

Kurzfassung

Beim Stranggießen erfolgt die Wärmeabfuhr in der Sekundärkühlzone durch das Aufspritzen von Kühlwasser auf den Strang. Eine zu starke oder ungleichmäßige Kühlung erhöht die Rissanfälligkeit des Produktes, während eine zu schwache Kühlung zu einer Erhöhung der Mittenseigerungen führt. Zum Erreichen hoher Produktqualitäten ist es daher erforderlich die genauen Kühlcharakteristika der Wasserdüsen zu kennen. Zur Messung des Abkühlverhaltens von Spritzwasserdüsen wurde daher in den Jahren 2008-2010 der Düsenmessstand am Lehrstuhl für Metallurgie errichtet.

Diese Arbeit umfasst einen Literaturteil, der sich mit der Wärmeübertragung von heißen Metalloberflächen auf Wasser und den darauf Einfluss nehmenden Parametern beschäftigt, sowie einen Versuchsteil, in dem die Wärmeübergangskoeffizienten von Flachstrahl- und Vollkegeldüsen unter stranggießnahen Bedingungen bestimmt werden. Die Abkühlversuche finden in einem Temperaturbereich von 1000 bis 1200 °C und bei Wasserbeaufschlagungsdichten von 1 bis 30 kg/m²s statt. Zusätzlich wird die Position der Probe im Sprühkegel variiert um ein möglichst breites Parameterfeld abzudecken. Die Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten aus den am Düsenmessstand gewonnenen Messdaten erfolgt mittels inverser Simulation.

Die Versuche bestätigen, dass im Bereich der stabilen Filmverdampfung der Wärmeübergangskoeffizient eine Funktion der Wasserbeaufschlagungsdichte darstellt. Daneben kann auch ein Einfluss der Oberflächentemperatur festgestellt werden.

Abstract

In continuous casting, the heat is dissipated in the secondary cooling zone by spraying cooling water onto the strand. An excessive or uneven cooling increases the possibility of cracks on the product, while too weak cooling leads to an increase of the center segregations. To achieve high product quality it is necessary to know the exact characteristics of the cooling water nozzles. To measure the cooling behavior of spray nozzles, the nozzle measuring stand was therefore constructed during 2008-2010 at the Department of Metallurgy.

This work includes a reference section that deals with the transfer of heat from hot metal surfaces to water and the subsequent influence of participating parameters, as well as a set of experiments, in which the heat transfer coefficients of flat fan and full cone nozzles are determined under conditions similar to those in continuous casting. The cooling tests took place in a temperature range from 1000 to 1200 ° C and for water impact densities from 1 to 30 kg/m²s. In addition, the position of the sample in the spray cone varies, to cover a wide parameter field. The heat transfer coefficients from the nozzles were determined by inverse simulation.

The experiments confirm that in the region of stable film boiling the heat transfer coefficient is a function of the water impact density. Furthermore an influence of the surface temperature can be determined.

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Masterarbeit selbstständig und ohne fremde Hilfe verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und die den verwendeten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche erkenntlich gemacht habe.

.....
Andreas Kemminger

Inhaltsverzeichnis

Allgemeine Formelzeichen	I
Akronyme.....	III
Abbildungsverzeichnis	IV
Tabellenverzeichnis	IX
1 Einleitung	1
2 Grundlagen des Stranggießens.....	2
2.1 Aufbau einer Stranggießanlage	2
2.2 Die Sekundärkühlung	5
3 Einfluss der Sekundärkühlung auf die Produktqualität beim Stranggießen von Stahl	9
3.1 Seigerungen beim Stranggießen	9
3.1.1 Einfluss der Sekundärkühlung auf die Seigerungen	14
3.2 Rissbildung in der Sekundärkühlzone	17
4 Wärmeübergang zwischen heißen Metalloberflächen und Wasser	25
4.1 Wärmeübergang verdampfender Flüssigkeiten	25
4.2 Wärmeübergang der Spritzwasserkühlung.....	26
4.3 Ablauf der Wärmeübertragung in der Sekundärkühlzone.....	29
5 Einfluss verschiedener Parameter auf die Kühlleistung	33
5.1 Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergangskoeffizienten	34
5.2 Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auf die Leidenfrosttemperatur	36

5.3	Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf den Wärmeübergangskoeffizienten	37
5.4	Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Leidenfrosttemperatur	37
5.5	Einfluss der Kühlflüssigkeitstemperatur	38
5.6	Einfluss der Materialeigenschaften	39
5.7	Einfluss der Oberflächentemperatur	40
6	Wärmeübergangsmechanismus bei der Zweistoffkühlung	45
6.1	Interaktion von Einzeltropfen mit heißen Wänden	47
7	Methoden der Messung des Wärmeübergangskoeffizienten.....	49
7.1	Instationäre Messverfahren	50
7.2	Stationäre Messverfahren.....	52
8	Versuchsaufbau	54
8.1	Düsenmessstand	54
8.2	Probenkörper	55
8.3	Düsenstrahlgeometrie.....	57
8.4	Versuchsdurchführung.....	62
8.5	Pyrometermessung.....	64
8.6	Inverse Simulation	67
9	Auswertung der Ergebnisse	69
9.1	Versuchsdaten des Düsenmesstandes	69
9.2	Messung der Wasserbeaufschlagungsdichte	75
9.3	Versuchsdaten der inversen Simulation	76
10	Zusammenfassung der Ergebnisse	82
11	Diskussion und Fehlerbetrachtung	86
11.1	Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Wasserbeaufschlagungsdichte.....	86
11.2	Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Oberflächentemperatur.....	90
11.3	Reproduzierbarkeit der Ergebnisse	92
11.3.1	Abkühlen der Probenoberfläche durch sekundäres Spritzwasser	92
11.3.2	Regelung der korrekten Spritzwassermenge	93
11.3.3	Eindringen von Spritzwasser in die Isolierschicht der Probe	94
11.3.4	Lebensdauer der Probenkörper.....	94
12	Zusammenfassung und Ausblick	96

Literaturverzeichnis	98
A Abkühlkurven und WÜK-Verläufe	A 1
A.1 FF 64	A 2
A.2 FF 66	A 4
A.3 FF 68	A 10
A.4 FF 70	A 16
A.5 FC 00	A 18
A.6 FC 12	A 20

Allgemeine Formelzeichen

α_0	[W/m ² K]	Strahlungsanteil des Wärmeübergangskoeffizienten
α_{ges}	[W/m ² K]	Wärmeübergangskoeffizient inklusive Strahlungsanteil
α_W	[W/m ² K]	Wärmeübergangskoeffizient der Flüssigkeit
a_0	[m]	Höhe eines Flächenelementes
b_0	[m]	Breite eines Flächenelementes
c	[J/kgK]	Spezifische Wärmekapazität
δ	[m]	Dicke des Dampfes
d_{Tr}	[m]	Durchmesser des Wassertropfens
ε_{OW}	[1]	Strahlungsaustauschgrad zwischen Oberfläche und Flüssigkeit
σ	[W/m ² K ⁴]	Stefan Boltzmann Konstante
σ_{Tr}	[N/m]	Oberflächenspannung des Wassertropfens
Δh_V	[J/cm ² s°C]	Verdampfungsenthalpie
ϑ_O	[K]	Oberflächentemperatur
ϑ_{Sieden}	[K]	Siedetemperatur der Kühlflüssigkeit
ϑ_W	[K]	Temperatur der Flüssigkeit
\dot{m}_D	[kg/s]	Massenstromdichte des Dampfes

m_{Tr}	[kg]	Tropfenmasse
ρ_{Tr}	[kg/m ³]	Dichte des Wassertropfens
\dot{q}	[W/m ²]	Wärmestromdichte
\dot{q}_L	[W/m ²]	Wärmestromdichte durch Leitung
\dot{q}_{Str}	[W/m ²]	Wärmestromdichte durch Strahlung
Q_{Tr}	[J]	Transportierte Wärme
t	[s]	Zeit
u_{Tr}	[m/s]	Aufprallgeschwindigkeit des Wassertropfens
\dot{V}	[kg/m ² s]	Wasserbeaufschlagungsdichte
λ	[W/mK]	Wärmeleitkoeffizient
λ_D	[W/mK]	Wärmeleitkoeffizient des Dampfes
x	[m]	Ort

Akronyme

C	Kohlenstoff, Kohlenstoffgehalt [%]
DMS	Düsenmessstand
FeS	Eisensulfid
Mn	Mangan, Mangangehalt [%]
MnS	Mangansulfid
Nb	Niob, Niobgehalt [%]
V	Vanadium, Vanadiumgehalt [%]
We	Weber-Zahl [1]
WÜK	Wärmeübergangskoeffizient [W/m^2K]

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Aufbau einer Stranggießanlage [5].....	3
Abbildung 2.2: Schematische Darstellung von Spritzsysteme beim Stranggießen [8].....	5
Abbildung 2.3: Rolleninnenkühlung bei Massiv- und Mantelrollen [7]	8
Abbildung 3.1: Gefüge einer stranggegossenen Bramme [6]	9
Abbildung 3.2: Konzentrationsprofil von Kohlenstoff über die Brammendicke a) ungünstige Verteilung, b) günstige Verteilung [6]	10
Abbildung 3.3: Die Ausbildung von Mittenseigerungen als Funktion der globulitischen Zone [6]	11
Abbildung 3.4: Mechanismus der Brückenbildung bei der Ausbildung von Mittenseigerungen [6]	12
Abbildung 3.5: Einfluss der Dickenänderung des Stranges auf die Mittenseigerung [6]	12
Abbildung 3.6: Zwischen zwei Rollen ausgebauchter Strang [6]	13
Abbildung 3.7: Einfluss der Sekundärkühlung auf die Ausbauchung [6].....	15
Abbildung 3.8: Zusammenhang zwischen Kühlwassermenge und Seigerungsindex [6]	16
Abbildung 3.9: Oberflächenfehler beim Stranggießen [11]	17
Abbildung 3.10: Strangoberflächentemperatur und Schalendicke beim Stranggießen [2].....	19
Abbildung 3.11: Verformung der Strangschale [2]	19
Abbildung 3.12: Erstes und Zweites Duktilitätsminimum [13].....	20

Abbildung 3.13: Auswirkungen tiefer Oszillationsmarken [15]	21
Abbildung 3.14: Sekundärkühlung a) mit und b) ohne Kantenkühlung [14]	21
Abbildung 3.15: Vergleich verschiedener Kühlsysteme hinsichtlich der Strangtemperatur [5]	22
Abbildung 3.16: Rasche Kühlung unter die kritische Temperatur der Versprödung [13]	23
Abbildung 3.17: Strangoberflächentemperatur bei 3 versch. Abkühlmodellen [12].....	23
Abbildung 4.1: Wärmestromdichte und Wärmeübergangskoeffizient beim Behältersieden [16]	26
Abbildung 4.2: Siedelinien für verschiedene Wasserbeaufschlagungsdichten [17]	27
Abbildung 4.3: Ausschnitt eines mit Wasser bespritzten Stranges [17]	28
Abbildung 4.4: Wasserverteilung einer Flachstrahldüse [18]	28
Abbildung 4.5: Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten einer Flachstrahldüse [18]	29
Abbildung 4.6: Wärmeübergangsmechanismus bei Spritzwasserkühlung, Verlauf der Oberflächentemperatur ϑ und Geschwindigkeit u [17].....	30
Abbildung 4.7: Selbstregulierung der Dampfschicht	32
Abbildung 5.1: Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte, Vergleich von Müller und Etienne et. Al.	35
Abbildung 5.2: Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auf die Lage der Leidenfrosttemperatur T_{Lf} (Knickpunkte) [21]	36
Abbildung 5.3: Wärmeübergangskoeffizient im Bereich der stabilen Filmverdampfung in Abhängigkeit der mittleren Rauhtiefe R_{tm} [16]	37
Abbildung 5.4: Einfluss der mittleren Rauhtiefe R_{tm} auf die Wärmeübertragung [16]	38
Abbildung 5.5: Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte. Ein Parameter ist die Kühlwassertemperatur [16].....	39
Abbildung 5.6: Lage der Wärmeübergangskoeffizienten und Leidenfrosttemperaturen von Aluminium, Nickel, Messing und Kupfer bei der Spritzwasserkühlung [21]	40
Abbildung 5.7: Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte, Vergleich verschiedener Autoren, jeweils für 600 °C und 800 °C Oberflächentemperatur	43

Abbildung 5.8: Unterschiede in den berechneten Wärmeübergangskoeffizienten bei Berücksichtigung der Oberflächentemperatur und ohne Berücksichtigung derselben ...	44
Abbildung 6.1: Unterschiede zwischen Spritzwasserkühlung und Spraykühlung [29]	46
Abbildung 6.2: Wärmeübergangskoeffizient bei der Spritzwasserkühlung in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte [19]	47
Abbildung 6.3: Bedeutung der Weber-Zahl bei der Zweistoffkühlung [29]	48
Abbildung 7.1: Instationärer Versuchaufbau [32]	50
Abbildung 7.2: Temperatur-Zeit Kurve eines instationären Messverfahrens [22]	51
Abbildung 7.3: Stationärer Versuchaufbau [28].....	52
Abbildung 7.4: Temperatur-Zeit Kurve eines stationären Messverfahrens [22]	53
Abbildung 8.1: Aufbau des Düsenmessstandes.....	55
Abbildung 8.2: Aufbau eines Probenkörpers.....	56
Abbildung 8.3: Vergleich einer Kalibration und späteren Rekalibration bei 1000 °C, aufgrund der Alterung der Isolierung sind die Kurven nicht deckungsgleich.....	57
Abbildung 8.4: Düsenstrahlgeometrie einer Flachstrahldüse.....	58
Abbildung 8.5: Spritzwasserverteilung einer Flachstrahldüse.....	58
Abbildung 8.6: Düsenstrahlgeometrie einer Vollkegeldüse.....	59
Abbildung 8.7: Spritzwasserverteilung einer Vollkegeldüse.....	59
Abbildung 8.8: Unterschied zwischen der theoretischen und wahren Länge eines Düsenstrahles, gilt sowohl für Flachstrahl als auch Vollkegeldüsen.....	61
Abbildung 8.9: Versuchsdurchführung einer Messung.....	63
Abbildung 8.10: Darstellung der Abkühlkurven für TC1 bis TC3 für eine gesamte Messung aus sechs Teilschritten. TC1 und TC2 zeigen ab der Position C+2/5L nur mehr sehr geringe Temperaturabfälle.....	63
Abbildung 8.11: Simultane Messung der Oberflächentemperatur mittels Pyrometer und Thermoelement.....	65
Abbildung 8.12: Vergleich der gemessenen Temperaturen von TC0 und Pyrometer bei 1200 °C, der Emissionsgrad $\varepsilon = 1$	66
Abbildung 8.13: Vergleich der gemessenen Temperaturen von TC0 und Pyrometer bei 1200 °C, der Emissionsgrad $\varepsilon = 0,8$	66

