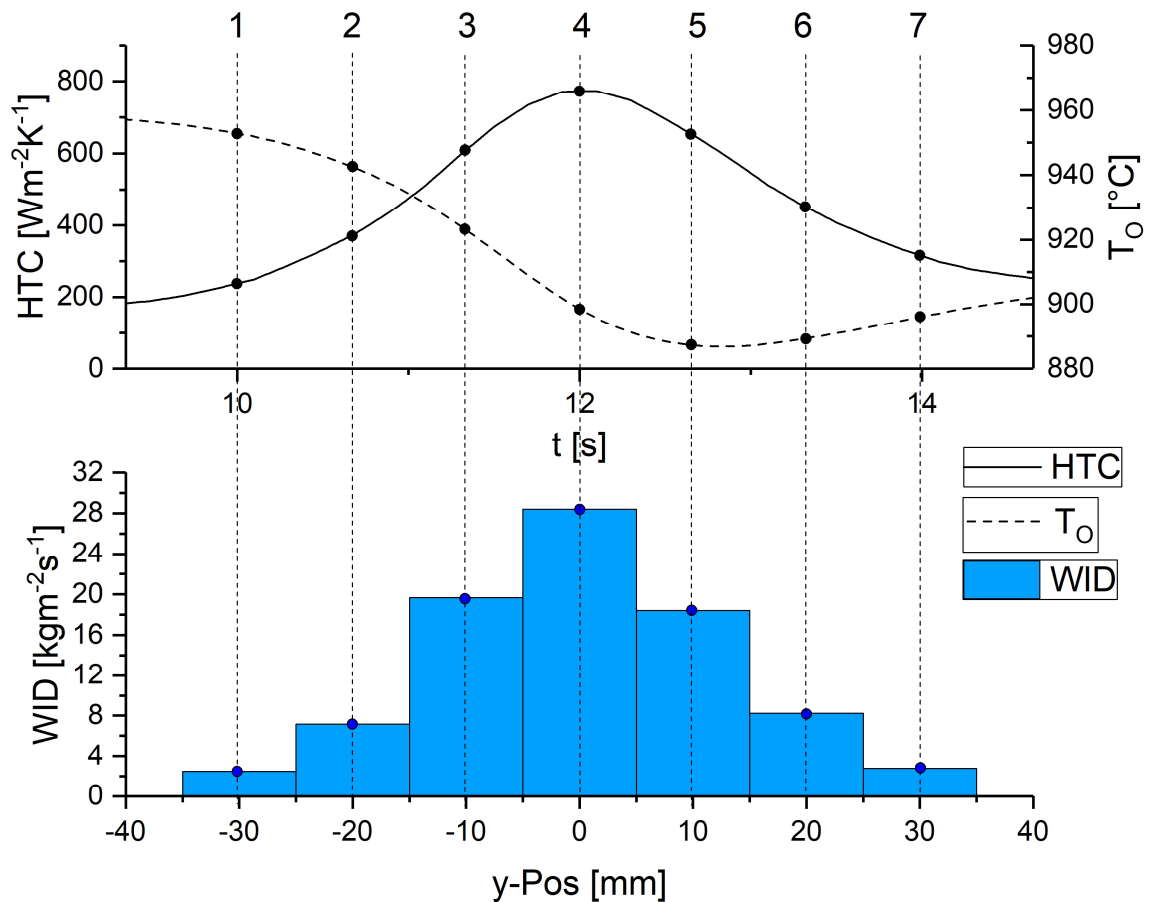


Abbildung 91: Ermittlung von HTC, T_0 , WID Datentripel aus dynamischen Versuchen

Aus den statischen und dynamischen Messungen konnten insgesamt etwa 5000 Datentripel bei unterschiedlichsten Düsenparametern erzeugt werden. Alle diese Werte dienen später der Ermittlung von Gleichungen zur Berechnung des HTC.

5.2.1 Methode „Tempsimu-3D“

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein mehrmonatiger Forschungsaufenthalt an der Aalto University in Espoo, Finnland genutzt, um die gemessenen Daten für das Erstarrungsmodell Tempsimu-3D aufzubereiten. Das 3-dimensionale steady-state Modell verwendet die Wasserbeaufschlagungsdichte und die Oberflächentemperatur zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten. Die Wasserbeaufschlagung wird in Form von relativen Verteilungen über die Strangbreite und entlang der Gießrichtung eingelesen. Dazu wurden die gemessenen zweidimensionalen Wasserverteilungen über die beiden Richtungen gemittelt. Im Programm selbst wird durch Multiplikation der relativen Werte wieder eine 2-dimensionale Verteilung erzeugt. Abschließend wird die relative Verteilung mit dem

verwendeten Wasserdurchfluss multipliziert, um die Wasserbeaufschlagungsdichte in $\text{m}^3\text{m}^{-2}\text{h}^{-1}$ zu erhalten.

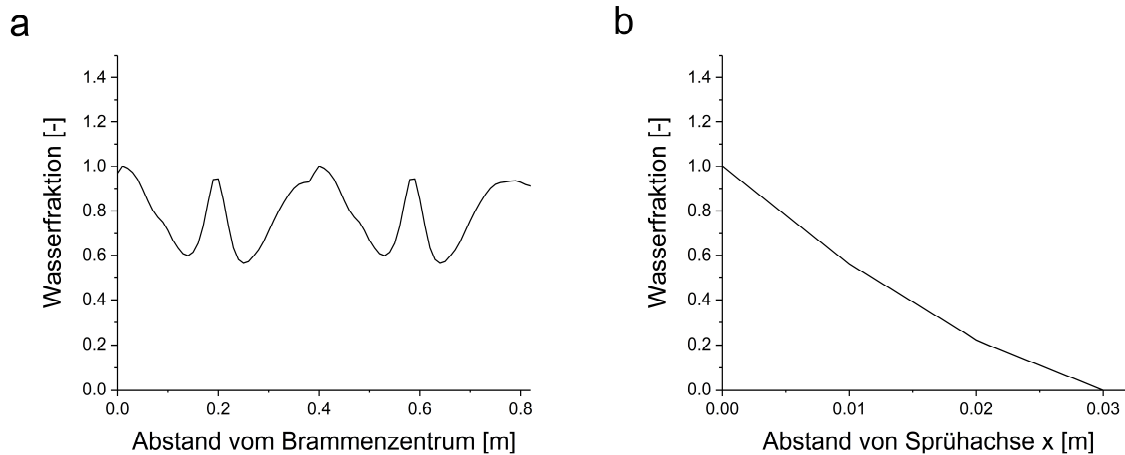


Abbildung 92: Beispiel für Implementierung der Wasserverteilung einer Düsenreihe in Tempsimu-3D

Für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten wird der Zusammenhang in **Gleichung (35)** verwendet.

$$HTC_{\text{spray}} = a \cdot WID^b \cdot c \quad (35)$$

HTC_{spray} ... Wärmeübergangskoeffizient durch Spritzwasserkühlung [kW]

WID ... Wasserbeaufschlagungsdichte [$\text{m}^{-3}\text{h}^{-1}\text{m}^{-2}$]

a, b ... Anpassungsparameter

c ... Anpassungsparameter zur Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit

Gültig für: $WID < 108 \text{ m}^{-3}\text{h}^{-1}\text{m}^{-2}$

$T = 250 \text{ bis } 1150 \text{ }^\circ\text{C}$

Das Ergebnis der Formel ist der Wärmübergangskoeffizient in $\text{kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Dabei ist zu erwähnen, dass es sich hier ausschließlich um den HTC durch Spritzwasserkühlung handelt. Andere Kühlmechanismen, wie etwa Strahlung oder die Kühlung durch Stützrollen, werden im Modell getrennt berücksichtigt. Die Abkürzung WID steht für die

Wasserbeaufschlagungsdichte in $\text{m}^3\text{h}^{-1}\text{m}^{-2}$. Die Variablen a und b stellen Parameter zur Beschreibung der Abhängigkeit des HTC von der Wasserbeaufschlagungsdichte dar; mit dem Parameter c wird der Einfluss der Oberflächentemperatur berücksichtigt. Zur Ermittlung der Parameter a und b wurden gemessene HTC Werte bei Temperaturen oberhalb der LFT verwendet. In diesem Bereich ist der HTC annähernd unabhängig von der Oberflächentemperatur, wodurch nur der Einfluss der Wasserbeaufschlagung berücksichtigt wird. Für die verwendeten Ein- und Zweistoffdüsen wurden unterschiedliche HTC-WID Zusammenhänge festgestellt, was sich durch unterschiedliche a, b Parameter äußert.

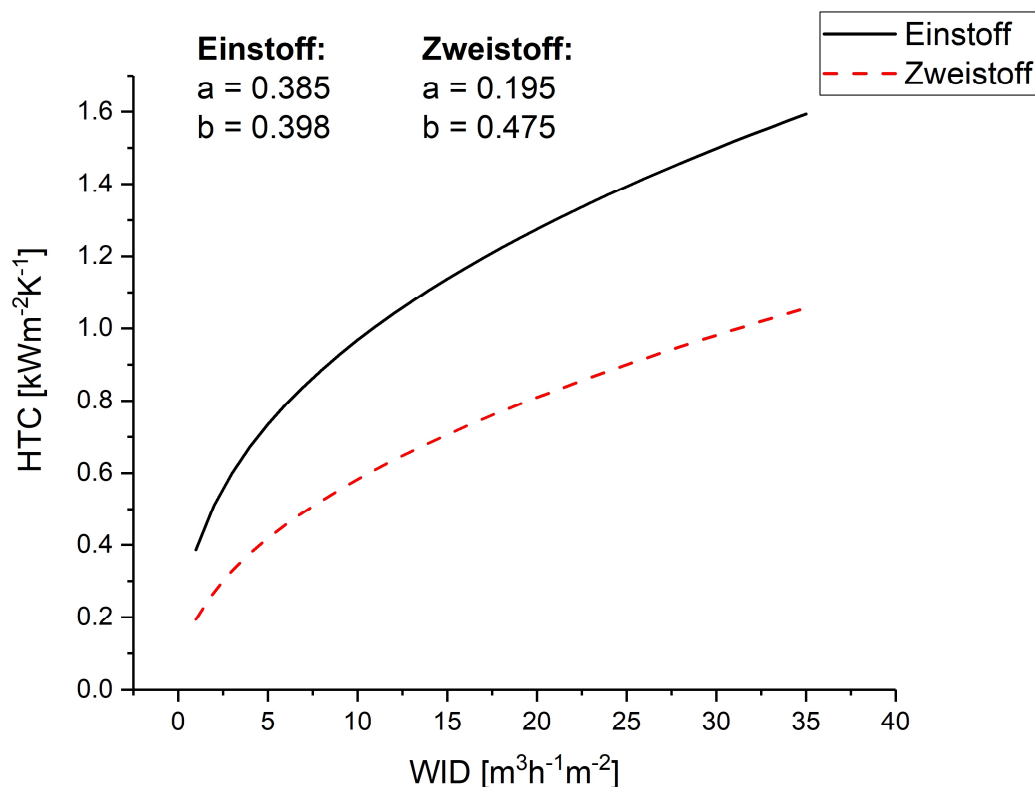


Abbildung 93: Vergleich der Korrelation für verwendete Ein- und Zweistoffdüsen

Für die Berücksichtigung der Oberflächentemperatur wurden zwei gemessenen Siedekurven in Tempsimu-3D implementiert. Da die WID neben dem HTC auch die Leidenfrosttemperatur beeinflusst, wurde eine Kurve bei einer niedrigen WID von $9 \text{ m}^3\text{h}^{-1}\text{m}^{-2}$ und eine bei einer hohen WID von $35 \text{ m}^3\text{h}^{-1}\text{m}^{-2}$ verwendet. Der Vergleich zwischen den berechneten und gemessenen HTC-Werten unter Anwendung von **Gleichung (35)** wird in **Abbildung 94** dargestellt. Die verwendete Formel zeigt eine gute Korrelation mit einem R^2 von 0,82.