Abbildung 8.14: Gesamte gemessene Kalibrationskurve, im 100 s Zeitfenster ist die Steigung der Pyrometer und DMS Kurve nahezu parallel.....	67
Abbildung 9.1: Abkühlkurve der Düse FF 66 bei 1100 °C Oberflächentemperatur und einer Kühlwassermenge von 1,47 l/min beim Durchfahren durch den Sprühkegel	70
Abbildung 9.2: Temperaturverlauf der Thermoelemente bei niedriger Abkühlrate.....	70
Abbildung 9.3: Temperaturverlauf bei hoher Abkühlrate.....	71
Abbildung 9.4: Temperaturdifferenzen an TC1 bei verschiedenen Flachstrahldüsen, Oberflächentemperaturen und Positionen, die Abkühlung nimmt zum Rand hin ab.....	72
Abbildung 9.5: Abkühlkurve der Flachstrahldüse FF 66 bei 1200 °C Oberflächentemperatur und einer Wassermenge von 2.453 l/min, gemessen an den Position C, C+1/5l und C+2/5l.....	73
Abbildung 9.6: Abkühlkurve der Volkegeldüse FC 12 bei 1000 °C Oberflächentemperatur und einer Wassermenge von 0.638 l/min, gemessen im Kegelzentrum	74
Abbildung 9.7: Abkühlkurve der Düse FF66 mit 1,47 l/min und 1100 °C	76
Abbildung 9.8: Verlauf des WÜK der Düse FF66 mit 1.47 l/min und 1100 °C	77
Abbildung 9.9: Abkühlkurve der Düse FC00 mit 0,830 l/min bei 1050 bis 1150 °C	77
Abbildung 9.10: Verlauf des WÜK der Düse FC00 mit 0.830 l/min bei 1050 bis 1150 °C.....	78
Abbildung 9.11: Vergleich von $\Delta TC1$ und WÜK bei den Flachstrahldüsen.....	79
Abbildung 9.12: Vergleich von $\Delta TC1$ und WÜK bei den Vollkegeldüsen.....	79
Abbildung 9.13: Rechte Seite der Siedekurve für die im Versuch auftretenden Wasserbeaufschlagungsdichten und Vergleich zu den Ergebnissen nach Wendelstorf [32].	80
Abbildung 9.14: Vergleich der gemessenen WÜK der Flachstrahldüsen mit Wendelstorf [32]	81
Abbildung 11.1: Abhängigkeit des WÜK von der Wassermenge am Beispiel der Düse FF 66	87
Abbildung 11.2: Abhängigkeit des WÜK von der Wassermenge am Beispiel der Düse FF 68	87
Abbildung 11.3: Versuchsdurchführungen zur Bestimmung der Leidenfrosttemperatur	88

Abbildung 11.4: Vergleich der Abkühlkurven bei aktiviertem und deaktiviertem Induktionsgeber.....	89
Abbildung 11.5: Vergleich der WÜK Kurven bei aktiviertem und deaktiviertem Induktionsgeber.....	90
Abbildung 11.6: Maximaler WÜK in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur für zwei Wassermengen der Düse FC 00, der maximale WÜK liegt stets bei 1100 °C.....	91
Abbildung 11.7: Maximaler WÜK in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur für zwei Wassermengen der Düse FC 12, der maximale WÜK liegt stets bei 1100 °C.....	91
Abbildung 11.8: Maximaler WÜK in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur für zwei Wassermengen der Düse FF 66, es zeigt sich eine Unstetigkeit bei der maximalen Wassermenge	92
Abbildung 11.9: Abkühlkurve der Düse FF66 bei 1100 °C und 2.54 l/min, Einfluss verschiedener Geschwindigkeiten	93
Abbildung 11.10: Temperaturverteilung im Probenkörper: a) Isolierung trocken b) Isolierung nass.....	94

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Anwendungsgebiete und Wassermengen der Spritzsysteme [7].....	7
Tabelle 3-1: Oberflächenrisse, Ursachen und Beseitigung [2].....	18
Tabelle 3-2: Kühlwassermengen und Oberflächentemperaturen in den Sekundärkühlzonen [12].....	24
Tabelle 8-1: Versuchsprogramm Flachstrahldüsen.....	60
Tabelle 8-2: Versuchsprogramm Vollkegeldüsen.....	60
Tabelle 8-3: Theoretische und tatsächliche Abmessungen der Düsenstrahlen	61
Tabelle 9-1: Maximale Abkühlung bis Leidenfrost.....	72
Tabelle 9-2: Gemessene Wasserbeaufschlagungsdichten	75
Tabelle 10-1: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FF70.....	83
Tabelle 10-2: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FF68.....	83
Tabelle 10-3: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FF66.....	84
Tabelle 10-4: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FF64.....	84
Tabelle 10-5: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FC12	85
Tabelle 10-6: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FC00	85

1 Einleitung

Beim Stranggießen von Stahl wird das flüssige Metall über einen Eintauchguss in eine konisch geformte, wassergekühlte Kokille, die aus einer Kupferlegierung mit hoher Wärmeleitfähigkeit besteht, gegossen. Das Metall erstarrt hier soweit, bis die Strangschale für den Weitertransport des Metalls tragfähig ist. Die Wärmeabfuhr erfolgt hier über die Kokillenwände, wobei der Strang nicht direkt mit dem Kühlmedium in Kontakt kommt. Dies wird auch als indirekte Kühlung bezeichnet. Die restliche Schmelzwärme sowie weitere latente Wärmen werden in einem zweiten Anlagenteil, der so genannten Sekundärkühlzone durch Aufspritzen von Wasser, somit auch als direkte Kühlung bezeichnet, abgeführt [1]. Dabei kann das Wasser mit Hilfe unterschiedlicher Vorrichtungen auf die heiße Strangoberfläche aufgebracht werden. Die Kühlung kann im einfachsten Fall alleine durch ein Aufspritzen des Wassers realisiert werden. Bei neueren Verfahren wird das Wasser in einer Düse mit Luft vermischt und das entstehende Wasser-Luft Gemisch auf die Strangoberfläche aufgeblasen. Dieses als Zweistoffkühlung bezeichnete Verfahren bietet einige qualitative Vorteile, auf die in Kapitel 2.2 eingegangen wird [2].

Die Kenntnis über die Wärmeübergangskoeffizienten bei der Stranggusskühlung ist für die Berechnung der Temperaturen im Strang und damit für die Umwandlungspunkte sowie den Erstarrungsverlauf von besonderer Bedeutung. Rechenprogramme wie z.B. Calcosoft, benötigen diese Informationen als Randbedingungen.

Diese Arbeit beschäftigt sich mit der Bestimmung der von heißen Strangoberflächen an das Kühlwasser bei der Spritzwasserkühlung abgeführten Wärmestromdichte.

2 Grundlagen des Stranggießens

Heutzutage werden bei der Stahlherstellung in industrialisierten Ländern 90% oder mehr der verhütteten Stahlmengen im Stranggießprozess vergossen [3]. Von den zahlreichen Vorgängen, die bei diesem Prozess ablaufen, kommt dem Wärmetransport während der Erstarrung eine wichtige Bedeutung zu. Der Wärmetransport nimmt Einfluss auf die Erstarrung des Stranges, die mechanische Verformung der Strangschale, durch welche Innenrisse und Oberflächenfehler entstehen können und auf den Stofftransport im Inneren des Stranges, welcher für Seigerungen und Inhomogenitäten verantwortlich ist. Damit beeinflusst der Wärmetransport einerseits die Qualität der Produkte und andererseits das Anlagendesign und die Fahrweise der Anlage [4].

2.1 Aufbau einer Stranggießanlage

In Abbildung 2.1 ist der schematische Aufbau einer Stranggießanlage dargestellt. Die einzelnen Anlagenteile werden anschließend kurz erläutert.

Verteiler

Beim Stranggießen wird der flüssige Stahl zunächst von der Transportpfanne in einen Verteiler überführt, aus dem er durch ein verschließbares Gießrohr, in die wassergekühlte Kokille fließt.

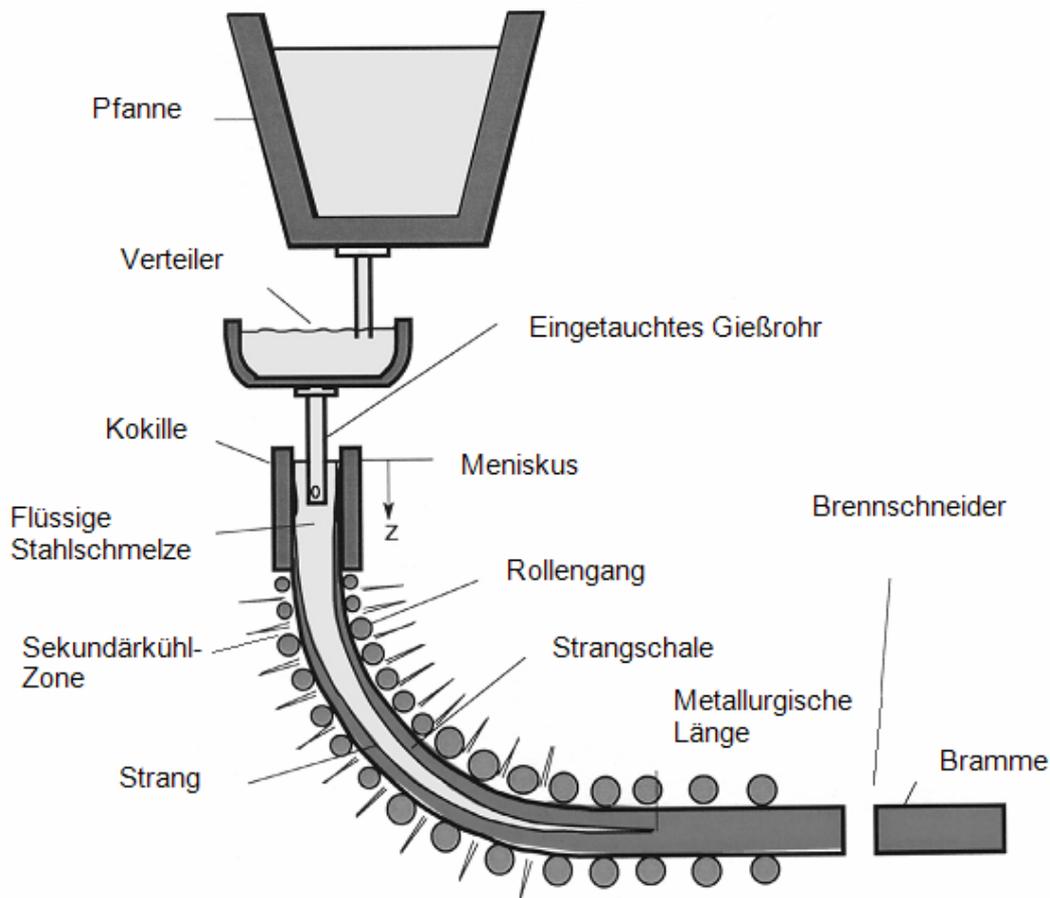


Abbildung 2.1: Aufbau einer Stranggießanlage [5]

Kokille

Für die Formgebung des Stranges und die Ausbildung der Strangoberfläche ist die Kokille das wichtigste Anlagenteil. Aufgrund des großen Wärmestromes zwischen Stahl und Kokillenwand, sowie des kontinuierlichen Abführens der Wärme aus der Kokille kommt es rasch zur Bildung einer dünnen Strangschale. Dafür sind eine hohe Wärmeleitfähigkeit des Kokillenmaterials und ein hoher Wärmeübergangskoeffizient an der Trennschicht Kokille-Wasser erforderlich. Kokillen werden deshalb aus Kupferlegierungen wie SF-Cu (phosphordesoxidiertes, sauerstofffreies Kupfer), Cu-Ag und Cu-Cr-Zr gefertigt. Es lassen sich zwei Kokillenformen unterscheiden. Die Rohrkokille findet bei Knüppeln mit kleinen Rechteckformaten und Rundformaten Anwendung. Für größere Strangformate wie Vorblöcke und Brammen kommen Plattenkokillen zum Einsatz. Je nach der gewünschten Gießgeschwindigkeit variieren die Kokillenlängen. Brammengießanlagen mit einer Gießgeschwindigkeit von bis zu 1,5 m/min verwenden Kokillen mit durchschnittlich 700 mm Länge. Der Strang verlässt die Kokille dabei mit einer Schalendicke von 12 bis 15 mm. Rundkokillen messen bei gleicher Gießgeschwindigkeit etwa 500 mm Länge, die

Strangschale ist dementsprechend dünner. Der Strang wird nach unten aus der Kokille abgezogen und zwischen Rollen geführt [6][7].

Sekundärkühlzone

In der anschließenden Sekundärkühlzone sind zwischen den Rollen Düsen angeordnet, durch die Wasser gegen den Strang gespritzt wird. Damit erfolgt eine weitere Kühlung des Stranges bis zur Durcherstarrung. In der Sekundärkühlzone muss die Wasserbeaufschlagung sorgfältig mit den Gießparametern wie Gießgeschwindigkeit, der Stahlsorte, dem Strangformat und den spezifischen Gegebenheiten der Stranggießanlage abgestimmt sein. Darüber hinaus sind die konstruktiven Anlagenparameter wie Kokillenausführung, Rollenabstände, Rollendurchmesser, Ausführung der Spritzdüsen, Biegeradien und Richtradien von großer Bedeutung dafür, welche Gießgeschwindigkeiten möglich sind und welche Stahlsorten problemlos und qualitativ einwandfrei stranggegossen werden können. Bereits innerhalb der Sekundärkühlzone findet das Biegen und Richten des Stranges statt. Die ersten Stranggießanlagen waren als Senkrechthanlagen ausgeführt. Vor allem aus Platzgründen finden heutzutage meist Senkrechtbiegeanlagen, Ovalbogen- und Kreisbogenanlagen Einsatz, bei denen der Strang innerhalb der Maschine in die Waagrechte umgebogen wird [6]. Am unteren Ende der Anlage ist eine mitlaufende Schneidvorrichtung positioniert, die den durcherstarrten Strang in Brammen mit einer bestimmten Länge zerteilt. In Kapitel 2.2 wird weiter auf die Sekundärkühlung eingegangen.

2.2 Die Sekundärkühlung

Die Sekundärkühlzone dient der Abfuhr von 40 bis 90 % des gesamten Wärmeinhaltes des Stranges [7]. Diese Wärmeabfuhr wird hauptsächlich durch das Aufspritzen von Wasser auf den Strang erreicht. Dadurch verdampft ein gewisser Teil des Wassers, so dass eine große Wärmemenge als Verdampfungsenergie abgeführt wird. Die erforderliche Länge und die Art der Sekundärkühlung ergeben sich aus dem Strangformat, der Gießgeschwindigkeit und der gewünschten Stahlqualität. Kleinen Knüppelformaten reichen Sekundärkühlzonen von wenigen Metern Länge, während große Brammenanlagen bis zu 30 m lange Kühlstrecken erfordern. Die heute großtechnisch zum Einsatz kommenden Sekundärkühlungen lassen sich in 3 unterschiedliche Methoden einteilen:

- Violdüsensystem
- Breitstrahl-Spritzsystem
- Zweistoff-Spritzsystem

Diese 3 Kühlarten können alleine oder auch gemeinsam an einer Anlage installiert sein. Es sollte immer darauf geachtet werden, dass das Spritzwasser über die gesamte Breite und den gesamten Zwischenraum gleichmäßig verteilt aufgebracht wird, da nur auf diese Weise eine gleichmäßige Abkühlwirkung erreicht werden kann [7]. In Abbildung 2.2 sind diese Spritzsysteme schematisch dargestellt.

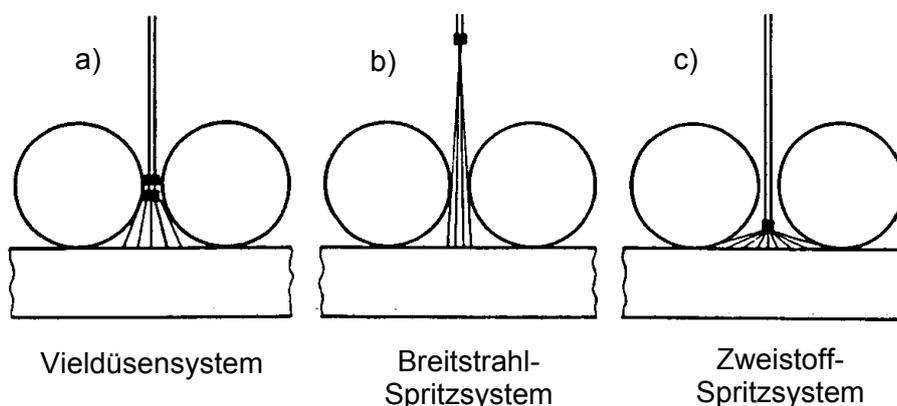


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung von Spritzsysteme beim Stranggießen [8]

Kleine Strangformate, welche nur wenige Stützrollen benötigen, verfügen über genügend Platz um eine wirksame Kühlleistung zu ermöglichen. In diesem Fall kommen daher häufig Vollstrahl-Kegeldüsen zum Einsatz, welche den Wasserstrahl auf eine kreisförmige oder quadratische Fläche homogen verteilen [7].

Bei großen Brammenanlagen, die meist über sehr enge Stützrollenanordnungen verfügen, ist eine homogene Kühlwirkung in Stranglängsrichtung nur schwierig durchzuführen. Deshalb kommt hier das Vieldüsensystem nach Teilbild a) zum Einsatz, bei welchem pro Rollenstand viele kleine Vollstrahldüsen in kurzem Abstand von der Strangoberfläche angebracht sind. Dadurch kann ein breiter Bereich der Oberfläche effektiv und gleichmäßig gekühlt werden. Das System eignet sich jedoch nur für den Einsatz von größeren Wassermengen, da einerseits eine große Anzahl von Düsen vorhanden ist und andererseits die Austrittsquerschnitte der Düsen auf Grund von Verstopfungsgefahr ein Minimum nicht unterschreiten dürfen [7].

Das oben angesprochene Breitstrahlsystem nach Teilbild b) zeichnet sich durch die Verwendung von Schlitzdüsen aus, welche in großem Abstand von der Strangoberfläche einen schmalen Streifen über die gesamte Strangbreite kühlen. Durch die einfache Bauweise und leichte Zugänglichkeit wird die Wartung erleichtert, der große Düsendurchmesser schließt ein Verstopfen der Düsen weitgehend aus. Nachteilig wirkt jedoch der schmale Kühlbereich, da die gesamte Wassermenge auf einen sehr kleinen Bereich fällt, was zu einer sehr starken Temperaturabnahme führt. Dieser Sachverhalt fördert bei manchen Stahlqualitäten die Ausbildung von Oberflächenrissen [7].

Bei der dritten erwähnten Kühlart, dem Zweistoff-Spritzsystem nach Teilbild c), wird Wasser durch Pressluft fein zerstäubt. Wie in Abbildung 2.2 gezeigt sind die Düsen dabei quer zur Strangoberfläche angebracht und sprühen einen flachen, breiten Strahl über die Fläche, wobei auch der Bereich im Rollen-„Schatten“ gekühlt wird. Jenes Wasser, das beim Auftreffen auf den Strang nicht verdampft und an der Strangoberfläche abläuft, wird zur Seite geblasen oder überhaupt vermieden, da die Tröpfchengröße im Vergleich zur Spritzwasserkühlung deutlich kleiner ist. Ist die kinetische Energie genügend hoch, bewirkt die kleine Tröpfchengröße eine stärkere Verdampfung des Kühlwassers, was wiederum zu einer stärkeren Temperaturabnahme führt. Für die Praxis bedeutet das, dass bei geringerer Wassermenge eine zumindest gleich große Wärmeabfuhr im Vergleich zur Einstoff-Kühlung erreicht werden kann. Durch die größere Auftrefffläche und die Vermeidung von Ablaufwasser lässt sich eine gleichmäßige und milde Kühlung des Stranges erzielen. Dies ist vor allem beim Gießen von risseempfindlichen Stählen von vorrangiger Bedeutung [7].

Eine, wenn auch nur bedingte, Aussage über die Kühlintensität einer Stranggießanlage kann über die spezifische Spritzwassermenge ermöglicht werden. Sie lässt sich durch Liter Spritzwassermenge pro Kilogramm gegossenen Stahl ausdrücken, siehe Tabelle 2-1. Hohe Kühlintensitäten, wie sie zum Beispiel bei der Vieldüsenkühlung auftreten, sind meist schädlich, wenn sie sich nicht gleichmäßig über die gesamte Stranglänge realisieren lassen. Deshalb ist das Vieldüsen-System, mit seinen hohen spezifischen Spritzwassermengen von bis zu 2,5 l/kg, nur für unempfindliche, niedriggekohlte und aluminiumberuhigte weiche Stahlsorten und Tiefziehstähle geeignet [7]. Das Breitstrahl-Spritzsystem dagegen arbeitet mit deutlich geringeren Wassermengen von 0,5 bis 1,2 l/kg und ist daher nahezu über die gesamte Produktpalette, vom weichen Tiefziehstahl bis zu den mikrolegierten hochfesten Baustählen einsetzbar. Bei dem Zweistoff-Spritzsystem, welches mit Wassermengen von 0,10 bis 0,20 l/kg arbeitet wird praktisch das gesamte aufgebrachte Wasser verdampft. Die Kühlung kann daher so weich und genau gesteuert werden, dass auch besonders rissempfindliche Stahlqualitäten im Strang vergossen werden können [7].

Tabelle 2-1: Anwendungsgebiete und Wassermengen der Spritzsysteme [7]

System	Herstellbare Stahlsorten	Typische Wassermengen
Vieldüsen-System	Nur für kohlenstoffarme, aluminiumberuhigte und rissunempfindliche Stahlsorten	Bis 2,5 l/kg
Breitstrahl-Spritzsystem	Für gesamte Produktpalette geeignet	0,5 bis 1,2 l/kg
Zweistoff-Spritzsystem	Vor allem für rissempfindliche, hochfeste Stahlsorten	0,1 bis 0,2 l/kg

Zudem kann bei der Zweistoffkühlung die zugegebene Wassermenge bis auf das Zwölfwache gesteigert werden, also auf bis zu 1,2 l/kg. Damit lässt sich auch eine starke Strangkühlung mit ein und demselben System erreichen. Aufgrund der Anforderung an Pressluft und dem damit verbundenen höheren Anlagenkomplexität ist aber mit höheren Betriebskosten zu rechnen [7].

Neben den genannten Spritzsystemen trägt auch die Rolleninnenkühlung einen merklichen Beitrag zur Strangkühlung bei, siehe auch Abbildung 2.3. Aber auch Rollen ohne Innenkühlung erzeugen eine hohe Kühlwirkung. Sie beruht auf folgendem Mechanismus: Die heiße Strangschale überträgt einen gewissen Wärmeinhalt auf die Rollen, welche wiederum auf der abgewandten Seite des Stranges durch Strahlung und den Kontakt mit dem

Spritzwasser gekühlt werden. Diese Kühlwirkung lässt sich durch Verwendung von innengekühlten Rollen noch weiter erhöhen, wobei Mantelrollen mit dünnen Wandstärken die größte Kühlintensität erreichen. Es existieren auch Stranggießanlagen die komplett ohne Spritzwasserkühlung auskommen. Dieses als Drycooling, oder Trockenkühlung bezeichnete Prinzip funktioniert jedoch nur bei sehr kleinen Biegeradien, bei denen die Wirkung des ferrostatischen Druckes auf die Strangschale sehr gering bleibt. Bei Anlagen mit großen Biegeradien reicht die ausbildende Strangschalendicke nicht aus, um einen ausbruchsicheren Strang zu erzeugen. Daher lassen sich große Anlagen nicht mit dem Drycooling System realisieren [7].

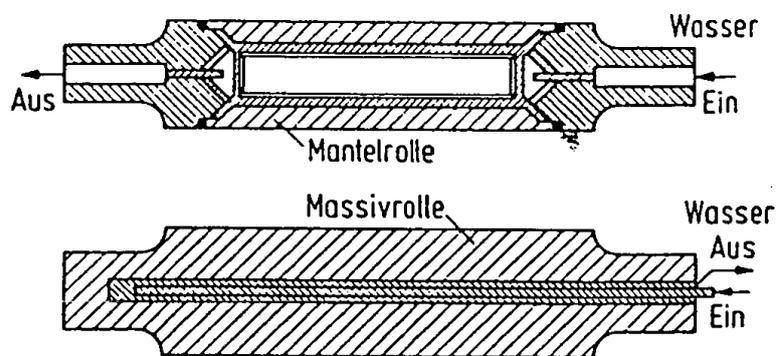


Abbildung 2.3: Rolleninnenkühlung bei Massiv- und Mantelrollen [7]

3 Einfluss der Sekundärkühlung auf die Produktqualität beim Stranggießen von Stahl

Die wichtigsten qualitätsmindernden Merkmale beim Stranggießen von Stählen sind Risse, Seigerungen und oxidische Einschlüsse [9]. Wie in Kapitel 2.2 erläutert, hat die Sekundärkühlung einen Einfluss auf die Qualität der Stranggießprodukte. Dieses Kapitel bedient sich hauptsächlich der Ergebnisse aus der Arbeit von Schwerdtfeger [6].

3.1 Seigerungen beim Stranggießen

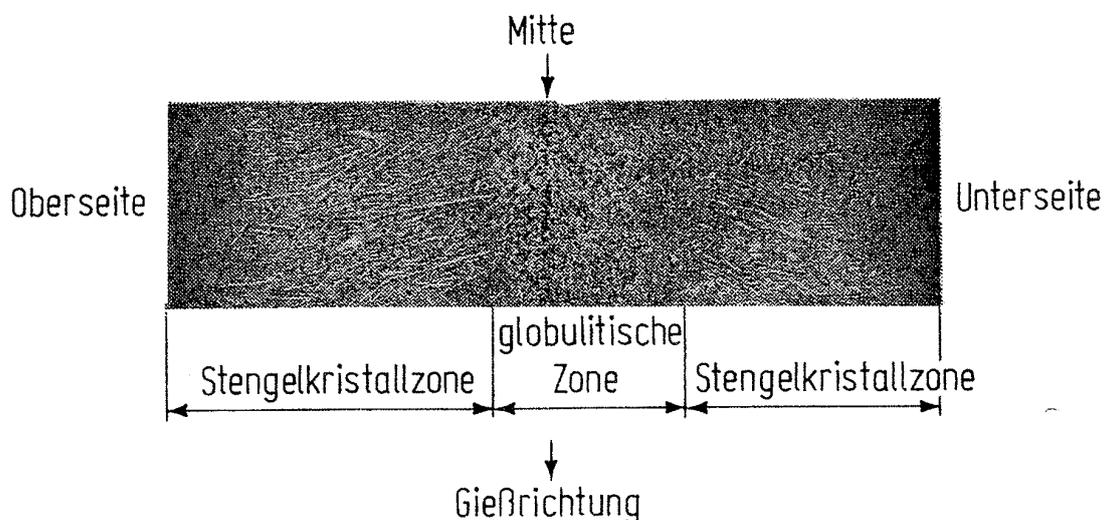


Abbildung 3.1: Gefüge einer stranggegossenen Bramme [6]

In Abbildung 3.1 ist das Gefüge einer strangvergossenen Bramme aus unlegiertem Stahl mit einem C-Gehalt von 0,15 % C dargestellt. Es lässt sich erkennen, dass das Gefüge unterschiedlich aufgebaut ist. An den Rändern befindet sich ein gerichtet erstarrter, dendritischer Bereich, die so genannte Stängelkristallzone, in der die Dendriten nach innen weisen. In der Mitte liegt ein ungerichtet erstarrtes, globulitisches Gefüge vor [6].