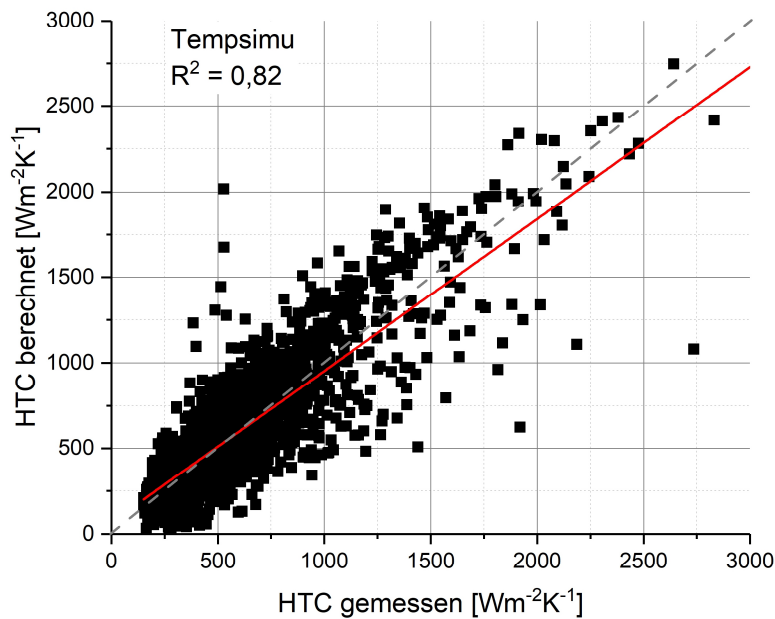


Abbildung 94: Berechnete über gemessene HTC-Werte für verwendete Zweistoffdüsen

5.3 Nicht lineare Log-Normal Funktion

Eine weitere Korrelation zwischen Wasserbeaufschlagungsdichte, Oberflächentemperatur und Wärmeübergangskoeffizient für die gemessenen Ein- und Zweistoffdüsen, wurde mit Hilfe der Software TableCurve 3D erarbeitet. Das beste Resultat lieferte eine nichtlineare Log-Normal Funktion in Form von **Gleichung (36)**.

$$\begin{aligned}
 HTC = a + b \cdot \exp \left[-0.5 \cdot \left(\frac{\ln \frac{WID}{c}}{d} \right)^2 \right] + \\
 + e \cdot \exp \left[-0.5 \cdot \left(\frac{\ln \frac{T}{f}}{g} \right)^2 \right] + h \cdot \exp \left[-0.5 \cdot \left(\frac{\ln \frac{WID}{c}}{d} \right)^2 \right] + \exp \left[\left(\frac{\ln \frac{T}{f}}{g} \right)^2 \right]
 \end{aligned} \tag{36}$$

a,b,c,d,e,f,g,h ... Fitting Parameter [-] (siehe Tabelle 9)

WID ... Wasserbeaufschlagungsdichte in [kgm⁻²s⁻¹]

T ... Oberflächentemperatur [°C]

Gültig für: $WID < 30 \text{ kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$

$T = 250 \text{ bis } 1150 \text{ }^\circ\text{C}$

Die Gleichung wurde unter der Anwendung von Kreuzvalidierung erstellt. Alle gemessenen WID , T_0 und HTC Werte wurden zufällig in zwei gleich große Datensätze unterteilt. Der Train-Datensatz wurde zur Ermittlung der Korrelationsparameter eingesetzt, der Test-Datensatz zur Validierung der gefundenen Werte. Die Fitting Parameter für die untersuchten Ein- und Zweistoffdüsen werden in **Tabelle 10** zusammengefasst.

Tabelle 10: Fitting Parameter für Log-Normal Funktion

	a	b	c	d	e	f	g	h
Einstoff	209,9	5585,5	23563,7	-3,7	13305,9	166,9	0,6	98527,6
Zweistoff	-168,4	1429,5	826,2	2,9	19856,7	68,7	0,9	93594,5

Abbildung 95 zeigt die berechneten über den gemessenen HTC -Werten für alle vermessenen Zweistoffdüsen. Für den gesamten Datensatz wird ein R^2 von 0,93 erzielt.

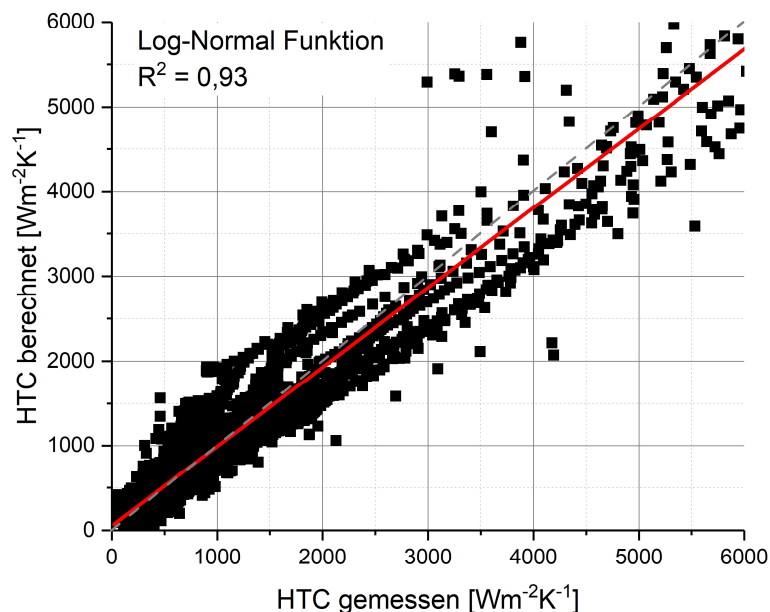


Abbildung 95: Berechnete über gemessene HTC -Werte unter Anwendung von **Gleichung (36)**

5.4 Neuronales Netzwerk (Matlab)

Mit Hilfe der Matlab Applikation zur Erstellung eines neuronalen Netzwerkes wurde eine Korrelation zwischen Wasserdurchfluss, Wasserdruck, Luftdurchfluss, Luftdruck, Wasserbeaufschlagungsdichte, Oberflächentemperatur und Wärmeübergangskoeffizient gefunden. Der Gültigkeitsbereich entspricht der Log-Normal Funktion. Die besten Ergebnisse wurden unter Anwendung des Levenberg-Marquardt-Algorithmus erreicht. **Abbildung 96** zeigt die Regression für alle verwendeten Daten. Der R^2 von 0.95 bestätigt eine sehr hohe Qualität der angewendeten Korrelation. Da auch der Wasser- und Luftdruck und dadurch wiederum die Tropfeneigenschaften berücksichtigt werden, zeigt dieses Verfahren genauere Ergebnisse. Es erfordert allerdings auch eine detailliertere Angabe der Düsenparameter in den einzelnen Kühlzonen.

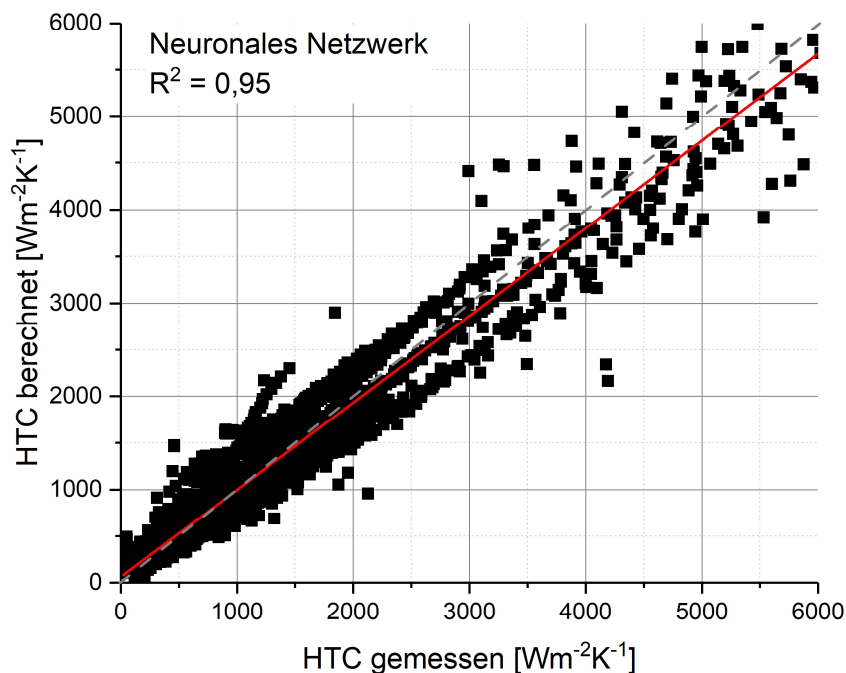


Abbildung 96: Berechnete über gemessene HTC-Werte unter Anwendung von Matlab und des Levenberg-Marquardt-Algorithmus

Die gezeigten, korrelierten Messergebnisse wurden bei einer Vielzahl an Düsentypen und Betriebsparameter sowie an unterschiedlichen Positionen im Sprühkegel aufgenommen. Durch das Filtern der Messergebnisse nach der Messposition lässt sich das Resultat weiter verbessern. **Abbildung 97** zeigt die Korrelation von gemessenen HTC und berechneten HTC

in der Überlappungszone und direkt unter der Düsenspitze. Dabei wurden ausschließlich Messdaten eines Düsentyps bei verwendet. So werden die Messungen in der Sprühkegelüberlappung von der Software etwas überschätzt, was in einem zu hohen, berechneten HTC resultiert. Der Grund dafür liegt in den unterschiedlichen Tropfeneigenschaften, verursacht durch Tropfenkollision in der Überlappungszone.

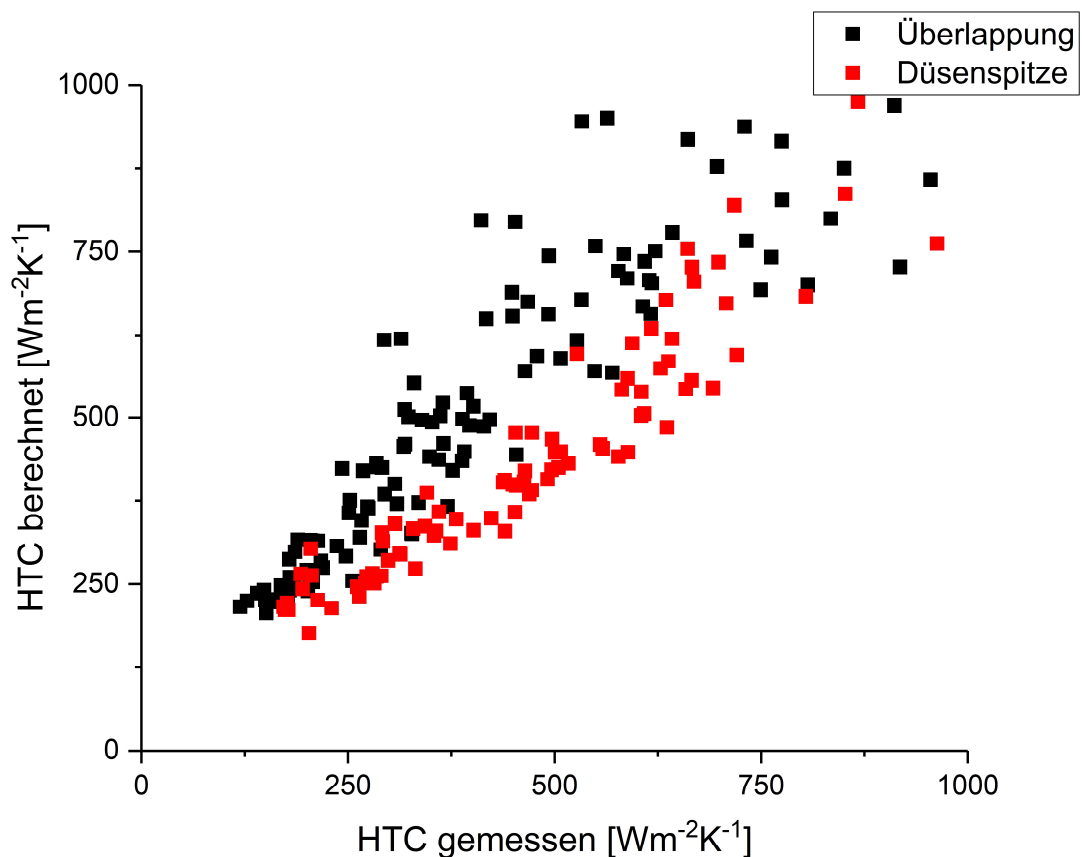


Abbildung 97: Korrelation bei unterschiedlichen Messpositionen

Neben der Unterscheidung von Sprühpositionen liegt auch jene in Düsentypen nahe. Unterschiedliche Düsen könnten bei gleicher WID unterschiedliche Tropfeneigenschaften aufweisen, wodurch die Kühlwirkung variieren kann. **Abbildung 98** zeigt das Ergebnis der Korrelation bei drei unterschiedlichen Düsentypen, jeweils unter der Düsenspitze. Im gezeigten Fall konnte kein wesentlicher Unterschied zwischen den Typen festgestellt werden. Der Grund dafür liegt wahrscheinlich in der ähnlichen Konstruktion der Düsen und den ähnlichen Tropfeneigenschaften.