Die Konzentrationsverteilung von Kohlenstoff über die Dicke der Bramme ist in Abbildung 3.2 dargestellt. Im ungünstigsten Fall (Teilbild a)) ist die Konzentration am Rand etwas erniedrigt, erreicht kurz vor der Mitte ein Minimum und hat ein spitzes Maximum in der Mitte [6]. Es lässt sich also schlussfolgern, dass beim Stranggießen ebenso wie beim Blockguss mit Seigerungen zu rechnen ist. Nur im günstigsten Fall (Teilbild b)) liegt eine nahezu homogene Verteilung vor.

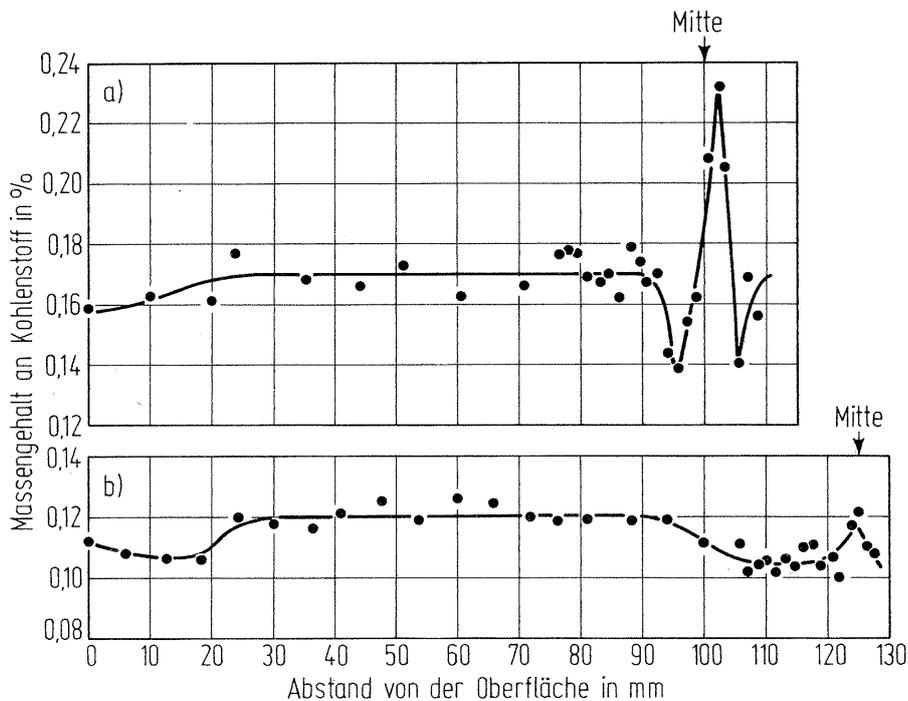


Abbildung 3.2: Konzentrationsprofil von Kohlenstoff über die Brammendinge a) ungünstige Verteilung, b) günstige Verteilung [6]

Bei gegebener Zusammensetzung und gegebenem Strangformat hängt die Ausbildung von Mittenseigerungen vor allem von zwei Ursachen ab. Zunächst soll das Erstarrungsgefüge betrachtet werden. Brammen die über einen höheren globulitischen Anteil verfügen, haben in der Regel weniger ausgeprägt Mittenseigerungen, als jene mit langen Stängelkristallzonen. Um diesen Sachverhalt am Beispiel des Schwefels zu verdeutlichen sei auf die Abbildung 3.3 hingewiesen. Hier ist die Höhe des Schwefelmaximums als Funktion der Ausdehnung der globulitischen Zone dargestellt [6].

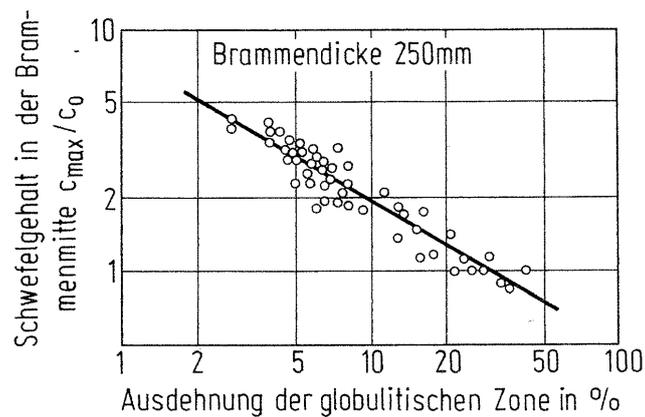


Abbildung 3.3: Die Ausbildung von Mittenseigerungen als Funktion der globulitischen Zone [6]

Mittenseigerungen können sowohl entlang der Brammenbreite als auch in der Längsrichtung von Brammen und Knüppeln ungleichmäßig ausgeprägt sein. Dies lässt sich durch das örtlich unterschiedlich schnelle Wachstum von Dendriten erklären, siehe Abbildung 3.4. Die Dendritenspitzen wachsen in periodischen Abständen voneinander vor und bilden Brücken, wodurch das Nachfließen von Schmelze in die abgeschnürten Zwischenräume erschwert wird. Bei der Enderstarrung dieser Zwischenräume bleiben Mikrolunker zurück, in deren unmittelbaren Umgebung es zur Ausbildung von positiven sowie negativen Seigerungsbereichen kommen kann [6].

Es lässt sich also zusammenfassen, dass die Brammenmitte besonders ungleichmäßig zuwächst wenn ausgeprägte Stängelkristallbildung vorliegt und dass dieses Zusammenwachsen zu vermehrten Mittenseigerungen führt [6].

Die zweite Möglichkeit, die zur Ausbildung von Mittenseigerungen führen, liegt in einer Änderung der geometrischen Abmessung des Strangquerschnittes. Durch diese Änderung werden konvektive Ströme im flüssigen Stranginneren erzeugt, wodurch es zu einer Umverteilung von Legierungselementen und Verunreinigungen kommt. Auf diese Weise können selbst bei völlig globulitischer Erstarrung Mittenseigerungen entstehen.

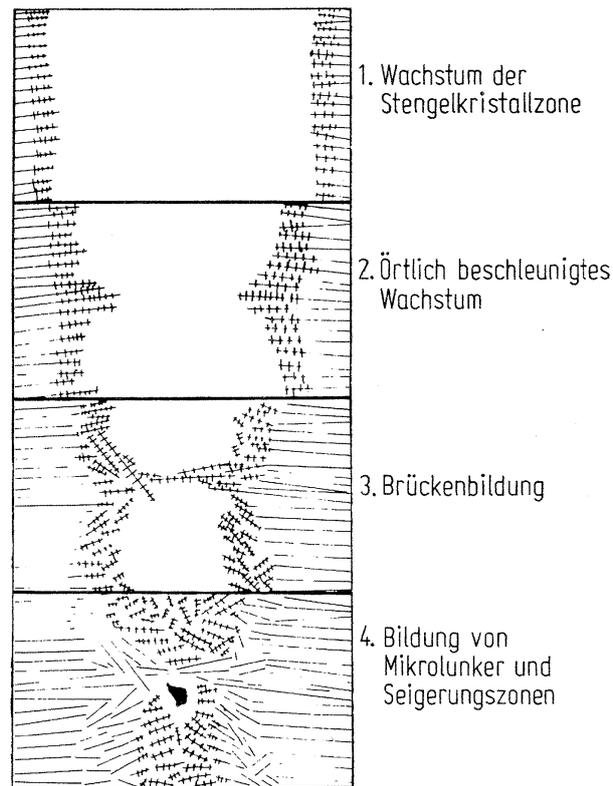


Abbildung 3.4: Mechanismus der Brückenbildung bei der Ausbildung von Mittenseigerungen [6]

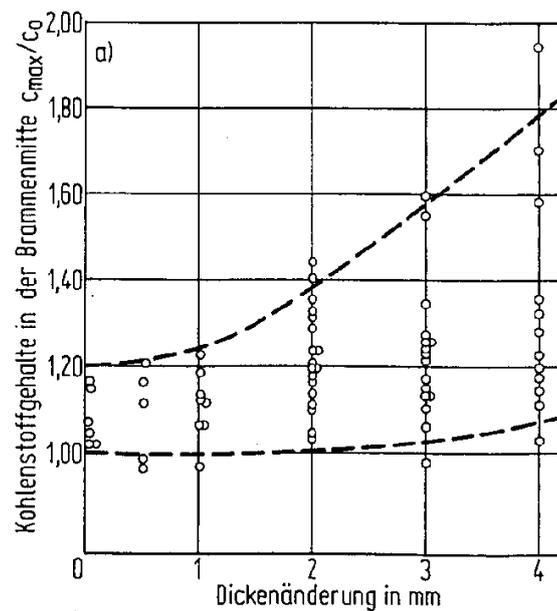


Abbildung 3.5: Einfluss der Dickenänderung des Stranges auf die Mittenseigerung [6]

In Abbildung 3.5 ist der Einfluss der Änderung der geometrischen Abmessungen auf die Mittenseigerung abgebildet. Es lässt sich klar erkennen, dass mit zunehmender Ausbauchung die Mittenseigerung zunimmt [6].

Die angesprochenen Dickenänderungen können durch zwei Mechanismen verursacht werden. Bei dem ersten Mechanismus führen unrund laufende Rollen zu einem periodisch auftretenden Zusammendrücken des Stranges und anschließend, wenn der ferrostatische Druck im Inneren des Stranges genügend hoch ist, zu einem Ausbauchen um denselben Betrag. Die Mittenseigerungen ändern sich entlang der Strangachse mit derselben Periodizität [6].

Die andere Art der Dickenänderung tritt bei rund laufenden Rollen ein (siehe Abbildung 3.6). Die Mittenseigerungen sind in diesem Fall gleichmäßig über den gesamten Strang verteilt. Sie tritt in Form von Ausbauchungen, die zwischen den Rollen durch den ferrostatischen Druck verursacht werden auf, selbst dann, wenn die Rollen exakt zueinander ausgerichtet sind. Dieser Effekt tritt ebenfalls auf, wenn der Rollenabstand zu groß gewählt ist, oder zwischen schräg liegenden Rollen [6].

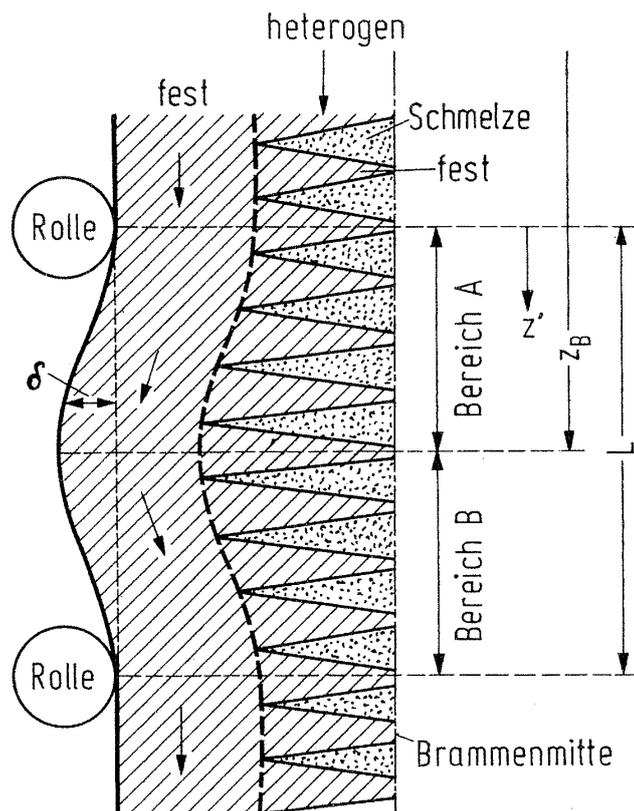


Abbildung 3.6: Zwischen zwei Rollen ausgebauchter Strang [6]

Die oben stehende Abbildung zeigt das Ausbauchen eines Stranges zwischen zwei Stützrollen. Der Stahl besitzt eine Zusammensetzung von 0,6 % C und 0,6 % Mn [6]. Bei dieser Zusammensetzung liegt ein ausgeprägtes Erstarrungsintervall von 70 °C vor. Die Abbildung zeigt nur die linke Hälfte des Stranges, zur Brammenmitte sind die Verhältnisse

symmetrisch. Die gestrichelte Linie gibt die Grenze der erstarrten Randschale an, rechts davon befindet sich ein Zweiphasengebiet, ein heterogenes Gemisch aus erstarrtem und flüssigem Stahl. Dieses heterogene Gemisch kann als poröses Medium angesehen werden, in dem der flüssige Stahl an der festen Phasengrenzfläche vorbeifließen kann. Im oberen Bereich (Bereich A) kommt es zu einem Auseinanderziehen des Stranges infolge des hydrostatischen Druckes [10].

Es wird angenommen, dass die Dendriten in der heterogenen Phase soweit mit der Strangschale verwachsen sind, dass sie dessen Bewegung nach außen folgen. Im unteren Bereich (Bereich B) wird die Strangschale durch die Anpresskraft der Stützrollen wieder zusammengerückt. Dieses Ausbauchen und Zusammendrücken ähnelt einer Pumpbewegung und führt im Inneren des Stranges zur Ausbildung von Ansaug- und Presströmungen [6]. Die Seigerungen entstehen, weil die angesaugte Restströmung eine andere Zusammensetzung hat als die Durchschnittsanalyse.

Zusammenfassend können also folgende Gründe für die Bildung von Mittenseigerungen genannt werden:

- Vorliegen einer ausgeprägten Stängelkristallzone und Zusammenwachsen dieser Kristalle unter Einschluss von Restschmelze.
- Umverteilung von Legierungselementen, hervorgerufen durch konvektive Strömung im Stranginneren aufgrund von Ausbauchungen des Stranges.

3.1.1 Einfluss der Sekundärkühlung auf die Seigerungen

Wie oben gezeigt führt eine ungerichtete Erstarrung in den meisten Fällen zu einem vermehrten Auftreten von Mittenseigerungen. Studien, die sich mit dem Einfluss der Sekundärkühlung auf die Erstarrungsstruktur von Brammen im Stranggießprozess beschäftigen [6][4], legen nun den Schluss nahe, dass eine Erhöhung der Kühlintensität in der Sekundärkühlzone eine Vergrößerung der Stängelkristallzone bewirkt und damit zu einer Vermehrung von Mittenseigerungen führt. In der Praxis erkennt man aber, dass eine Erhöhung der Kühlleistung in der Sekundärkühlzone zu einer Abnahme der Mittenseigerungen führt [6]. Dies hat folgenden Grund: Eine erhöhte Kühlleistung bewirkt eine stärkere Abkühlung der Strangoberfläche und damit eine höhere Festigkeit der Strangschale. Damit wird das Ausbauchen zwischen den Stützrollen vermindert und Mittenseigerungen aufgrund von Ansaug- und Presströmungen minimiert. Dieser Sachverhalt ist in Abbildung 3.7 dargestellt. Diese Abbildung zeigt, dass bei hohen

Wärmeübergangskoeffizienten wie unter 1), also wenn eine starke Kühlwirkung vorliegt, die Oberflächentemperatur am niedrigsten und die Schalendicke am höchsten ist. Es lässt sich daher nur eine geringe Ausbauchung und damit auch ein geringer Hang zur Bildung von Mittenseigerungen beobachten. Bei niedrigen Wärmeübergangskoeffizienten wie in 2) und 3) ist die Schalendicke geringer und die Neigung zum Ausbauchen höher. Daher ist in diesen Fällen mit stärkerer Mittenseigerung zu rechnen [6].