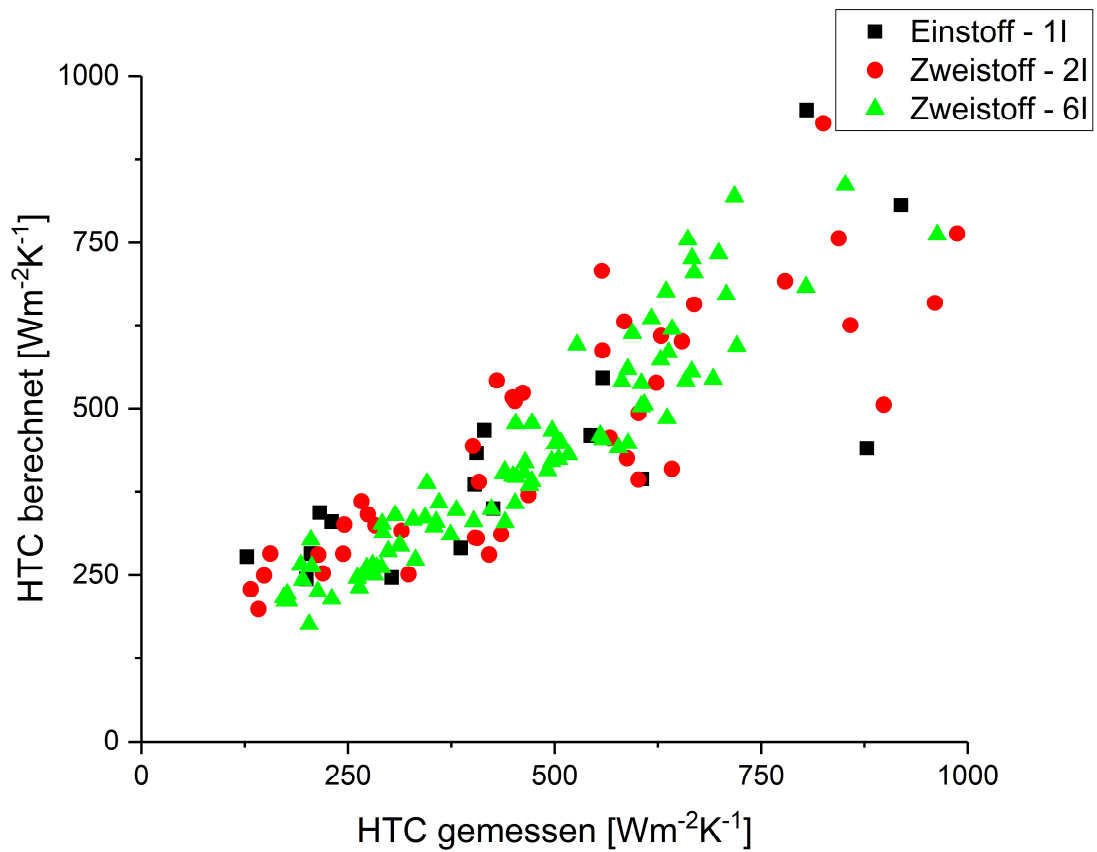


Abbildung 98: Korrelation bei drei unterschiedlichen Düsentypen

Das Erstarrungsmodell könnte also durch die Berücksichtigung der Sprühposition weiter verbessert werden. Diese stellt allerdings einen erheblichen Mehraufwand dar, welcher in dieser Arbeit nicht in Kauf genommen wurde, jedoch durchaus sinnvoll wäre.

5.5 Zusammenfassung

Die Korrelation zwischen unterschiedlichen Prozessparametern und dem HTC ist ein wichtiges Werkzeug für die Modellierung des Stranggießprozesses. Es wurden bestehende Korrelationen zwischen bestimmten Parameter und dem HTC, sowie eigene Ansätze beschrieben.

Für den Vergleich in **Abbildung 99** wurden unterschiedliche Korrelationen ausgewählt. Einige davon verwenden die Tropfeneigenschaften um den HTC zu berechnen. Für diese Fälle wurde auf Grund von vorangegangenen Messungen ein Tropfendurchmesser von 120 μm und eine Tropfengeschwindigkeit von 14 m/s angenommen. Als Oberflächentemperatur

wurde 900 °C und als Wassertemperatur 20 °C gewählt. Durch die unterschiedlichen Berechnungsansätze kommt es zwischen den Korrelationen zu deutlichen Unterschieden. Die berechneten HTC-Werte in Abhängigkeit der WID zeigen jedoch den gleichen Trend.

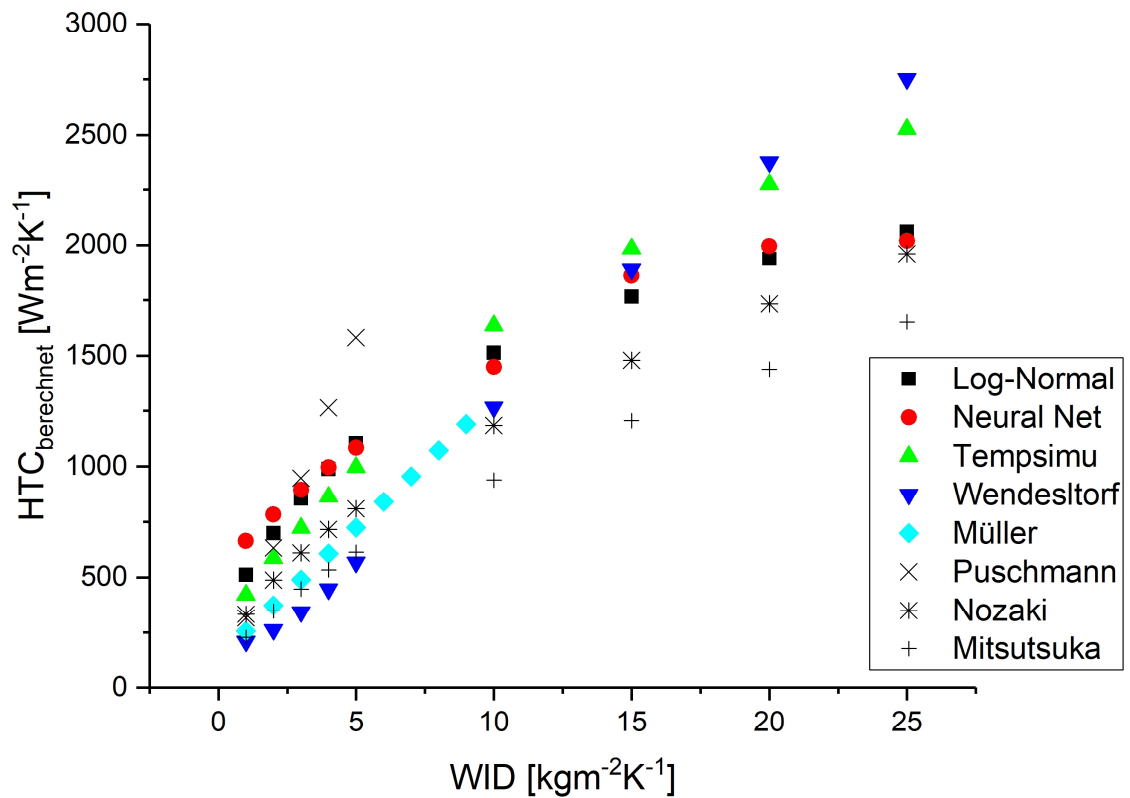


Abbildung 99: Ergebnisse ausgewählter Korrelationen zur Berechnung des HTC bei $T_0 = 900 \text{ °C}$

Unter den entwickelten Korrelationen zeigt die Methode des Neuronalen Netzwerks die besten Ergebnisse. In **Abbildung 100** sind Fehlerhistogramme der drei vorgestellten Methoden dargestellt.

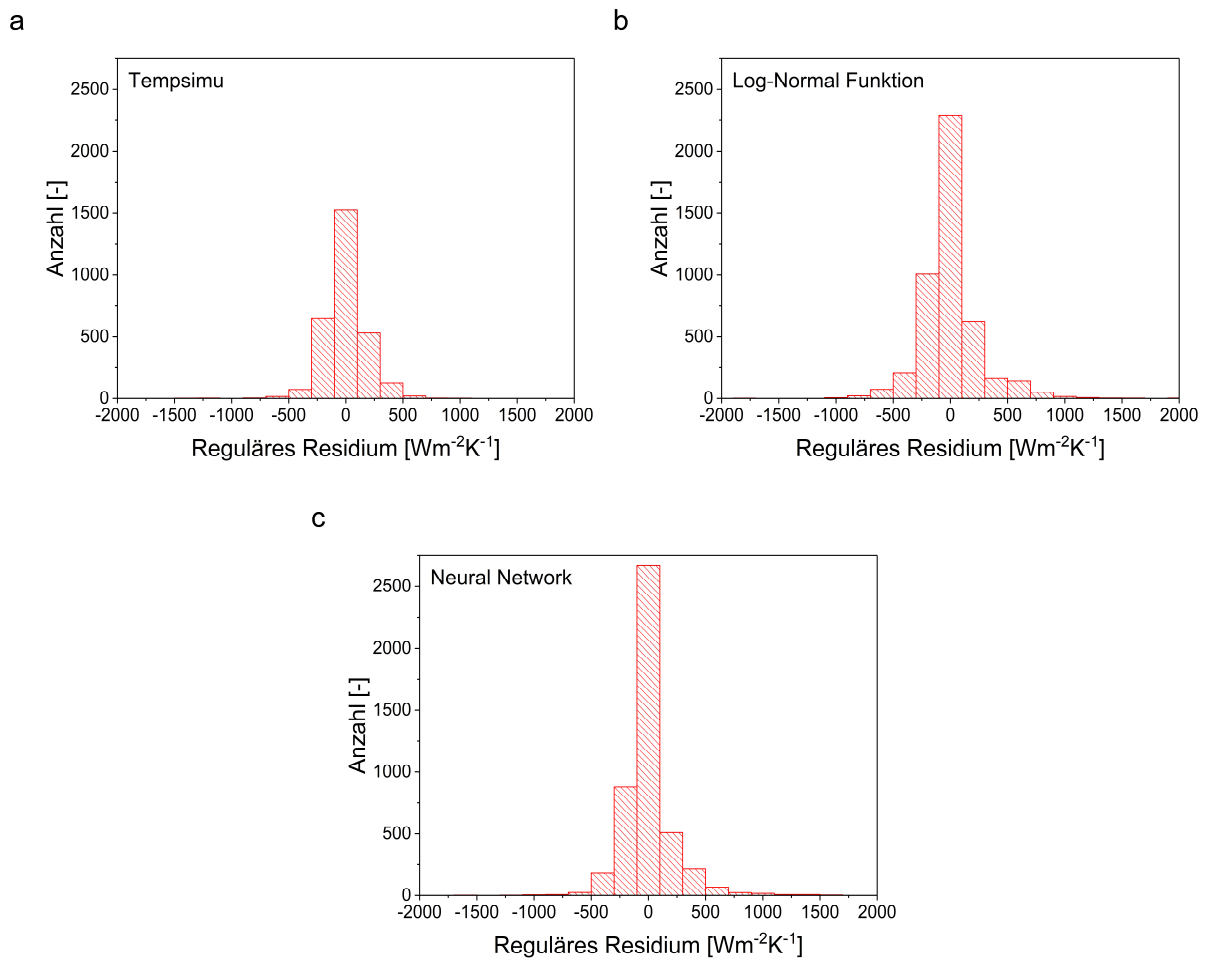


Abbildung 100: Fehlerhistogramme für (a) Tempsimu Methode, (b) Log-Normal Funktion und (c) Neuronales Netzwerk

Die entwickelten Korrelationen aus gemessenen und berechneten HTC Werten zeigen gute Ergebnisse, was wiederum auf eine hohe Qualität der Messwerte schließen lässt. Ein Vergleich mit anderen Gleichungen zeigt jedoch Abweichungen, welche durch unterschiedliche Sprüheigenschaften entstehen können. Die Vielzahl an eingesetzten Düsenbauformen und die stetigen Innovationen in der Düsenteknik führen zur Schlussfolgerung, dass auch zukünftig eine messtechnische Charakterisierung der eingesetzten Spritzwasserkühlung notwendig ist. Eine exakte Beschreibung der Sekundärkühlzone einer Stranggießanlage in einem Erstarrungsmodell basiert also weiterhin auf der Messung der Oberflächentemperatur, der Wasserbeaufschlagungsdichte, der Tropfeneigenschaften und des HTC einzelner Kühldüsen.

6 Anwendungsbeispiele

Im folgenden Kapitel werden zwei Anwendungsbeispiele für die ermittelten Messwerte bzw. gefundenen Korrelationen gezeigt. Die erste Anwendung erläutert die Optimierung der Düsenanordnung zur Einstellung gleichmäßiger Abkühlbedingungen. Das zweite Beispiel beschäftigt sich mit der Simulation einer kompletten Sekundärkühlzone unter Anwendung einer „Soft Cooling“ und „Hard Cooling“ Strategie.

6.1 Optimierung der Wasserverteilung einer Einstoffdüse

Die gleichmäßige Beaufschlagung der Strangoberfläche mit Kühlwasser stellt eine Voraussetzung für die gleichmäßige Kühlung dar. Dazu ist die experimentelle Bestimmung der Wasserverteilung bei unterschiedlichen Düsenparametern wie etwa dem Abstand zwischen Düsen Spitze und Strangoberfläche notwendig.

In den ersten Zonen der Sekundärkühlzone einer Stranggießanlage werden häufig Einstoffdüsen zur Kühlung eingesetzt. **Abbildung 101** zeigt zwei Wasserverteilungen solcher Einstoffdüsen bei einem Wasserdurchfluss $V(\text{H}_2\text{O})$ von jeweils 3 l/min und einem Abstand zwischen Düse und Messebene von 180 mm. Mit dem ursprünglichen Düsen-Düsen Abstand von 190 mm zeigt sich bei diesen Parametern ein deutliches Maximum in der Wasserverteilung im Bereich der Düsenüberlappung. Wie bereits erläutert, besteht ein starker Zusammenhang zwischen Wasserbeaufschlagungsdichte und Kühlwirkung. Um also eine gleichmäßige Kühlung über die Strangoberfläche einzustellen, muss demnach auch die Wasserbeaufschlagungsdichte möglichst gleichmäßig verlaufen. Versuche am DMS zeigten, dass eine Vergrößerung des Abstands zwischen den beiden Düsen von 190 auf 240 mm eine Verringerung des Maximums der Wasserverteilung in der Überlappungszone bewirkt. Die ursprüngliche und die angepasste Wasserverteilung wurden in ein 2D

Wärmeleitungsmodell eingelesen. Ein Vergleich der errechneten Oberflächentemperaturverteilung in **Abbildung 102** zeigt eine deutliche Verbesserung; die ausgeprägten „Cold spots“ werden offensichtlich reduziert.

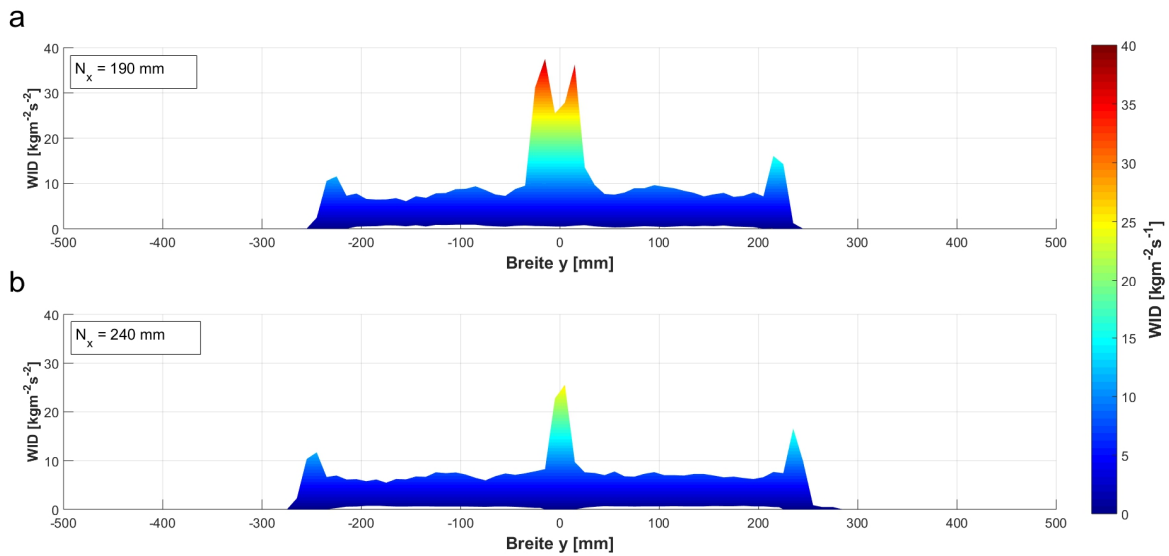


Abbildung 101: (a) Ursprüngliche Wasserverteilung bei $N_x = 190$ mm und (b) optimierte WVT bei $N_x = 240$ mm

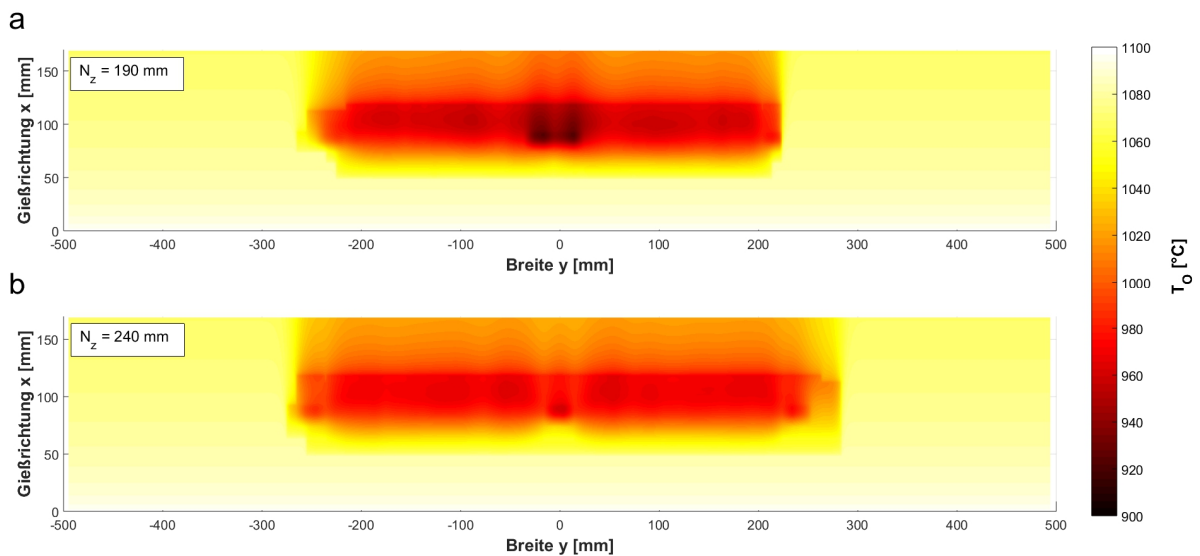


Abbildung 102: Zweidimensionale Darstellung der Oberflächentemperatur bei (a) $N_x = 190$ mm und (b) $N_x = 240$ mm

Zur weiteren Veranschaulichung wurde in **Abbildung 103** der Temperaturverlauf an der Düsenachse über die Sprühbreite dargestellt. Hier zeigt sich ebenfalls eine deutliche Verringerung der maximalen Temperaturdifferenz von 48 $^{\circ}\text{C}$ auf 27 $^{\circ}\text{C}$.

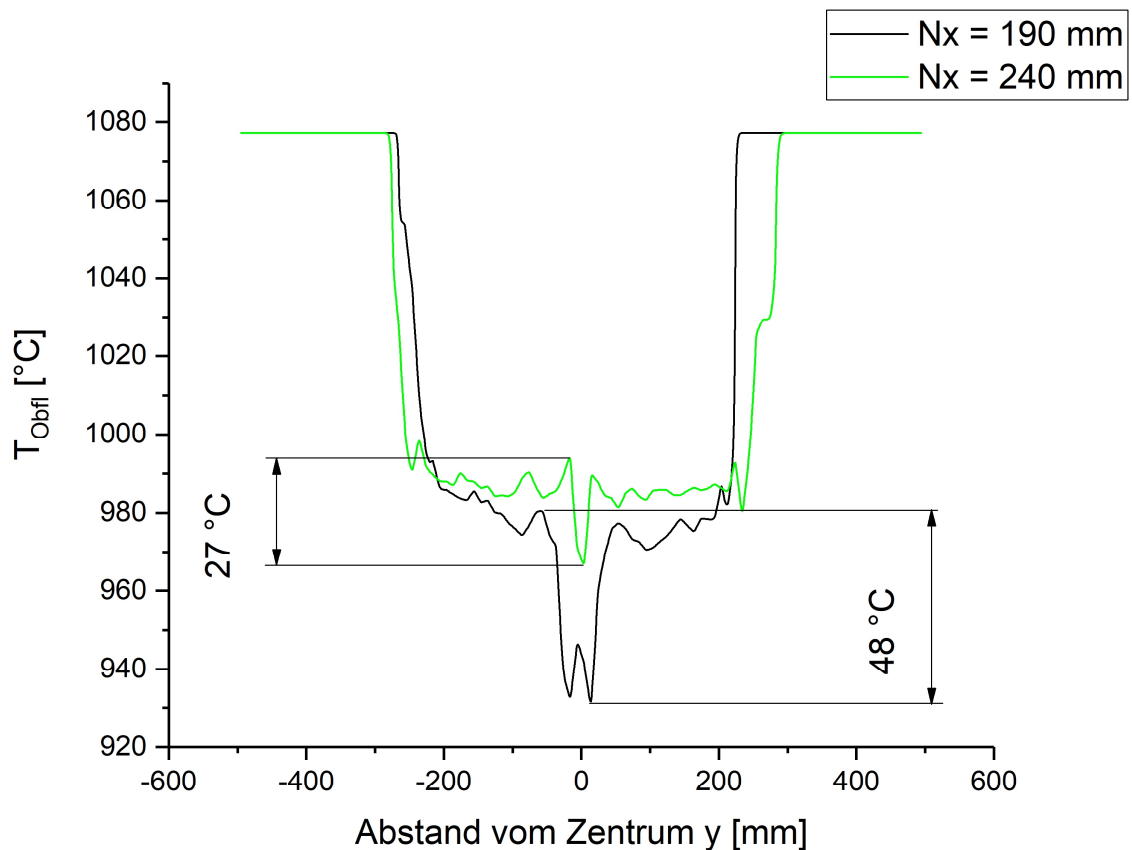


Abbildung 103: Vergleich der Oberflächentemperatur in der Sprühachse bei $N_x = 190$ mm und $N_x = 240$ mm

Wie bereits in **Kapitel 1** erwähnt wurde, ist die Vermeidung von großen Temperaturgradienten wichtig zur Reduktion von thermischen Spannungen. Durch die niedrigen Temperaturen vergrößert sich zusätzlich der temperaturabhängige HTC und es besteht die Gefahr des lokalen Unterschreitens der LFT. Das Beispiel zeigt klar, wie die maximale Temperaturdifferenz über die Sprühbreite alleine durch eine optimale Einstellung der Düsendistanz zur Oberfläche halbiert werden kann.