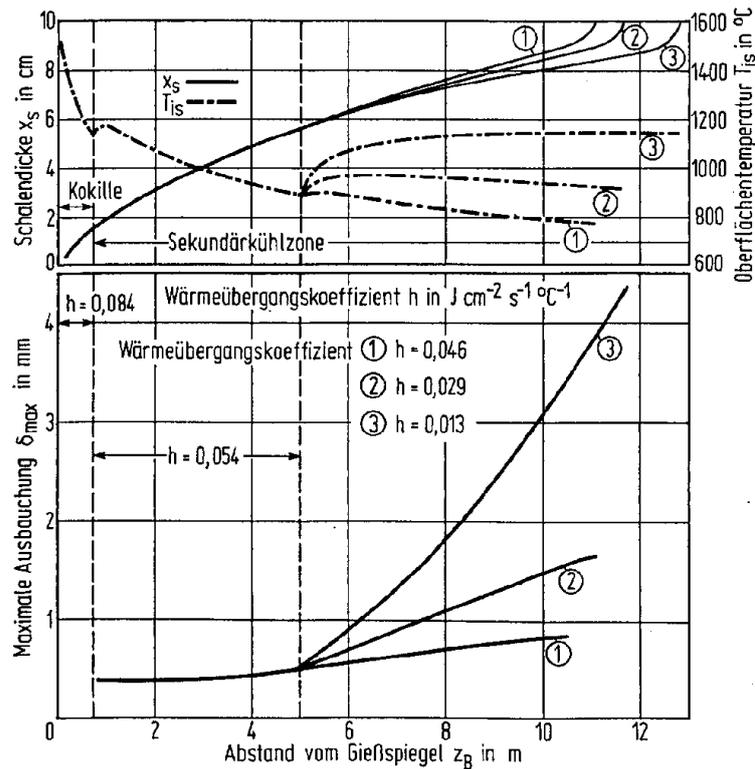


Abbildung 3.7: Einfluss der Sekundärkühlung auf die Ausbauchung [6]

Das bedeutet, dass sogar bei einer ausgeprägten Stengelkristallzone weniger Mittenseigerungen auftreten, wenn die Strangoberfläche stark gekühlt wird. Offenbar ist der seigerungsbildende Mechanismus des Ausbauchens stärker als jener der gerichteten, stängeligen Erstarrung. Am Beispiel einer Bramme mit 250 mm Dicke ist in Abbildung 3.8 der Zusammenhang zwischen der Kühlwassermenge und dem Seigerungsindex (C_{max}/C_{min}) dargestellt. Bei steigender Spritzwassermenge ist eine Abnahme der Seigerungen zu beobachten [6].

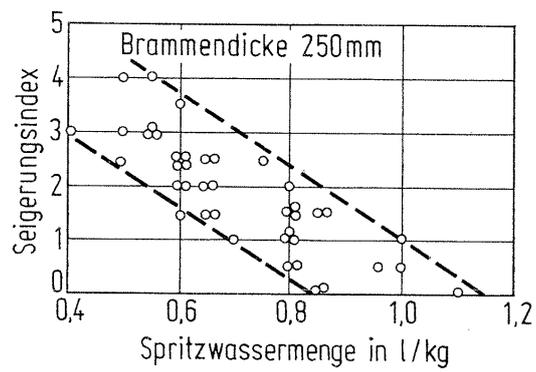


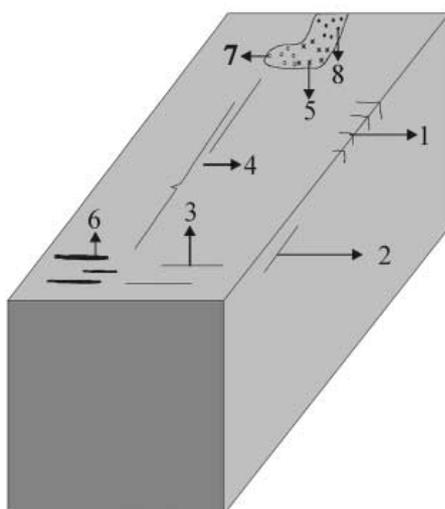
Abbildung 3.8: Zusammenhang zwischen Kühlwassermenge und Seigerungsindex [6]

3.2 Rissbildung in der Sekundärkühlzone

Rissen und anderen Oberflächenfehlern wird beim Stranggießen eine hohe Aufmerksamkeit beigemessen, da anders als beim Blockguss ein ungünstiges Verhältnis von Oberfläche zu Gewicht vorliegt. Um eine hohe Ausbringung von Stahl zu erreichen sind daher nur geringe Bearbeitungstiefen gestattet. Dies trifft vor allem für kleine Abmessungen, wie bei Knüppeln, Vorblöcken oder Rundbrammen zu. Doch auch bei Brammen ist mit einem deutlichen Masseverlust durch Fehlerbearbeitung zu rechnen [8]. Neben dem Wertverlust ist auch mit höherem Aufwand und höheren Kosten beim Säubern der Oberfläche zu rechnen.

Beim Stranggießen entstehen Risse sowohl an der Oberfläche als auch an der Erstarrungsfront im Inneren des Stranges. Ursache sind meist Spannungen und Dehnungen, die aufgrund von thermischen und mechanischen Dehnungen auftreten. Besonders ungünstig wirken sich Belastungen des Stranges im kritischen Temperaturbereich von 700 bis 950 °C aus. Weiters müssen Vorgänge beachtet werden, die sich negativ auf den Zusammenhalt der Körner auswirken. Dazu zählt beispielsweise das Ablagern von niedrigschmelzenden Metallen wie Zinn oder Kupfer an den Korngrenzen oder das Auftreten von Eisensulfiden (FeS) oder Mangansulfiden (MnS) an den Korngrenzen [8].

Risse und andere Oberflächendefekte entstehen in der Sekundärkühlzone häufig aufgrund schwankender Strangschalentemperaturen und mechanischer Spannungen die auf die Schale wirken. In Abbildung 3.9 ist eine Auswahl an Oberflächendefekten dargestellt.



1, 3	Querrisse an Flächen und Kanten
2, 4	Längsrisse an Flächen und Kanten
5	Sternchenrisse
6	Tiefe Oszillationsmarken
7	Einschlusscluster
8	Schlackeneinzüge

Abbildung 3.9: Oberflächenfehler beim Stranggießen [11]

Tabelle 3-1: Oberflächenrisse, Ursachen und Beseitigung [2]

Fehlerart	Fehlerursache	Zu beachtende Einflüsse	Maßnahmen zur Fehlerbeseitigung
Flächenlängsrisse	Überschreiten der Strangschalenfestigkeit durch ungleichmäßige Kühlung und Stützung in der Kokille	Stahlanalyse, Gieß-Temperatur, Stahlzufuhrsystem, Brammenbreite, Gießpulver, Kokillenzustand und Ausrichtung, Al ₂ O ₃ Aufnahme im Gießpulver, Oszillation	Reparatur der Kokillenoberfläche, Erneuerung der Kokillenausrichtung, Wechsel des Gießpulvers, Überprüfung des Gießstrahlschutzes
Kantenlängsrisse	Überschreiten der Strangschalenfestigkeit durch ungleichmäßige Kühlung und fehlende Stützwirkung	Stahlanalyse, Gieß-Temperatur, Kantenradius, Kokillenkonzizität, Hubtischbewegung	Auswechseln der Kokillrohrre, Schmalseitenkonzizität überprüfen, Ausrichtung der Kokille verbessern
Kantenquerrisse	Zu starke Kühlung und häufiges Unterkühlen , Richten/Biegen mit zu niedriger Temp. (<800°C)	Stahlanalyse, besonders C-, Mn-, V-, Nb-Gehalte	Reduzierung und Überprüfung der Spritzwassermengen und Kontrolle der Spritzwasserdüsen
Sternchenrisse	Zu Starke Kühlung und häufiges Unterkühlen mit Wiedererwärmung , Cu-Abrieb in der Kokille	Ausrichten von Kokillen und Fußrollen, Konizität der Kokille	Überprüfen der Kokillen-Beschichtung und Ausrichtung

In der Sekundärkühlzone durchläuft der Strang abwechselnd Zonen niedriger Temperatur, wie gekühlte Stützrollen und Bereiche intensiver Wasserkühlung, und Zonen hoher Temperatur, bei denen keine große Kühlleistung erreicht wird. In Abbildung 3.10 ist ein typischer Temperaturverlauf der Strangoberfläche und die Strangschalendicke über die Zeit dargestellt.

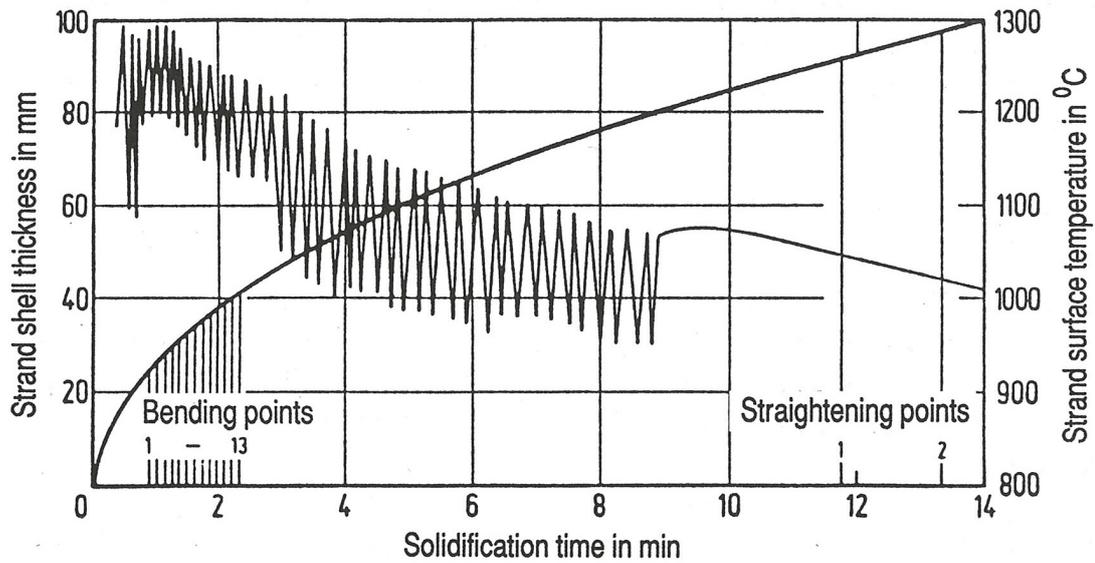


Abbildung 3.10: Strangoberflächentemperatur und Schalendicke beim Stranggießen [2]

Wie Abbildung 3.10 erkennen lässt, kann die Temperaturschwankung bis zu 150 °C betragen. Die ungleichmäßige Temperaturverteilung führt zu einer Überlagerung thermischer Spannungen in der Strangoberfläche. Wenn diese thermischen Spannungen nun zusätzlich durch mechanische Spannungen aus dem Biegen, Richten oder dem Ausbauchen überlagert werden, siehe Abbildung 3.11, kann es zum Auftreten von Rissen kommen.

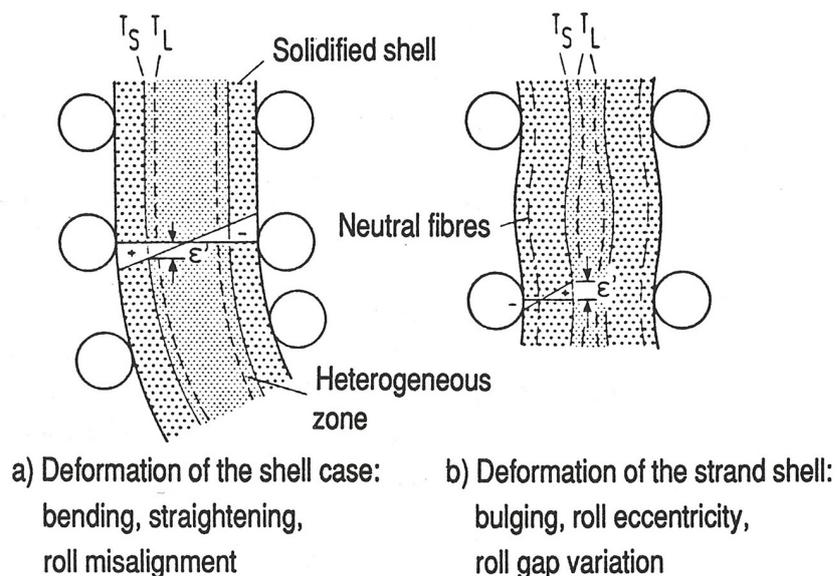


Abbildung 3.11: Verformung der Strangschale [2]

Für bestimmte mikrolegierte Stahlgüten (Ti, V, Nb legiert), besonders jene die in Stranggießanlagen mit gebogener Kokille vergossen werden, sind Oberflächenrisse, vor

allen Querrisse an Flächen und Kanten, ähnlich schädlich wie Mittenseigerungen und nichtmetallische Einschlüsse [12]. Tiefe Querrisse stellen ein ernstes Problem dar, da sie zum sogenannten „Bluten des Stranges“ führen können und bei besonders tiefen Rissen sogar ein Durchbrechen möglich ist [5]. Zusätzlich ist durch die notwendige Nachbearbeitung von tiefen Rissen mit einem Wertverlust des Produktes zu rechnen, da eine Entfernung nur mittels Flämmen der Strangoberfläche möglich ist, was die Ausbringung stark verschlechtert [8].

Querrisse entstehen häufig in der Richtzone des Stranggießens. Bei Temperaturen von 700-950 °C, im Bereich des 2. Duktilitätsminimums, sinkt das Umformvermögen des Stahles [13]. Dies lässt sich durch das Ausscheiden von Aluminiumnitriden AlN und anderen Nitriden an den Korngrenzen der Austenitkörner erklären, siehe auch Abbildung 3.12. Die Bereiche um die Kanten des Stranges sind besonders empfindlich, da hier überschüssiges Spritzwasser abläuft und eine örtliche Unterkühlung der Strangoberfläche bewirkt [8]. Die Kanten verfügen in den meisten Fällen auch über ausgeprägte Oszillationsmarken, was eine Rissinitiation zur Folge haben kann. Der Zusammenhang zwischen Oszillationsmarkentiefe und Dehnung ist in Abbildung 3.13 dargestellt. Die Fläche unter der Kurve ist dabei frei Rissen und nimmt mit zunehmender Oszillationsmarkentiefe ab. Eine Kontrolle der Kantenkühlung ist bei rissempfindlichen Stählen daher sehr wichtig, da die Kombination von tiefen Oszillationsmarken, ungleichmäßiger Strangoberflächentemperatur und mechanische Umformung im Gebiet des zweiten Duktilitätsminiums häufig zu Kantenquerrissen beim Richtprozess führt [14].

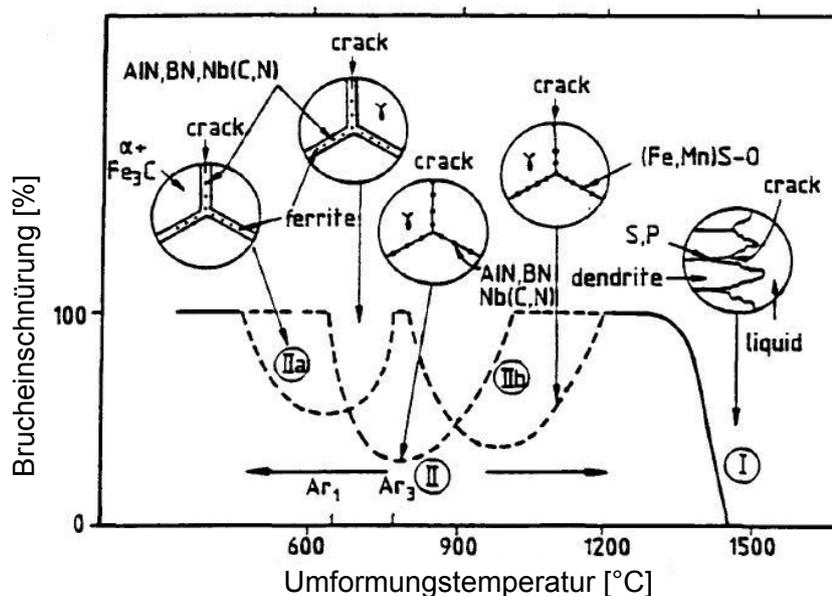


Abbildung 3.12: Erstes und Zweites Duktilitätsminimum [13]

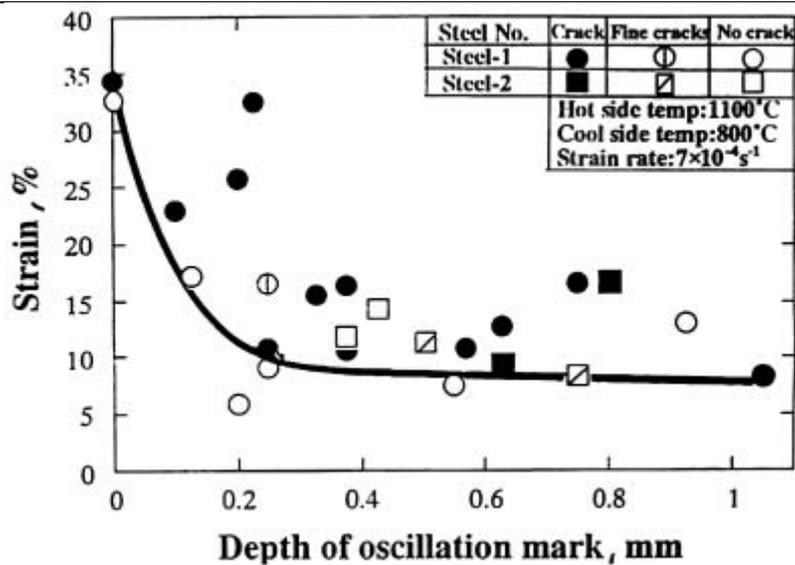


Abbildung 3.13: Auswirkungen tiefer Oszillationsmarken [15]

Während in den mittleren Bereichen der Brammenoberfläche eine eindimensionale Wärmeleitung stattfindet, kommt es an den Kanten der Brammen zu einer zweidimensionalen Wärmeleitung. Dadurch werden weit höhere Abkühlleistungen und tiefere Temperaturen an den Kanten erreicht. Anlagentechnisch lässt sich dieses Problem durch eine Isolierung der Kantenbereiche, oder durch einen Verzicht der Kantenkühlung lösen. Im letzteren Fall wird die Spritzwasserkühlung so angeordnet, dass ein 25 mm breiter Spalt an den Kanten des Stranges frei bleibt [14], siehe auch Abbildung 3.14.

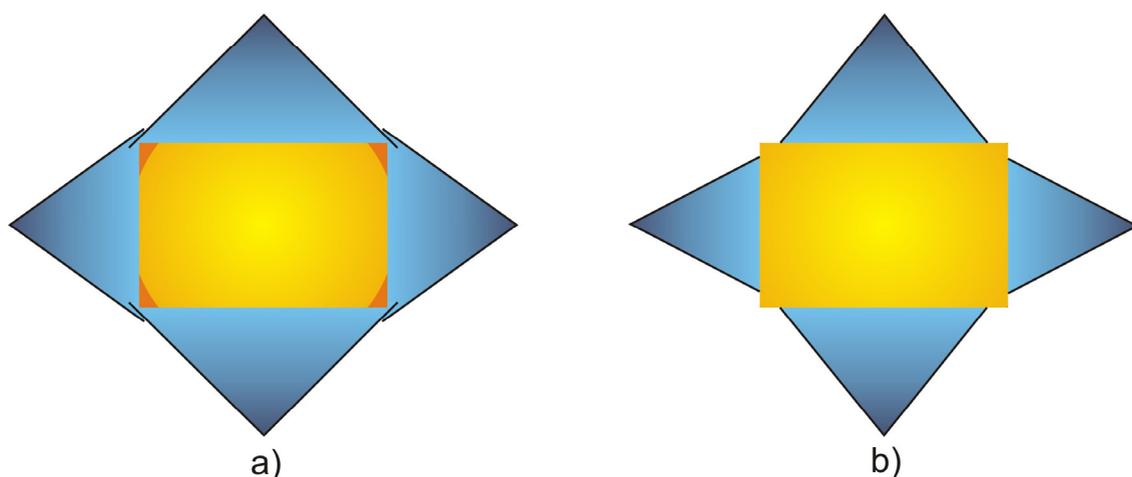


Abbildung 3.14: Sekundärkühlung a) mit und b) ohne Kantenkühlung [14]

Eine weitere gängige Strategie bei risempfindlichen Stählen ist es, die Oberflächentemperatur beim Biegen und Richten oberhalb des zweiten Duktilitätsbereiches

einzustellen. Dafür werden niedrige Spritzwassermengen verwendet, die insgesamt eine gleichmäßigere Temperaturführung ermöglichen. Eine noch gleichmäßigere Temperaturverteilung erhält man durch den Einsatz von Zwei-Stoff Kühlsystemen oder durch trockenes Gießen. Dieser Sachverhalt ist in Abbildung 3.15 dargestellt. Die Indizes A, B und C stehen für Wasserkühlung, Zweistoffkühlung und Trockenkühlung [5].

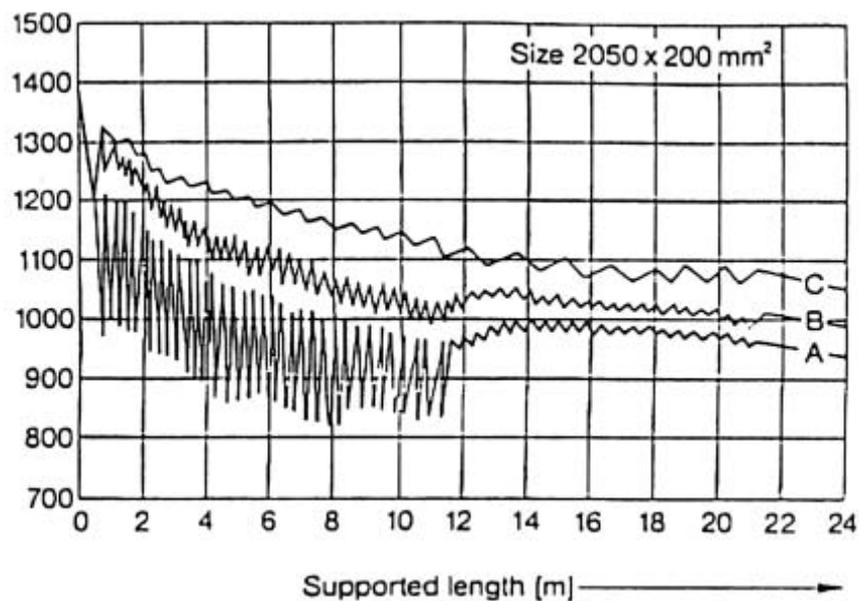


Abbildung 3.15: Vergleich verschiedener Kühlsysteme hinsichtlich der Strangtemperatur [5]

Wenn eine Abkühlung auf Temperaturen $<900\text{ }^{\circ}\text{C}$ unumgänglich ist, dann sollte die Kühlwirkung gleichmäßig so stark verteilt sein, dass eine Abkühlung der Oberflächentemperatur unter $770\text{-}850\text{ }^{\circ}\text{C}$ ermöglicht wird, ohne dass es anschließend zu einer Wiedererwärmung in den kritischen Bereich kommt, siehe Abbildung 3.16.

Diese Variante ist aber nur dann zu empfehlen, wenn eine gleichmäßig starke Abkühlung des gesamten Stranges gewährleistet werden kann. Dies erfordert einen konstanten Wasserdruck an allen Düsen über die gesamte Länge der Sekundärkühlzone und ist anlagentechnisch nur durch eine hohe Anzahl an Pumpen und Ausgleichsbehältern durchführbar [13]. Weiters kann es durch den Temperaturverlust zu Problemen beim Heißeinsatz der Brammen kommen. Zusätzlich können Innenrisse entstehen, da die innenliegenden Schichten beim Richten im gefährdeten Temperaturbereich liegen [15].

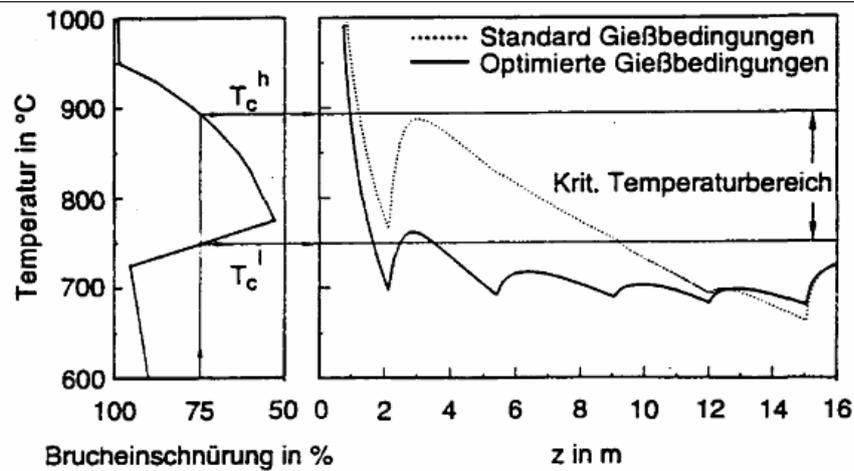


Abbildung 3.16: Rasche Kühlung unter die kritische Temperatur der Versprödung [13]

In Abbildung 3.17 ist der Einfluss der Kühlwassermenge auf die Oberflächentemperatur dargestellt. In dem folgenden Versuch wurde ein Strang mit 200 mm Breite und einer Wassermenge von 50 kg/mm^2 in einer Stranggießanlage vergossen. Beim Vergießen kamen drei verschiedene Abkühlmodelle zum Einsatz.

- Programm X: Rasches Kühlen des Stranges über die gesamte Länge
- Programm Y: Konventionelle Abkühlgeschwindigkeit bis zu 8 m Meniskusabstand, anschließend rasches Abkühlen.
- Programm Z: Langsames Abkühlen in der oberen Zone (8 m), anschließend konventionelles Kühlen in der unteren Zone.

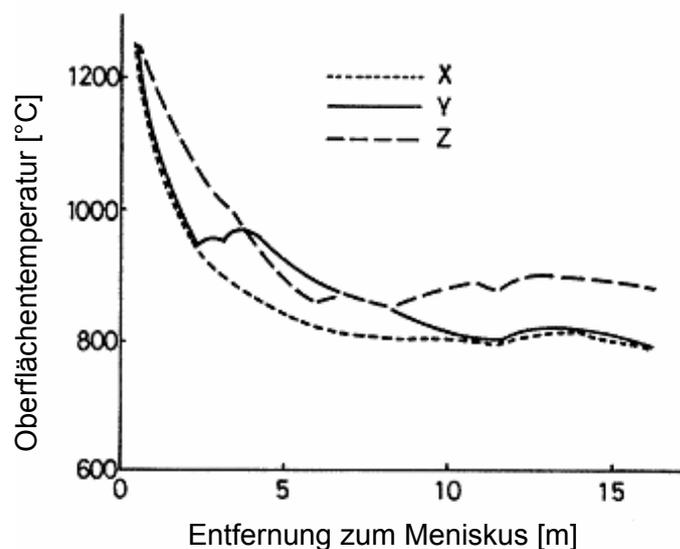


Abbildung 3.17: Strangoberflächentemperatur bei 3 versch. Abkühlmodellen [12]

Die Wassermengen und resultierenden Oberflächentemperaturen sind in Tabelle 3-2 zusammengefasst. Bei rascher Abkühlung, wie bei Programm X, traten insgesamt 38 Risse an den Brammen auf. Bei Programm Y wurden 50 Risse gezählt. Nur das Programm Z mit den geringsten Wassermengen und damit den höchsten Oberflächentemperaturen erzeugte Brammen ohne Kantenquerrisse [12].