6.2 Modellierung einer Sekundärkühlzone

Die ermittelten Zusammenhänge zwischen den Düsenparametern und der Wärmeabfuhr wurden in Form von **Gleichung (36)** in das Erstarrungsmodell des Lehrstuhls für Eisen- und Stahlmetallurgie eingepflegt. Zusätzlich erfolgte die Eingabe der gemessenen Wasserverteilung einer „Soft Cooling“ und „Hard Cooling“ Strategie. Als Material für die

Simulation wurde ein niedriglegierter Kohlenstoffstahl verwendet. Die Ergebnisse der Rechnung werden in **Abbildung 104** in Form von Temperaturverläufen und Schalenwachstum gezeigt. Es ist zu erkennen, dass die höheren WID der „Hard Cooling“ Strategie niedrigere Oberflächentemperaturen zur Folge hat. Außerdem verkürzt sich die metallurgische Länge von 26,5 m auf 24 m.

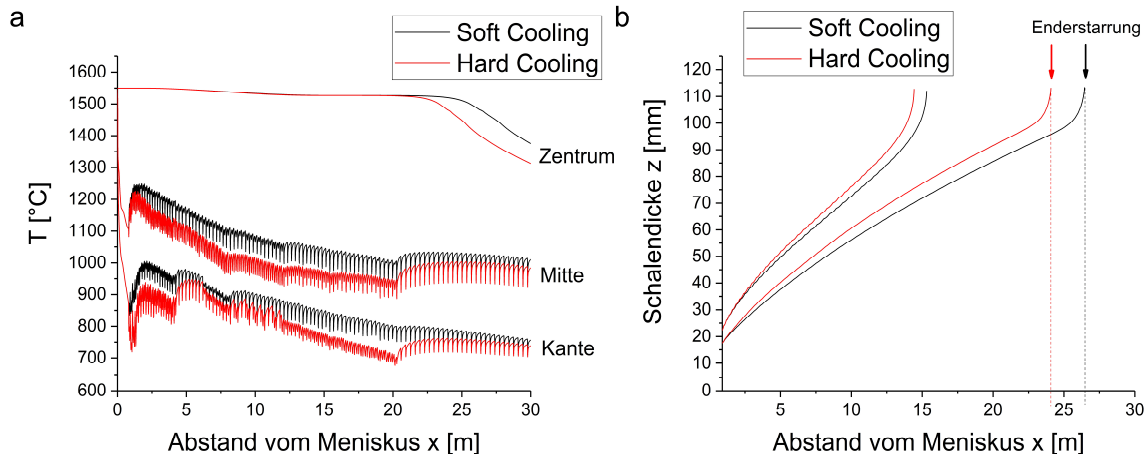


Abbildung 104: Ergebnisse einer Erstarrungssimulation; (a) Temperatur und (b) Schalenwachstum über der Gießposition

Die Darstellung der Oberflächentemperatur ist ein wichtiges Werkzeug zu Vorhersagung der Rissbildung im Stranggießprozess. Wie in **Kapitel 1** beschrieben, können thermische Spannungen und Verformungen in kritischen Temperaturbereichen die Bildung von Rissen verstärken. Die Kantentemperatur ist dabei von besonderem Interesse, da hier durch die starke Wärmeabfuhr niedrigere Temperaturen erreicht werden. Das Auftragen des Schalenwachstums liefert den Punkt der Enderstarrung, welcher wesentlich für den Einsatz von „Soft Reduction“ und somit wichtig für die Verminderung von Zentrumsseigerung ist. Aufgrund des Vergleichs der unterschiedlich intensiven Kühlprogramme zeigt sich außerdem die hohe Flexibilität der Spritzwasserkühlung. Durch Erhöhung der Wassermengen in den einzelnen Kühlzonen wird der Punkt der Enderstarrung von 26,5 m auf 24 m verringert.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Für die vorliegende Arbeit wurden industrielle Spritzwasserdüsen am Düsenmessstand der Montanuniversität bei einer Vielzahl von Betriebsparametern vermessen. Dabei wurde die zweidimensionale Wasserverteilung bestimmt, um Informationen über die Beaufschlagung der Brammenoberfläche mit Spritzwasser zu gewinnen. Es wurde ein Einfluss des Wasserdurchflusses, des Luftdurchflusses und des Düsenabstands auf die Ausbildung der Wasserverteilung beobachtet; besonders in der Zone der Sprühkegelüberlappung. So können sich bei bestimmten Parametern lokale Maxima oder Minima ausbilden, welche zu einer ungleichmäßigen Abkühlung führen können. Neben der Wasserverteilung wurden auch die Größe und Geschwindigkeit der gebildeten Wassertropfen untersucht. Mit Hilfe der Tropfengranulometrie konnte ein Einfluss des Verhältnisses von Luft- zu Wasserdurchfluss (L/W Verhältnis) auf die Tropfengröße nachgewiesen werden. Je höher das L/W Verhältnis ist, desto kleiner werden die erzeugten Tropfen. Zusätzlich wurde gezeigt, dass die Sprühkegelüberlappung zu einer Verkleinerung der Tropfen durch Tropfenkollisionen führt. Die Tropfengeschwindigkeit wurde durch Aufnahmen mittels einer Hochgeschwindigkeitskamera ermittelt. Diese Messungen zeigten die Zunahme der Geschwindigkeit mit steigendem L/W Verhältnis. Des Weiteren ist die Geschwindigkeit vom Abstand der Düsen Spitze zur Messebene abhängig. Je größer dieser ist, desto langsamer bewegen sich die Tropfen. Die Überlappung der Sprühkegel führt zu einer Reduktion der Tropfengeschwindigkeit, was ebenfalls durch Kollisionen und die entgegengesetzten Strömungsrichtungen erklärt werden kann. Messungen des Wärmeübergangskoeffizienten bestätigten einen starken Einfluss der Oberflächentemperatur und der WID auf die Kühlung. Zusätzlich konnte ein Einfluss der Tropfeneigenschaften auf den HTC beobachtet werden. Schnelle und kleine Tropfen erhöhen den HTC und umgekehrt. Somit zeigt sich wiederum in der Sprühkegelüberlappung eine abweichende Kühlcharakteristik. Die langsamen Tropfen können trotz hoher WID zu geringeren HTC Werten führen. Auch die Oberflächenstruktur hat

Auswirkungen auf den gemessenen HTC. Erhöhte Rauheit kann im Bereich der stabilen Filmverdampfung zu intensiverer Kühlung führen, wohingegen eine verzunderete Oberfläche isolierend wirkt. Beide, die höhere Rauheit und die Verzunderung, verschieben die LFT zu höheren Werten. Im Zuge der durchgeführten Messungen konnte ein umfassendes Bild über die Spritzwasserkühlung in der Sekundärkühlzone gezeichnet werden. In **Tabelle 11** werden alle, im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Ergebnisse zur Ausbildung der Wasserverteilung, der Sprüheigenschaften und schließlich der Wärmeabfuhr zusammengefasst.

Tabelle 11: Zusammenfassung der erhobenen Ergebnisse

Wasserverteilung			
↑	WID	Sprühwinkel	Überlappung
Wasserdurchfluss V(H ₂ O) [l/min]	↑	↑	↑
L/W Verhältnis [l _n /l]	x	↓	↓
Abstand Nz [mm]	↓	↓	↓
Überlappung	↑	x	x
Sprüheigenschaften			
↑	d ₅₀	V _{res}	
L/W Verhältnis [l _n /l]	↓	↑	
Abstand Nz [mm]	↔	↓	
Überlappung	↓	↓	
Wärmeabfuhr			
↑	HTC	LFT	
Oberflächentemperatur T _o [°C]	↓	x	
Wasserbeaufschlagungsdichte WID [kgm ⁻² s ⁻¹]	↑	↑	
d ₅₀	↓	x	
V _{res}	↑	x	
Rauheit	↔	↑	
Struktur	↑	↑	
Zunder	↓	↑	
Kühlwassertemperatur T _{H₂O} [°C]	↓	↔	

Abschließend wurden aus den gesammelten Messergebnissen drei Korrelationen zur Berechnung des HTC in Erstarrungsmodellen erstellt und mit ähnlichen Gleichungen verglichen. Als bestimmende Parameter auf den HTC wurden die WID und die Oberflächentemperatur gewählt. Im Fall des Neuronalen Netzwerks wurde zusätzlich der Luft- und Wasserdruck in der Rohrleitung verwendet, um einen Einfluss der Tropfeneigenschaften mitberücksichtigen zu können. Es wurden durchwegs gute Ergebnisse erzielt, welche in Erstarrungsmodellen des wissenschaftlichen Partners und des Industriepartners eingesetzt werden können, um die Regelung von Anlagen und die Untersuchung von Gießfehlern zu verbessern. Jedoch wurden, durch Vergleich mit anderen Autoren, auch die Grenzen der Übertragbarkeit auf andere, als die untersuchten Düsentypen gezeigt. Am Ende steht die Schlussfolgerung, dass auch weiterhin Messungen zur Charakterisierung bzw. Beschreibung unterschiedlicher Sekundärkühlzonen notwendig sind.

Die durchgeführten Messserien haben gezeigt, dass ein gewisser Einfluss der Düsenbetriebsparameter auf den HTC besteht, welcher nicht ausschließlich mit der Messung der Wasserbeaufschlagungsdichte erklärt werden kann. Um die Belastung der Oberfläche durch das Spritzwasser weiter zu untersuchen, wird empfohlen, die Messung des Wasserbeaufschlagungsdrucks mit Kraftmessdosen durchzuführen.

Der entwickelte Versuchsaufbau zur Einbindung der Tropfengranulometrie und Shadowgrafie am DMS eignet sich hervorragend zur Untersuchungen der Tropfeneigenschaften. Weitere Messserien bei unterschiedlichen Betriebsparametern und Düsenbauarten können das Verständnis über den Einfluss der Tropfeneigenschaften auf die Kühlung vertiefen.

Bei der Untersuchung des Einflusses von Verzunderung auf den HTC erwies sich das Elektroblech als zuverlässiger Prüfkörperwerkstoff. Mit der Vorverzunderung und der anschließenden HTC Messung bei niedrigeren Temperaturen wurde eine gute und zuverlässige Messmethode entwickelt. Der gebildete Zunder haftet durch die niedrigschmelzenden Anteile gut an der Oberfläche, wodurch mehrere Versuche bei konstanten Messbedingungen durchgeführt werden können. Diese Methode könnte in künftigen, umfangreichen Messserien das Wissen über den Einfluss von Zunder erweitern. Die Beschichtung der Versuchsfläche mit Zirkonoxid stellt mit den annähernd gleichen thermischen Daten eine gute Alternative zu dem realen Zunder dar. Ein wesentlicher Unterschied zu realem Zunder liegt allerdings in der fehlenden Ausbildung eines Luftspaltes zwischen Schicht und Grundwerkstoff.