Tabelle 3-2: Kühlwassermengen und Oberflächentemperaturen in den Sekundärkühlzonen [12]

Zone	Abstand Meniskus [m]	Programm X		Programm Y		Programm Z	
		l/min	°C	l/min	°C	l/min	°C
Kokille	0,63	2000		2000		2000	
1	1,47	356	1020	356	1020	180	1100
2	2,31	430	940	402	950	280	1020
3	3,81	500	870	409	960	370	960
4	5,31	550	830	340	900	470	870
5	8,31	566	800	607	840	607	850
6	11,31	566	800	566	800	319	880
7	15,81	566	770	556	770	334	880

Zusammenfassend lässt sich folgender Zusammenhang zwischen Wasserbeaufschlagung und Produktqualität feststellen:

- Bei hoher Wasserbeaufschlagung → Rissanfälligkeit sinkt aber Mittenseigerungen nehmen zu.
- Bei kleiner Wasserbeaufschlagung → Rissanfälligkeit steigt aber Mittenseigerungen nehmen ab.

Die korrekte Einstellung der Abkühlbedingungen in der Sekundärkühlzone ist daher von hoher Bedeutung für die Qualität der vergossenen Produkte. In den nachfolgenden Kapiteln wird deshalb näher auf die Wärmeübergangsmechanismen zwischen heißen Metalloberflächen und Wasser eingegangen.

4 Wärmeübergang zwischen heißen Metalloberflächen und Wasser

Im Folgenden werden die thermophysikalischen Abläufe in der Sekundärkühlzone behandelt. In dieser Zone wird der Strang mittels Düsen mit Wasser bespritzt, wobei sich zwischen der auftreffenden Flüssigkeit und der Oberfläche ein Dampffilm bildet.

4.1 Wärmeübergang verdampfender Flüssigkeiten

Der prinzipielle Ablauf des Wärmeübergangs von verdampfenden Flüssigkeiten sei anhand des Behältersiedens erläutert. Dazu ist in Abbildung 4.1 der Wärmeübergangskoeffizient und die Wärmestromdichte für Wasser in Abhängigkeit von der Differenz zwischen Oberflächentemperatur und Siedetemperatur $\vartheta_O - \vartheta_{Sieden}$ dargestellt. Die dargestellten Bereiche Filmverdampfung, Übergangsgebiet (in anderen Quellen auch instabile Filmverdampfung [16]), Blasenverdampfung und freie Konvektion werden bei der Kühlung des Stranges von hohen zu niedrigen Temperaturen durchlaufen. Bei hohen Temperaturdifferenzen zwischen Strangoberfläche und Kühlwasser bildet sich über der Oberfläche ein stabiler Dampffilm aus, welcher isolierend wirkt. Der Wärmeübergangskoeffizient ist in diesem Bereich der stabilen Filmverdampfung nahezu konstant. Die Wärmestromdichte nimmt daher nach der Gleichung (4-1) etwa linear mit der Temperatur ab, wobei ein Teil der Wärme durch Strahlung an die Umgebung abgegeben wird [17].

$$\dot{q} = \alpha_{\text{ges}} \cdot (\vartheta_0 - \vartheta_{\text{Sieden}}) \quad (4-1)$$

Wenn die Differenz aus Oberflächentemperatur und Siedetemperatur des Kühlmediums unter die Leidenfrosttemperatur sinkt, welche in der Abbildung mit dem Punkt C gekennzeichnet ist, dann bricht der stabile Dampf Film zusammen und die Oberfläche wird teilweise mit Flüssigkeit benetzt.

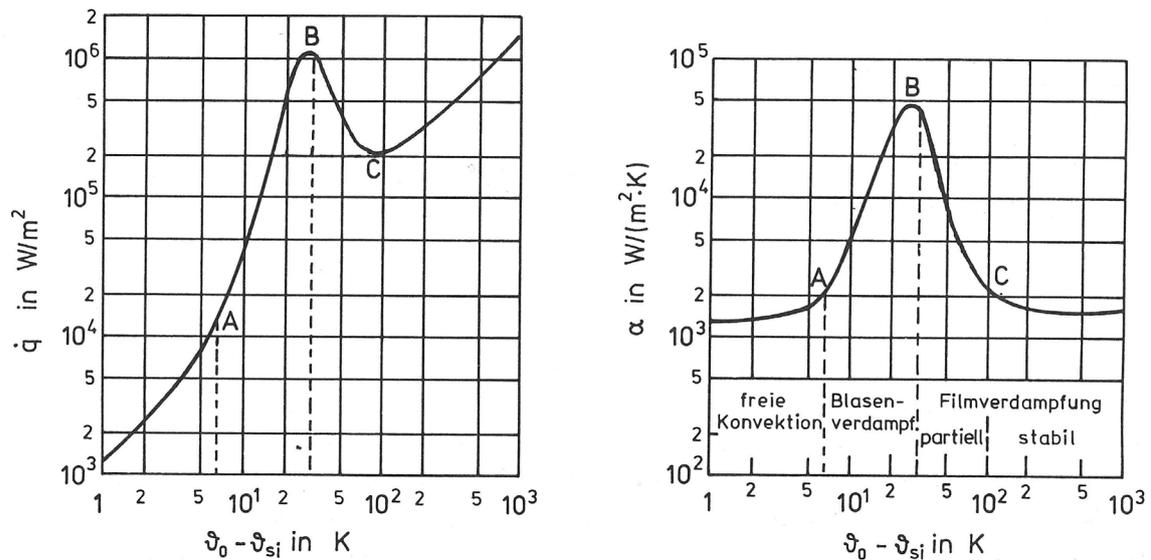


Abbildung 4.1: Wärmestromdichte und Wärmeübergangskoeffizient beim Behältersieden [16]

Die Wärmestromdichte nimmt dadurch stark zu und erreicht ihr Maximum bei Punkt B. Dieser Punkt wird auch Burn-Out Punkt genannt. Unterhalb dieser Temperatur schließt der Bereich der Blasenverdampfung an. Die Blasenbildung sinkt mit abnehmender Temperatur, dadurch nehmen der Wärmeübergangskoeffizient und die Wärmestromdichte ab. Unterhalb von Punkt A beginnt der Bereich der freien Konvektion, hier kommt es zum ersten Sieden der Flüssigkeit [16].

4.2 Wärmeübergang der Spritzwasserkühlung

Die in Abbildung 4.1 dargestellte Siedelinie hat für alle Kühltechniken prinzipiell denselben Verlauf. In Abbildung 4.2 ist der gesamte Wärmeübergangskoeffizient eines Prüfkörpers aus Nickel, bestehend aus einem Konvektions- und einem Strahlungsanteil, in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur für verschiedene Wasserbeaufschlagungsdichten \dot{V} dargestellt. Diese Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{V} gibt die pro Flächen- und Zeiteinheit auftreffende Wassermenge an. Vor allem im oberen Bereich der Sekundärkühlzone läuft aufgrund der

hohen Strangoberflächentemperatur die Wärmeübertragung meist im Bereich der stabilen Filmverdampfung ab [17].

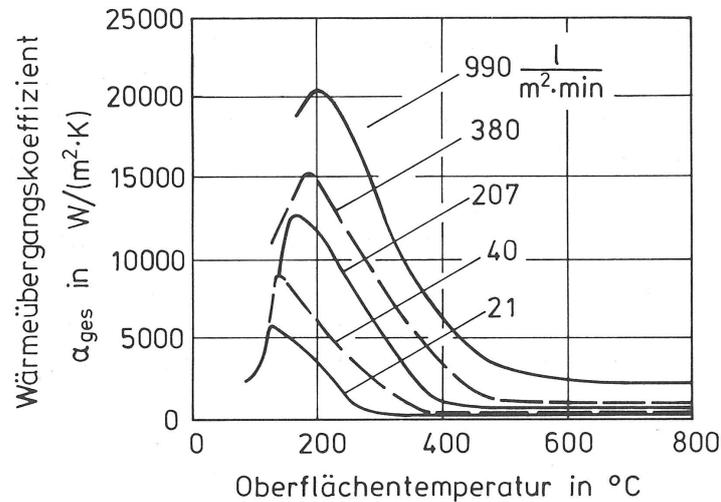


Abbildung 4.2: Siedelinien für verschiedene Wasserbeaufschlagungsdichten [17]

Auf dem Forschungsgebiet der Wärmeübertragung heißer Metalloberflächen auf Wasser sind umfangreiche Untersuchungen durchgeführt worden. Die meisten dieser Untersuchungen zeigen, dass der Wärmeübergangskoeffizient im Bereich der stabilen Filmverdampfung hauptsächlich von der Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{V} abhängig ist. Schwerdtfeger [17] fand die in Gleichung (4-2) ausgedrückte empirische Abhängigkeit.

$$\alpha_{\text{ges}} = \alpha_0 + 1,82 \cdot \dot{V} \quad (4-2)$$

Der Grenzwert α_0 des Wärmeübergangskoeffizienten für $\dot{V} = 0$ wird nur noch von Strahlung und freier Konvektion bestimmt. Er ist somit von der Strangoberflächentemperatur abhängig. Für praktische Berechnungen kann dieser Temperatureinfluss jedoch meist vernachlässigt und nach Gleichung (4-3) gerechnet werden [17].

$$\alpha_0 \approx 200 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}} \quad (4-3)$$

Über die Wasserbeaufschlagungsdichte können mehrere Größen wie z.B.: Düsenabstand, Gießgeschwindigkeit, Düsenart (Vollkegel-, Flachstrahldüse) oder Zerstäubungsart, beschrieben werden. Die in der Praxis zum Einsatz kommenden Systeme der Druck- und Luftzerstäubung sind zwar wärmetechnisch identisch zu berechnen, in der Praxis ist jedoch bei der Luftzerstäubung oftmals eine bessere Regelbarkeit gegeben [17].

Da die Wasserbeaufschlagungsdichte einen so hohen Einfluss auf die Wärmeübertragung darstellt, kommt es hinsichtlich der Kühlwirkung auf die örtliche Verteilung des Spritzwassers an. In Abbildung 4.3 ist ein Ausschnitt eines von einer Flachstrahldüse bespritzten Stranges dargestellt.

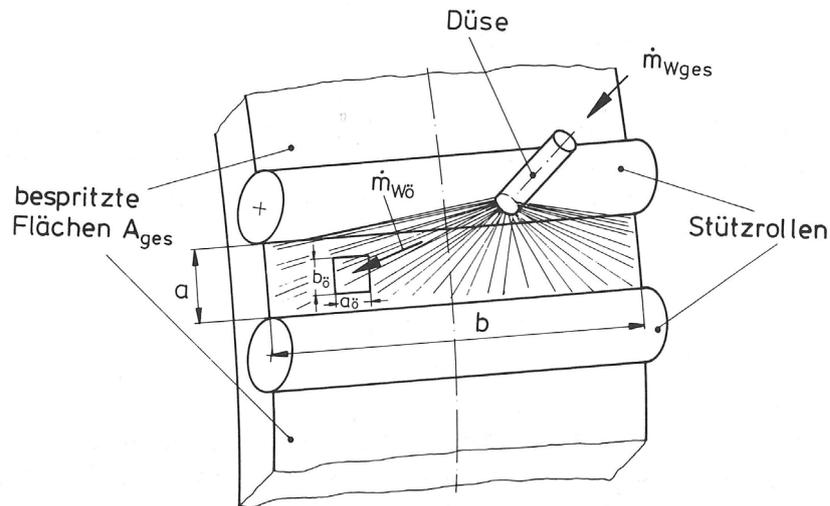


Abbildung 4.3: Ausschnitt eines mit Wasser bespritzten Stranges [17]

Die Wassermenge, welche auf das Flächenelement a_0 - b_0 auftrifft, hängt vom Abstand der Düsenachse und der Austrittsgeschwindigkeit ab. Eine mögliche Verteilung der Wasserbeaufschlagungsdichte bei einer Flachstrahldüse ist in Abbildung 4.4 dargestellt. Diese Düsencharakteristik ermöglicht es die Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten entlang der Achse einer Flachstrahldüse auszudrücken.

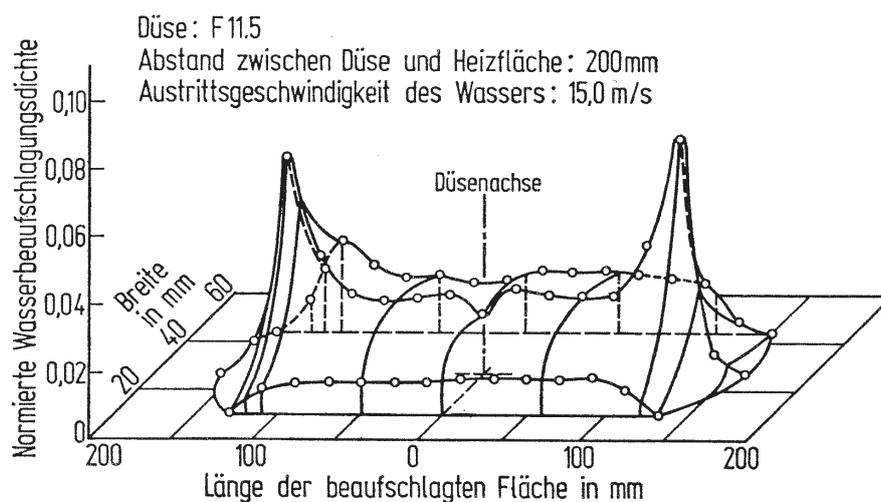


Abbildung 4.4: Wasserverteilung einer Flachstrahldüse [18]

Anhand von Abbildung 4.5 ist ersichtlich, dass steile Gradienten des Wärmeübergangskoeffizienten verbunden mit dem hohen Maximum große Temperaturunterschiede hervorrufen können. Bei den Düsenfeldern einer Stranggießanlage ist daher darauf zu achten, dass in Hinblick auf eine gleichmäßige Verteilung der Kühlwirkung die Düsen überlappende Sprühkegel aufweisen [17].