8 Quellenverzeichnis

- [1] Schwerdtfeger, K.: Metallurgie des Stranggießens: Gießen und Erstarren von Stahl, Düsseldorf: Verlag Stahleisen GmbH, 1992
- [2] The AISE Steel Foundation (Hrsg.): The Making, Shaping and Treating of Steel, Casting Volume, Chapter 5: Modeling of Continuous Casting, 11. Aufl., Pittsburgh: The AISE Steel Foundation, 2003
- [3] Louhenkilpi, S.: Chapter 1.8 - Continuous Casting of Steel, in: Seetharaman, S. (Hrsg.): Treatise on Process Metallurgy, Boston: Elsevier, 2014, S. 373–434
- [4] Béranger, G.; Henry, G.; Sanz, G.: The book of steel, Andover: Intercept, 1996
- [5] Thomas, B. G.: Review on Modeling and Simulation of Continuous Casting, steel research international 89 (2018), Nr. 1, S. 1-21
- [6] Sengupta, J.; Thomas, B.: Understanding the Role Water-cooling Plays during Continuous Casting of Steel and Aluminum Alloys, Materials Science and Technology (2004), Nr. 2
- [7] Meng, Y.; Thomas, B. G.: Heat Transfer and Solidification Model of Continuous Slab Casting: Con1D, Metallurgical and Materials Transactions B 34B (2003), S. 685–705
- [8] Heidt, V.; Jeschar, R.: Influence of running water on the heat transfer in continuous casting, Steel Research 64 (1993), Nr. 3, S. 157–164
- [9] Schrewe, H.: Stranggießen von Stahl, Düsseldorf: Verlag Stahleisen GmbH, 1987
- [10] Lin, K. J.; Thomas, B. G.: FEM Analysis of Bulging between Rolls in Continuous Casting, China Steel Technical Report, No.16 (2002), S. 9–14

- [11] Ha, J.S.; Cho, J.R.; Lee, B.Y.; Ha, M.Y.: Numerical analysis of secondary cooling and bulging in the continuous casting of slabs, *Journal of Materials Processing Technology* 113 (2001), 1-3, S. 257–261
- [12] Xia, G.; Schiefermüller, A.: The Influence of Support Rollers of Continuous Casting Machines on Heat Transfer and on Stress-Strain of Slabs in Secondary Cooling, *steel research international* 81 (2010), Nr. 8, S. 652–659
- [13] Thomas, B. G.; Brimacombe, J. K.; Samarasekera, I. V.: The formation of panel cracks in steel ingots: A state-of-the-art review: Mid-Face and Off-Corner cracks, *ISS Transactions* (1986), Nr. 7, S. 21–29
- [14] Long, M.; Chen, D.: Study on Mitigating Center Macro-Segregation During Steel Continuous Casting Process, *steel research international* 82 (2011), Nr. 7, S. 847–856
- [15] Brimacombe, J. K.; Samarasekera, I. V.; Lait, J. E.: *Continuous Casting: Volume Two - Heat Flow, Solidification and Crack Formation*, Warrendale: Iron & Steel Society of AIME, 1984
- [16] Brimacombe, J. K.; Sorimachi, K.: Crack Formation in the Continuous Casting of Steel, *Metallurgical and Materials Transactions B* 8B (1977), S. 489–505
- [17] Soeyanto, K.: Improvement of surface quality of continuously cast steel control of cast structure and straightening temperature, Master Thesis, Wollongong, University of Wollongong, Department of Materials Engineering, 1995
- [18] Han, Z.; Cai, K.; Liu, B.: Prediction and Analysis on Formation of Internal Cracks in Continuously Cast Slabs by Mathematical Models, *ISIJ International* 41 (2001), Nr. 12, S. 1473–1480
- [19] Robidou, H.; Auracher, H.; Gardin, P.; Lebouch, M.; Bogdanic, L.: Local heat transfer from a hot plate to a water jet, *Heat and Mass Transfer* 39 (2003), S. 861–867
- [20] Reiners, U.; Jeschar, R.; Scholz, R.: Wärmeübertragung bei der Stranggusskühlung durch Spritzwasser, *Steel Research* 60 (1989), Nr. 10, S. 442–450
- [21] Puschmann, F.: Experimentelle Untersuchung der Spraykühlung zur Qualitätsverbesserung durch definierte Einstellung des Wärmeübergangs, Dissertation, Magdeburg, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik, 2003

- [22] Viscorova, R.: Untersuchung des Wärmeübergangs bei der Spritzwasserkühlung unter Berücksichtigung des Einflusses der Verzunderung, Dissertation, Clausthal, TU Clausthal, Institut für Metallurgie, 2007
- [23] Leidenforst, J. G.: Volumen I: De aquae communis nonnullis qualitatibus, in: Opuscula physico - chemica et medica (1756), S. 1–176
- [24] Nukiyama, S.: The maximum and minimum values of the heat Q transmitted from metal to boiling water under atmospheric pressure, *Int. J. Heat Mass Transfer* 27 (1984), Nr. 7, S. 959–970
- [25] Jeschar, R.; Reiners, U.; Scholz, R.: Wärmeübergang bei der zweiphasigen Spritzwasserkühlung, *Wärme Gas International* 33 (1984), 6/7, S. 299–308
- [26] Wendelstorf, J.; Spitzer, K.-H.; Wendelstorf, R.: Spray water cooling heat transfer at high temperatures and liquid mass fluxes, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 51 (2008), 19-20, S. 4902–4910
- [27] Abdalrahman, K. H.M.; Sabariman; Specht, E.: Influence of salt mixture on the heat transfer during spray cooling of hot metals, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 78 (2014), S. 76–83
- [28] Wendelstorf, R.; Spitzer, K.-H.; Wendelstorf, J.: Effect of oxide layers on spray water cooling heat transfer at high surface temperatures, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 51 (2008), 19-20, S. 4892–4901
- [29] Brozova, T.; Chabicovsky, M.; Horsky, J.: Influence of the surface roughness on the cooling intensity during spray cooling, *Metal conference 2016, Brno, Czech Republic* (2016), S. 41–46
- [30] Chabičovský, M.; Raudensky, M.; Hnizdil, M.: Influence of water temperature on heat transfer coefficient in spray cooling of steel surfaces., *Proceedings of the 18th International Conference on Engineering Mechanics 2012* (2012), S. 499–505
- [31] Raudensky, M.; Chabičovský, M.; Hrabovský, J.: Impact of oxide scale on heat treatment of steels., *Metal conference 2014, Brno, Czech Republic* (2014), S. 1–7
- [32] Frick, J.; Boyle, R.: New secondary cooling systems and practices, *Proceedings of the 6th European Conference on Continuous Casting, Riccone, Italy* (2008), S. 1–12
- [33] Weyer, A.; Frick, J.: Secondary cooling concepts to increase the efficiency and flexibility of slab casters, *MPT International* (2013), Nr. 1, S. 36–41

- [34] Javurek, M.; Watzinger, J.: Secondary cooling: roll heat transfer during dry casting, ESTAD, Düsseldorf (2015), S. 1–8
- [35] McCann, J.; Stevens, P. G.: Evaluation, Development and Design of Transport Rollers in Continuous Casting Plant: Report EUR 9813 EN, Commission of the European Communities, technical steel research (1985), S. 1–134
- [36] Hietanen, P. T.; Louhenkilpi, S.; Yu, S.: Investigation of Solidification, Heat Transfer and Fluid Flow in Continuous Casting of Steel Using an Advanced Modeling Approach, steel research international 88 (2017), Nr. 7, S. 1–13
- [37] Petrus, B.; Zheng, K.; Zhou, X.; Thomas, B. G.; Bentsman, J.: Real-Time, Model-Based Spray-Cooling Control System for Steel Continuous Casting, Metallurgical and Materials Transactions B 42 (2011), Nr. 1, S. 87–103
- [38] Alvared de Toledo, G.; Lainez, J.; Cirion, J. C.: Model optimization of continuous casting steel secondary cooling, Materials Science and Engineering: A 173 (1993), S. 287–291
- [39] Cho, K.-H.; Kim, B.-M.: Numerical Analysis of Secondary Cooling in Continuous Slab Casting, Journal of Materials Science Technology 24 (2008), Nr. 3, S. 389–390
- [40] El-Bealy, M.; Leskinen, N.; Fredriksson, H.: Simulation of cooling conditions in secondary cooling zones in continuous casting process, Ironmaking and Steelmaking 22 (1995), Nr. 3, S. 246–255
- [41] Ramstorfer, F.; Roland, J.; Chimani, C.; Mörwald, K.: Modelling of air-mist spray cooling heat transfer for continuous slab casting, International Journal of Cast Metals Research 22 (2009), 1-4, S. 39–42
- [42] Patankar, S.: Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, New York: McGraw-Hill Book Company, 1980
- [43] T. M. Flores F.; A. H. Castillejos E.; B. G. Thomas: Heat Extraction and Droplet Impact Regimes Obtained with Continuous Casting Air-mist Nozzles, AISTech 2017 Proceedings (2017), S. 1751–1760
- [44] Bohnet, M.: Mechanische Verfahrenstechnik, Weinheim: Wiley-VCH, 2004
- [45] Richter, T.: Zerstäuben von Flüssigkeiten: Düsen und Zerstäuber in Theorie und Praxis, Tübingen: expert-verlag, 2004
- [46] Wozniak, G.: Zerstäubungstechnik: Prinzipien, Verfahren, Geräte, Berlin: Springer, 2002

- [47] Blazek, K.; Moravec, R.; Horský, J.; Guzej, M.: The Effect of Steel Composition on the Interfacial Heat Transfer Coefficients for the Secondary Cooling Zones in a Continuous Caster, Proceedings of the AISTech 2014 Conference, Indianapolis, Ind., USA (2014), S. 1401–1409
- [48] Rappaz, M.; Drezet, J.M.; Gandin, C.A.; Jacot, A.: Application of inverse methods to the estimation of boundary conditions and properties, Modelling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VII, London (1995), S. 1–9
- [49] Drezet, J.M.; Rappaz, M.; Grün, G.U.; Germaud, M.: Determination of thermophysical properties and boundary conditions of direct chill-cast aluminum alloys using inverse methods, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol.31A (2000), S. 1627–1634
- [50] Kruse, R.: Mechanische Verfahrenstechnik: Grundlagen der Flüssigkeitsförderung und der Partikeltechnologie, Weinheim: Wiley-VCH, 1999
- [51] Röthele, S.; Witt, W.: Laser Diffraction: Millenium-Link for Particle Size Analysis, Powder Handling & Process 1999, Nr. 11, S. 1–11
- [52] Raudensky, M.; Horsky, J.: Secondary cooling in continuous casting and Leidenfrost temperature effects, Ironmaking and Steelmaking 32 (2005), Nr. 2, S. 159–164
- [53] Wendelstorf, J.; Wendelstorf, R.; Spitzer, K.-H.: Spray Cooling Heat Transfer and Calculation of Water Impact Density for Cooling of Steel Sheet Materials by Inverse Process Modelling, Steel Research International 80 (2009), Nr. 9, S. 639–644
- [54] Ramstorfer, F., Chimani, C.: Influence of air / water volume ratio on the spray cooling heat transfer coefficient of air-mist nozzles, SteelSim Conference (2009), S. 1–6
- [55] Ramstorfer, F.; Roland, J.; Chimani, C.; Mörwald, K.: Investigation of Spray Cooling Heat Transfer for Continuous Slab Casting, Materials and Manufacturing Processes 26 (2011), Nr. 1, S. 165–168
- [56] Breitenbach, J.; Roisman, I. V.; Tropea, C.: Heat transfer in the film boiling regime: Single drop impact and spray cooling, International Journal of Heat and Mass Transfer 110 (2017), S. 34–42
- [57] Bernardin, J. D.: Mapping of impact and heat transfer regimes of water drops impinging on a polished surface, Int. J. Heat Mass Transfer 50 (1997), Nr. 2, S. 247–267
- [58] Müller, H.: Beitrag zur Untersuchung des Wärmeübergangs an einer simulierten Sekundärkühlzone beim Stranggießen, Dissertation, Clausthal, Technische Universität Clausthal, Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen, 1972

- [59] Choi, J. W.: Convective Heat Transfer Coefficient for High Pressure Water Jet, *ISIJ International*, Vol. 42 2002, Nr. 3, S. 283–289
- [60] Horsky, J.; Ondrouskova, J.; Moravec, R.; Blazek, K.; Yin, H.: Analysis of Directly Measured Heat Transfer Coefficients During Special Experiments to Provide Better Understanding of Secondary Cooling During Continuous Casting Process, *Proceedings of the AISTech 2013 Conference Pittsburgh, Pa., USA (2013)*, S. 1401–1409
- [61] Horsky, J.; Raudensky, M.; Pohanka, M.: Experimental study of heat transfer in hot rolling and continuous casting, *Materials Science Forum* 473-474 (2005), S. 347–354
- [62] Horsky, J.; Raudensky, M.: Measurement of heat transfer characteristics of secondary cooling in continuous casting, *Metal conference 2005, Hradec nad Moravici, Czech Republic (2005)*, S. 1–8
- [63] Cebo-Rudnicka, A.; Malinowski, Z.; Buczek, A.: The influence of selected parameters of spray cooling and thermal conductivity on heat transfer coefficient, *International Journal of Thermal Sciences* 110 (2016), S. 52–64
- [64] Puschmann, F.; Specht, E.; Schmidt, J.: Local Distribution of the Heat Transfer in Water Spray Quenching, in: Ehrke, K.; Schneider, W. (Hrsg.): *Continuous Casting*, Weinheim, FRG: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2000, S. 101–108
- [65] Chen, J.; Zhu, J. Q.; Rogall, C.-M.; Kopp, R.: Investigation of heat transmission during water spray cooling of steel plates, *Steel Research* 60 (1989), Nr. 12, S. 550–559
- [66] Husted, B. P.; Holmstedt, G.; Hertzberg, T.: The physics behind water mist systems, *IWMA conference 2004, Rome, Italy (2004)*, S. 1–16
- [67] Charalampous, G.; Hardalupas, Y.: Collisions of droplets on spherical particles, *PHYSICS OF FLUIDS* 29 (2017), Nr. 10, S. 103305
- [68] Weiß, C.: The liquid deposition of sprays impinging vertical walls and flowing films, *International Journal of Multiphase Flow* 2005, Nr. 31, S. 115–140
- [69] Wagner, W.; Kretzschmar, H. J.: *International Steam Tables - Properties of Water and Steam based on the Industrial Formulation IAPWS-IF97*, Berlin: Springer, 2008
- [70] Josserand, C.; Thoroddsen, S. T.: Drop Impact on a Solid Surface, *Annual Review of Fluid Mechanics* (2016), Nr. 1, S. 365–391

- [71] Ma, T.; Feng, L.; Wang, H.; Liu, H.; Yao, M.: A numerical study of spray/wall impingement based on droplet impact phenomenon, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 112 (2017), S. 401–412
- [72] Ma, T. Y.; Zhang, F.; Liu, H. F.; Yao, M. F.: Modeling of droplet/wall interaction based on SPH method, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 105 (2017), S. 296–304
- [73] Zhou, Q.; Miller, P. C.; Walklate, P. J.; Thomas, N. H.: Prediction of Spray Angle from Flat Fan Nozzles, *Journal of agricultural engineering* 64 (1996), S. 139–148
- [74] Shafaei, M.; Banitabaei, S. A.; Ashjaee, M.; Esfahanian, V.: Effect of flow conditions on spray cone angle of a two-fluid atomizer, *Journal of Mechanical Science and Technology* 25 (2011), Nr. 2, S. 365–369
- [75] Sanaei-Moghadam, M.; Jahangiri, M.; Hormozi, F.: An experimental study on the spray characteristics of pressure nozzle in a fluid bed granulation, *Particulate Science and Technology* 37 (2019), Nr. 1, S. 39–50
- [76] Aamir, M.; Qiang, L.; Hong, W.; Xun, Z.; Wang, J.; Sajid, M.: Transient heat transfer performance of stainless steel structured surfaces combined with air-water spray evaporative cooling at high temperature scenarios, *Applied Thermal Engineering* 115 (2017), S. 418–434
- [77] Fukuda, H.; NAKATA, N.; Kijima, H.; Kuroki, T.; Fujibayashi, A.; Takata, Y.; Hidaka, S.: Effects of Surface Conditions on Spray Cooling Characteristics, *ISIJ International* 56 (2016), Nr. 4, S. 628–636
- [78] Chabičovský, M.; Hnízdil, M.; Tseng, A. A.; Raudenský, M.: Effects of oxide layer on Leidenfrost temperature during spray cooling of steel at high temperatures, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 88 (2015), S. 236–246
- [79] Wolff, M. M.: Scale Formation and Descaling in Continuous Casting and Hot Rolling: Part II, *Iron and Steelmaker (I and SM)* 27 (2000), Nr. 2, S. 65–66
- [80] Takeda, M.; Onishi, T.; Nakakubo, S.; Fujimoto, S.: Physical Properties of Iron-Oxide Scales on Si-Containing Steels at High Temperature, *MATERIALS TRANSACTIONS* 50 (2009), Nr. 9, S. 2242–2246
- [81] Benisek, A.; Kroll, H.; Dachs, E.: The heat capacity of fayalite at high temperatures, *American Mineralogist* 97 (2012), Nr. 4, S. 657–660

- [82] Schlichting, K. W.; Padture, N. P.; Klemens, P. G.: Thermal conductivity of dense and porous yttria-stabilized zirconia, *JOURNAL OF MATERIALS SCIENCE* 36 (2001), S. 3003–3010
- [83] Chase, M. W.: NIST-JANAF Thermochemical Tables, Fourth Edition, *J. Phys. Chem. Ref. Data* 9 (1998), S. 1–1951
- [84] Schönbauer, G.: Systematische Untersuchung über den Einfluss der Eisenbegleiter auf die Verzunderung von Stahl, Dissertation, Leoben, Austria, 1970
- [85] Köhler, C.; Jeschar, R.; Scholz, R.; Slowik, J.; Borchardt, G.: Influence of oxide scales on heat transfer in secondary cooling zones in the continuous casting process, part 1, heat transfer through hot-oxidized steel surface cooled by spray-water, *Steel Research* 61 (1990), Nr. 7, S. 295–301
- [86] Wruck, N. M.; Renz, U.: Transient phase-change of droplets impacting on a hot wall, in: Giernoth, B.; Mayinger, F. (eds.): *Transient phenomena in multiphase and multicomponent systems*, Research report / Deutsche Forschungsgemeinschaft, Weinheim (etc.): Wiley-VCH, 2000, S. 210–226
- [87] Raudensky, M.; Hnizdil, M.; Hwang, J. Y.; Lee, S. H.; Kim, S. Y.: Influence of Water Temperature on Cooling Intensity of Mist Nozzles in Continuous Casting, In 19th Conference on Materials and Technology, Ljubljana (2011), S. 60–69
- [88] Yoshida, A.; Shimada, M.; Shimizu, R.; Mitsuzuka, M.: On Heat Transfer of Spray Cooling in Unsteady State, *Tetsu-to-Hagané*, Vol. 52 1966, Nr. 4, S. 631-633
- [89] Mitsuzuka, M.: Heat Transfer Coefficients in the Surface Temperature Range of 400 to 800 °C during Water-spray Cooling of Hot Steel Product, *Tetsu-to-Hagane* 69 (1983), Nr. 2, S. 268–274
- [90] Shimada, M.; Mitsuzuka, M.: On Heat Transfer Coefficient by Forced Water Cooling to Carbon Steel, *Tetsu-to-Hagané*, Vol. 52, Nr. 10, S. 1643–1650
- [91] Nozaki, T.; Matsuno, J.; Murata, K.; Ooi, H.; Kodama, M.: A Secondary Cooling pattern for preventing surface cracks of continuous casting slab, *Transactions ISIJ* 18 (1978), S. 330–338
- [92] Hardin, R. A.; Liu, K.; Kapoor, A.; Beckermann, C.: A Transient Simulation and Dynamic Spray Cooling Control Model for Continuous Steel Casting, *Metallurgical and Materials Transactions B* 34B (2003), S. 297–306

- [93] Müller, H.; Jeschar, R.: Untersuchung des Wärmeübergangs an einer simulierten Sekundärkühlzone beim Stranggießverfahren, Arch. Eisenhüttenwesen 8 (1973), Nr. 44, S. 589–594
- [94] Hernández-Bocanegra, C. A.; Minchaca-Mojica, J. I.; Humberto Castillejos E., A.; Acosta-González, F. A.; Zhou, X.; Thomas, B. G.: Measurement of heat flux in dense air-mist cooling: Part II – The influence of mist characteristics on steady-state heat transfer, Experimental Thermal and Fluid Science 44 (2013), S. 161–173
- [95] Ciofalo, M.; Caronia, A.; Di Liberto, M.; Puleo, S.: The Nukiyama curve in water spray cooling: Its derivation from temperature–time histories and its dependence on the quantities that characterize drop impact, International Journal of Heat and Mass Transfer 50 (2007), S. 4948–4966

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Schematische Darstellung einer Stranggießanlage	1
Abbildung 2: Mechanismen der Wärmeabfuhr in der Sekundärkühlzone	3
Abbildung 3: Anteil einzelner Kühlmechanismen an der gesamten Wärmeabfuhr	3
Abbildung 4: Verformung der Strangschale [9]	4
Abbildung 5: Duktilität über Temperatur [13].....	5
Abbildung 6: Formen der Rissausbildung beim Stranggießen von Stahl [6, 13]	5
Abbildung 7: Kühlarten: (a) Wasserstrahlkühlung, (b) Verdampfungskühlung und (c) Spritzwasserkühlung [22]	7
Abbildung 8: Mechanismus der Wärmeabfuhr bei der Spritzwasserkühlung heißer Oberflächen [1, 22].....	8
Abbildung 9: Einflussfaktoren auf die Kühlintensität	10
Abbildung 10: Anpassung der Kantenkühlung bei Gießbreitenänderung [33]	11
Abbildung 11: Beispiel für innengekühlte Stützrolle und Revolver-Stützrolle [35].....	12
Abbildung 12: Schematischer Aufbau des Düsenmessstands mit den wichtigsten Komponenten	16
Abbildung 13: Düsenkennlinie der Düse vaSL 6l	19
Abbildung 14: a) Schematischer Versuchsaufbau zur Bestimmung der Wasserverteilung; b) Detail des Messvorgangs; c) Messraster in der Draufsicht.....	20
Abbildung 15: Ablauf der Auswertung gemessener Wasserverteilungen; $N_z = 205 \text{ mm}$; $V(\text{H}_2\text{O}) = 4,5 \text{ l/min}$; $p(\text{AIR}) = 1,3 \text{ bar}$; $L/W = 36 \text{ l}_\eta/\text{l}$	21

Abbildung 16: Interpolierte Wasserverteilung einer Zweistoffdüse	22
Abbildung 17: Mittelwert und Standardabweichung einer Wasserverteilungsmessung	22
Abbildung 18: (a) Schematischer Versuchsaufbau zur Bestimmung der HTC; (b) Aufbau des Prüfkörpers	23
Abbildung 19: a) Statischer und b) dynamischer Versuchsablauf	24
Abbildung 20: Darstellung des angenommenen Wärmeleitungsmodells	25
Abbildung 21: HTC-Verlauf und Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturverläufe einer dynamischen HTC Messung	29
Abbildung 22: HTC-Verlauf und Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturverläufe einer statischen HTC Messung	30
Abbildung 23: Vergleich der gemessenen Temperaturen im Kern und an der Mantelfläche	31
Abbildung 24: Mittelwert und Standardabweichung aus jeweils 5 HTC-Messungen; (a) dynamische Versuche, (b) statische Versuche	32
Abbildung 25: (a) Schematischer Messaufbau der Tropfengranulometrie; (b) Messprinzip der Tropfengranulometrie [51]	33
Abbildung 26: Beispiel für die Verteilung der Tropfengröße; (a) feine und (b) grobe Tropfen	34
Abbildung 27: (a) Schematischer Aufbau zur Messung der Tropfengeschwindigkeit; (b) Schematische Darstellung des Sprühmessers	35
Abbildung 28: Beispiel für eine Shadowgrafie-Aufnahme	36
Abbildung 29: Beispiel für das Partikeltracking zwischen Anfang und Ende eines Zeitschritts	36
Abbildung 30: Messpunkte P1 und P2 zur Bestimmung der Tropfengröße und -geschwindigkeit	42
Abbildung 31: Geschwindigkeit in x- und y-Richtung an Messposition (a) P1 und (b) P2 (eine Düse)	43
Abbildung 32: Gemittelte, resultierende Geschwindigkeit für bestimmte Durchmesserklassen	43
Abbildung 33: Einfluss des L/W Verhältnis (Tabelle 3) und der Düsendistanz N_z auf die (a) Tropfengröße und (b) Tropfengeschwindigkeit an Messstelle P1	44

Abbildung 34: Einfluss des Wasserdurchflusses $V(\text{H}_2\text{O})$ auf die (a) Tropfengröße und (b) Tropfengeschwindigkeit bei Einstoffdüsen an der Messstelle P1	45
Abbildung 35: Tropfenkollision vom Typ „Durchdringung“ (a) Tropfen vor, (b) während und (c) nach der Kollision	46
Abbildung 36: Tropfenkollision vom Typ „Streckung“; (a) Vor der Kollision, (b) während und (c) nach der Kollision	46
Abbildung 37: Einfluss von Sprühkegelüberlappung auf Tropfengröße und Tropfengeschwindigkeit bei unterschiedlichen L/W Verhältnissen (Tabelle 3) an Messstelle P2	47
Abbildung 38: Tropfenaufprallmechanismen auf kalten und heißen Oberflächen [21]	49
Abbildung 39: Tropfen-Oberflächen Interaktion bei Raumtemperatur nach 5 ms; L/W-Verhältnis von (a) 10 l_n/l , (b) 36 l_n/l und (c) 52 l_n/l	50
Abbildung 40: Tropfen-Oberflächen Interaktion bei 1000 °C nach 5 ms; L/W-Verhältnis von (a) 10 l_n/l , (b) 36 l_n/l und (c) 52 l_n/l	50
Abbildung 41: Tropfen-Oberflächen Interaktion bei 20 °C nach 20 ms; L/W-Verhältnis von (a) 10 l_n/l , (b) 36 l_n/l und (c) 52 l_n/l	51
Abbildung 42: Tropfen-Oberflächen Interaktion bei 1000 °C nach 20 ms; L/W-Verhältnis von (a) 10 l_n/l , (b) 36 l_n/l und (c) 52 l_n/l	51
Abbildung 43: Versuche an Messposition P2 mit (a) 1 Düse, L/W = 10 l_n/l , (b) 2 Düsen und L/W = 10 l_n/l , (c) 1 Düse und L/W = 52 l_n/l und (d) 2 Düsen und L/W = 52 l_n/l	52
Abbildung 44: Vergleich lokale (<i>WID_{local}</i>) und gemittelte (<i>WID_{mean}</i>) Wasserbeaufschlagungsdichte	53
Abbildung 45: Theoretische und wahre Sprühkegelbreite, nach [66]	55
Abbildung 46: (a) Einfluss des Abstands Düse-Oberfläche und (b) des L/W Verhältnisses auf die Sprühbreite	55
Abbildung 47: Einfluss des L/W-Verhältnisses auf die Sprühbreite	56
Abbildung 48: Wasserverteilung bei $N_z = 205$ mm, $V(\text{H}_2\text{O}) = 4.5$ l/min und $p(\text{AIR})$ bei (a) gemessener Überlappung und (b) addierter Wasserverteilung	57
Abbildung 49: Wasserverteilung in der Draufsicht bei $N_z = 271$ mm, $p(\text{AIR}) = 1,3$ bar und (a) $V(\text{H}_2\text{O}) = 4,5$ l/min sowie (b) $V(\text{H}_2\text{O}) = 9.35$ l/min	58

Abbildung 50: Einfluss des Wasserdurchflusses $V(\text{H}_2\text{O})$ auf die (a) maximale und (b) mittlere Wasserverteilung.....	58
Abbildung 51: Wasserverteilung in der Draufsicht bei $N_z = 271$ mm, $V(\text{H}_2\text{O}) = 4,5$ bar und (a) $p(\text{AIR}) = 1,3$ l/min sowie (b) $p(\text{AIR}) = 2,0$ l/min	59
Abbildung 52: Einfluss des Luftdrucks $p(\text{AIR})$ auf die (a) maximale und (b) mittlere Wasserverteilung.....	59
Abbildung 53: Wasserverteilung in der Draufsicht bei $V(\text{H}_2\text{O}) = 4,5$ bar, $p(\text{AIR}) = 1,3$ bar und (a) $N_z = 271$ mm sowie (b) $N_z = 205$ mm	60
Abbildung 54: Einfluss der Düsenabstände N_z und N_x auf die (a) maximale und (b) mittlere Wasserverteilung.....	60
Abbildung 55: Gemessene Nukiyama-/Siedekurve mit unterschiedlichen Siederegimen	64
Abbildung 56: Siedekurven bei $\text{WID} = 2.56 \text{ kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$ und Starttemperaturen zwischen 950 °C und 1150 °C	65
Abbildung 57: Einfluss der Start-Oberflächentemperatur T_{Start} auf den HTC bei dynamischer Versuchsführung	65
Abbildung 58: (a) HTC für Prüfkörpergeschwindigkeiten von $0,65$ m/min, $1,3$ m/min und $2,6$ m/min; (b) Mittlerer HTC (HTC_{mean}) und minimale Oberflächentemperatur (T_{min}) über Prüfkörpergeschwindigkeiten	66
Abbildung 59: Siedekurven bei unterschiedlichen Wasserbeaufschlagungsdichten.....	67
Abbildung 60: (a) HTC über WID; (b) Leidenfrosttemperatur über WID.....	68
Abbildung 61: Definition der Leidenfrosttemperatur LFT.....	68
Abbildung 62: 3D Oberflächenprofil der (a) gestrahlten und (b) strukturierten Prüfkörperoberfläche.....	70
Abbildung 63: 2D Rauheitsprofil der (a) gestrahlten und (b) strukturierten Oberfläche.....	70
Abbildung 64: Einfluss der Oberflächenrauheit auf den HTC bei dynamischen Versuchen und L/W-Verhältnissen von (a) $10 \text{ l}_n/\text{l}$, (b) $36 \text{ l}_n/\text{l}$ und (c) $52 \text{ l}_n/\text{l}$	71
Abbildung 65: Ergebnisse statischer Versuche bei unterschiedlichen Oberflächenrauigkeiten	72
Abbildung 66: Vergleich von statischen und dynamischen Messungen; (a) T_0 bei dynamischer Messung, (b) Siedekurve und (c) HTC bei dynamischer Messung.....	73
Abbildung 67: 3D Aufnahme und Profil einer Oszillationsmarke	74

Abbildung 68: Zunderschicht nach den HTC-Versuchen; Haltedauer von (a) 2,5 min. und (b) 5 min.....	77
Abbildung 69: (a) Gemessene Temperatur an Position TC1 (1,5 mm von Oberfläche) und (b) ermittelter HTC für blanke und verzunderter Oberflächen	77
Abbildung 70: Vergleich von dynamischen und statischen Messungen bei blanker und verzunderter Oberfläche.....	78
Abbildung 71: (a) Querschnitt der Zunderschicht und (b) Draufsicht auf Versuchsoberfläche nach 5 min Vorverzunderung bei 1200 °C	79
Abbildung 72: Eldukt, Düsen Spitze; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) HTC und Oberflächentemperatur bei blanker und verzunderter Oberfläche	80
Abbildung 73: Eldukt, Düsen Spitze; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) HTC und Oberflächentemperatur bei blanker und verzunderter Oberfläche	80
Abbildung 74: Eldukt, Düsen Spitze, statisch; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) resultierende Siedekurve bei blanker und verzunderter Oberfläche	81
Abbildung 75: Schliffbild der Zirkonoxidschichten	81
Abbildung 76: ZrO ₂ , Düsen Spitze, statisch; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) resultierende Siedekurve bei blanker und beschichteter Oberfläche	82
Abbildung 77: ZrO ₂ , Düsen Spitze, dynamisch; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) HTC und Oberflächentemperatur bei blanker und beschichteter Oberfläche	82
Abbildung 78: ZrO ₂ , Überlappungszone, statisch; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) resultierende Siedekurve bei blanker und beschichteter Oberfläche.....	83
Abbildung 79: ZrO ₂ , Überlappungszone, dynamisch; (a) Gemessenen Temperaturen an TC1 und (b) HTC und Oberflächentemperatur bei blanker und beschichteter Oberfläche	83
Abbildung 80: Vergleich von dynamischen und statischen Messungen unter der Düsen Spitze bei unterschiedlicher Beschichtungsdicke	84
Abbildung 81: Vergleich von dynamischen und statischen Messungen in der Überlappungszone bei unterschiedlicher Beschichtungsdicke	85
Abbildung 82: Zusammenhang zwischen Sprüheigenschaften, Oberflächentemperatur, Wasserbeaufschlagungsdichte und Wärmeübergangskoeffizienten.....	88
Abbildung 83: Siedekurven bei unterschiedlichen Kühlwassertemperaturen; Temperaturen in der Klammer entsprechen der Temperatur im Wassertank.....	89

Abbildung 84: (a) Dyn. HTC-Versuche (Temperaturen in der Klammer entsprechen der Tanktemperatur) und (b) HTC bei unterschiedlicher Kühlwassertemperatur	90
Abbildung 85: Vergleich zwischen Siedekurve unter der (a) Düsenspitze und (b) in der Überlappungszone	90
Abbildung 86: WID_{mean} , HTC_{mean} und d_{50} für ein L/W-Verhältnis von $10 l_n/l$	92
Abbildung 87: WID_{mean} , HTC_{mean} und d_{50} für ein L/W-Verhältnis von $52 l_n/l$	92
Abbildung 88: Sprüh- und Kühleigenschaften in Überlappungszone und unter Düsenspitze; $L/W = 52 l_n/l$	93
Abbildung 89: (a) HTC in der indirekten Düseneinflusszone bei L/W Verhältnis von $10 l_n/l$ und $52 l_n/l$; (b) HTC unter der Düsenspitze und in der Überlappungszone	94
Abbildung 90: Vergleich von gemessenen HTC über der WID im Bereich der stabilen Filmverdampfung.....	95
Abbildung 91: Ermittlung von HTC, T_o , WID Datentripel aus dynamischen Versuchen.....	103
Abbildung 92: Beispiel für Implementierung der Wasserverteilung einer Düsenreihe in Tempsimu-3D.....	104
Abbildung 93: Vergleich der Korrelation für verwendete Ein- und Zweistoffdüsen	105
Abbildung 94: Berechnete über gemessene HTC-Werte für verwendete Zweistoffdüsen	106
Abbildung 95: Berechnete über gemessene HTC-Werte unter Anwendung von Gleichung (36)	107
Abbildung 96: Berechnete über gemessene HTC-Werte unter Anwendung von Matlab und des Levenberg-Marquardt-Algorithmus.....	108
Abbildung 97: Korrelation bei unterschiedlichen Messpositionen	109
Abbildung 98: Korrelation bei drei unterschiedlichen Düsentypen	110
Abbildung 99: Ergebnisse ausgewählter Korrelationen zur Berechnung des HTC bei $T_o = 900 \text{ }^\circ\text{C}$	111
Abbildung 100: Fehlerhistogramme für (a) Tempsimu Methode, (b) Log-Normal Funktion und (c) Neuronales Netzwerk.....	112
Abbildung 101: (a) Ursprüngliche Wasserverteilung bei $N_x = 190 \text{ mm}$ und (b) optimierte WVT bei $N_x = 240 \text{ mm}$	114

Abbildung 102: Zweidimensionale Darstellung der Oberflächentemperatur bei (a) $N_x = 190$ mm und (b) $N_x = 240$ mm 114

Abbildung 103: Vergleich der Oberflächentemperatur in der Sprühachse bei $N_x = 190$ mm und $N_x = 240$ mm 115

Abbildung 104: Ergebnisse einer Erstarrungssimulation; (a) Temperatur und (b) Schalenwachstum über der Gießposition 116

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Gießfehler durch unzureichende Sekundärkühlung [15, 16]	6
Tabelle 2: Verwendete Geräte zur Erzeugung der Düsenbetriebsparameter	17
Tabelle 3: Verwendete Messsensoren zur Regelung der Düsenbetriebsparameter	17
Tabelle 4: Übersicht über verwendete Düsenparameter der einzelnen Kühlzonen	18
Tabelle 5: Zusammenfassung verschiedener Messverfahren	40
Tabelle 6: Verwendete Düsenbetriebsparameter zur Untersuchung der Einflussparameter auf die Sprüheigenschaften.....	41
Tabelle 7: Thermische Eigenschaften von Eisenoxiden und Zirkonoxid	76
Tabelle 8: Chemische Zusammensetzung S355 in Gew.-%	76
Tabelle 9: Zusammensetzung Elektroblech in Gew.-%	78
Tabelle 10: Fitting Parameter für Log-Normal Funktion	107
Tabelle 11: Zusammenfassung der erhobenen Ergebnisse.....	118

Formelverzeichnis

Gleichung (1).....	8
Gleichung (2).....	9
Gleichung (3).....	9
Gleichung (4).....	10
Gleichung 5).....	10
Gleichung (6).....	12
Gleichung (7).....	13
Gleichung (8).....	26
Gleichung (9).....	27
Gleichung (10).....	27
Gleichung (11).....	27
Gleichung (12).....	28
Gleichung (13).....	28
Gleichung (14).....	28
Gleichung (15).....	28
Gleichung (16).....	34
Gleichung (17).....	44
Gleichung (18).....	47
Gleichung (19).....	48
Gleichung (20).....	53

FORMELVERZEICHNIS

Gleichung (21)..... 54

Gleichung (22)..... 54

Gleichung (23)..... 85

Gleichung (24)..... 86

Gleichung (25)..... 95

Gleichung (26)..... 98

Gleichung (27)..... 98

Gleichung (28)..... 99

Gleichung (29)..... 99

Gleichung (30)..... 100

Gleichung (31)..... 100

Gleichung (32)..... 101

Gleichung (33)..... 101

Gleichung (34)..... 102

Gleichung (35)..... 104

Gleichung (36)..... 106