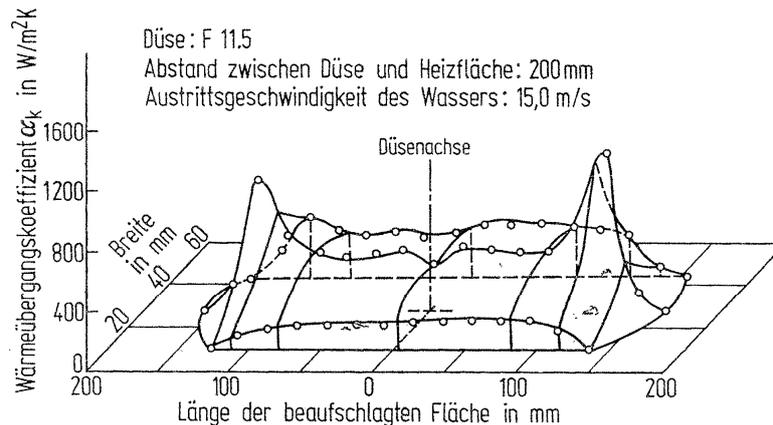


Abbildung 4.5: Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten einer Flachstrahldüse [18]

4.3 Ablauf der Wärmeübertragung in der Sekundärkühlzone

Die Wärmeübertragung bei der Spritzwasserkühlung setzt sich aus mehreren Teilschritten zusammen, deren Wärmeströme in Abbildung 4.6 dargestellt sind. Die Abbildung zeigt einen Ausschnitt aus dem Dampffilm mit aufgestautem Spritzwasser. Zusätzlich ist das Temperatur- und das Geschwindigkeitsprofil dargestellt. Der von der Oberfläche ausgehende Wärmestrom wird durch Leitung \dot{q}_L und durch Strahlung \dot{q}_{Str} an die Phasengrenze Dampf-Flüssigkeit transportiert. Damit gilt für die Wärmestromdichte der in Gleichung (4-4) angeführte Zusammenhang [19].

$$\dot{q} = \frac{\lambda_D}{\delta} \cdot (g_O - g_{Sieden}) + \varepsilon_{OW} \cdot \sigma \cdot (T_O^4 - T_{Sieden}^4) \quad (4-4)$$

Nach Abbildung 4.6 entspricht δ der Dampffilmdicke, λ_D dem Wärmeleitkoeffizient des Dampfes, in dem auch konvektive Anteile aufgrund von der Strömung des Dampfes berücksichtigt werden und ε_{OW} den Strahlungsaustauschgrad zwischen Oberfläche und Flüssigkeit [17].

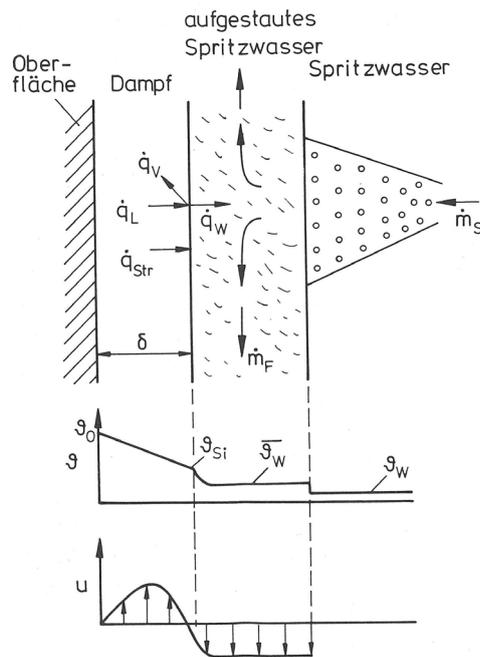


Abbildung 4.6: Wärmeübergangsmechanismus bei Spritzwasserkühlung, Verlauf der Oberflächentemperatur ϑ und Geschwindigkeit u [17]

Zur Vereinfachung der Rechnung kann davon ausgegangen werden, dass der gesamte Strahlungsanteil an der Wasseroberfläche absorbiert wird. Hier verdampft auch ein Teil des Wassers, so dass ein Teil \dot{q}_V des Wärmestroms als Verdampfungsenthalpie gebunden wird. Der andere Teil \dot{q}_{Kon} wird konvektiv an das aufgestaute Spritzwasser abgeführt [19], [17]. Damit gilt für die Wärmestromdichte zusätzlich der Zusammenhang aus Gleichung (4-5).

$$\dot{q} = \alpha_w \cdot (\vartheta_{Sieden} - \vartheta_w) + \dot{m}_D \cdot \Delta h_v \quad (4-5)$$

Dabei ist α_w der Wärmeübergangskoeffizient in der Flüssigkeit, ϑ_w die Temperatur der Flüssigkeit, \dot{m}_D die verdampfende Massenstromdichte und Δh_v die Verdampfungsenthalpie. Die Wassermenge, die an der Phasengrenzfläche verdampft, kann nicht größer sein, als die Aufnahmekapazität des Dampfes. Diese ist abhängig vom Auftrieb des Dampfes (also abhängig vom Dichteverhältnis Dampf/Flüssigkeit und den Abmessungen des Körpers in Richtung der Erdbeschleunigung) sowie dem Strömungswiderstand im Film. Für den Wärmeübergangskoeffizienten gilt der Zusammenhang nach Gleichung (4-6) [19], [17].

$$\dot{q} = \alpha_{ges} \cdot (\vartheta_0 - \vartheta_w) \quad (4-6)$$

Aus Gleichung (4-6) und Gleichung (4-4) folgt Gleichung (4-7).

$$\alpha_{ges} = \frac{\lambda_D}{\delta} \cdot \left(\frac{\vartheta_O - \vartheta_{Sieden}}{\vartheta_O - \vartheta_W} \right) + \varepsilon_{OW} \cdot \sigma \cdot \left(\frac{T_O^4 - T_{Sieden}^4}{\vartheta_O - \vartheta_W} \right) \quad (4-7)$$

Mit Gleichung (4-5) ergibt sich Gleichung (4-8).

$$\alpha_{ges} = \alpha_W \cdot \left(\frac{\vartheta_{Sieden} - \vartheta_W}{\vartheta_O - \vartheta_W} \right) + \dot{m}_D \cdot \left(\frac{\Delta h_V}{\vartheta_{Sieden} - \vartheta_W} \right) \quad (4-8)$$

Die Gleichungen (4-7) und (4-8) sind über den verdampfenden Massenstrom \dot{m}_D und die davon abhängige Filmdicke δ miteinander gekoppelt. Diese Größen können durch eine mathematische Lösung des differentiellen Ansatzes theoretisch bestimmt werden, worauf hier aber nicht näher eingegangen wird. Die Lösungen dieser Ansätze zeigen aber, dass mit der Oberflächentemperatur ϑ_O auch die Filmdicke δ zunimmt. Da die Wärmeleitfähigkeit des Dampfes λ_D ebenfalls mit steigender Temperatur zunimmt und da der Strahlungsanteil vernachlässigt werden kann, bleibt nach Gleichung (4-7) der Wärmeübergangskoeffizient α_{ges} annähernd unabhängig von der Oberflächentemperatur. Dieser Zusammenhang gilt im Bereich der stabilen Filmverdampfung und wurde durch mehrere Arbeiten bestätigt [18], [20]. Die Dampfschicht wirkt somit als selbstregulierende Isolierschicht zum Abbau der Dampftemperatur von ϑ_O auf ϑ_{Sieden} . Die Dicke der Dampfschicht kann zwischen 10 und 200 μm betragen [17].

Die Berechnung legen weiterhin den Schluss nahe, dass das Verhältnis zwischen dem konvektiven Teil der Wärmestromdichte \dot{q}_{Kon} und dem Verdampfungsanteil der Wärmestromdichte \dot{q}_V stark von der Flüssigkeitstemperatur abhängt. Bei Temperaturen von $<50^\circ\text{C}$, welche bei technischen Spritzkühlssystemen vorliegen, wird die Wärme überwiegend konvektiv angegeben. Erst bei Wassertemperaturen von $80 - 100^\circ\text{C}$ wird die Wärme überwiegend als Verdampfungsenthalpie gebunden [17]. Für den erstgenannten Fall lässt sich Gleichung (4-8) vereinfachen zu Gleichung (4-9).

$$\alpha_{ges} = \alpha_W \cdot \left(\frac{\vartheta_{Sieden} - \vartheta_W}{\vartheta_O - \vartheta_W} \right) \quad (4-9)$$

Der gesamte Wärmeübergangskoeffizient α_{ges} ist annähernd konstant, demnach muss der Wärmeübergangskoeffizient des Wassers α_W mit der Oberflächentemperatur zunehmen. Da die Auftriebsströmung im Dampffilm ebenfalls mit steigender Oberflächentemperatur zunimmt, muss α_W von der Dampfströmung abhängen. Die Einflüsse wirken

selbstregulierend, so dass der Wärmeübergangskoeffizient α_{ges} unabhängig von der Oberflächentemperatur bleibt. Einzig das Strömungsprofil kann Einfluss auf α_{ges} nehmen, welches wiederum von der Wasserbeaufschlagungsdichte abhängig ist. Im Bereich der stabilen Filmverdampfung tritt daher theoretisch als einzige maßgebliche Größe die Wasserbeaufschlagungsdichte auf [17]. Zusammenfassend ist dieser Prozess in Abbildung 4.7 aufgeführt.

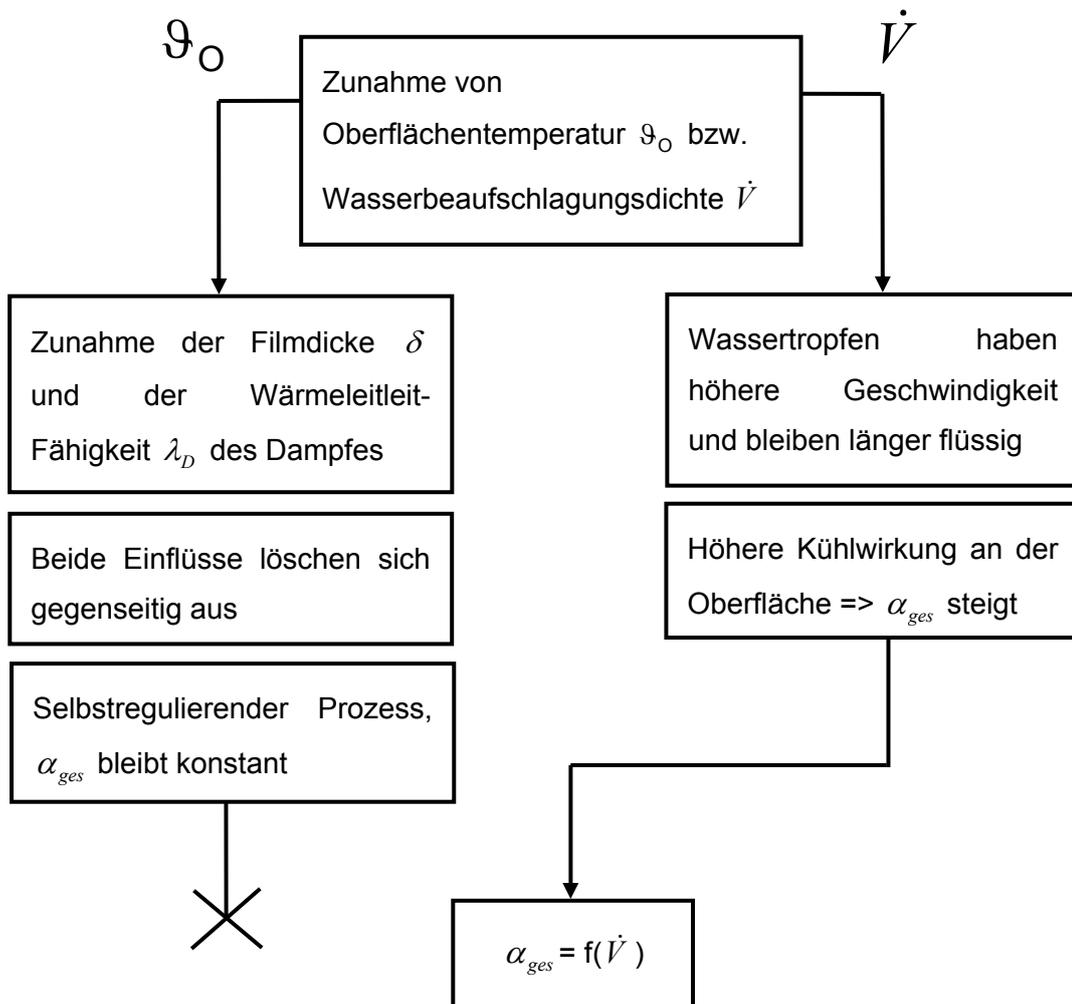


Abbildung 4.7: Selbstregulierung der Dampfschicht

5 Einfluss verschiedener Parameter auf die Kühlleistung

Das oben besprochene Modell der Wärmeübertragung gilt theoretisch nur im Bereich der stabilen Filmverdampfung oberhalb der Leidenfrosttemperatur. Im folgenden Kapitel wird auf den Einfluss unterschiedlicher Parameter auf den Wärmeübergangskoeffizienten und die Lage der Leidenfrosttemperatur eingegangen.

Die Leidenfrosttemperatur stellt die Grenze der stabilen Filmverdampfung zu dem Übergangsbereich dar. Unterhalb dieser Temperatur kommt es zu einer plötzlichen Änderung des Verhaltens des Wärmeübergangskoeffizienten. Dieser wird stark temperaturabhängig. Auf der heißen Metalloberfläche bilden sich zunächst kleine Stellen, an denen das Metall benetzt wird. Diese Stellen breiten sich rasch aus, bis die gesamte Oberfläche im direkten Kontakt mit dem Spritzwasser steht. Während dieses Vorganges kann es zu sehr hohen Wärmestromdichten kommen, in dessen Folge auch hohe thermisch Spannungen auftreten können. Beim Stranggießen ist es daher von hoher Wichtigkeit die Lage der Leidenfrosttemperatur zu kennen [21]. Beim Stranggießen können unterschiedliche Einflussgrößen diese Temperatur zu höheren Bereichen von bis zu 800 °C verschieben [20].

Es gibt in der Literatur zahlreiche Untersuchungen [18]-[21] die sich mit dem Wärmeübergang beim Spritzwasserkühlen von heißen Metalloberflächen im Bereich des stabilen Filmsiedens und darunter auseinandersetzen, deren Ergebnisse sich zum Teil sehr stark hinsichtlich der ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten unterscheiden. Das liegt zum Einen daran, dass unterschiedliche Messmethoden gewählt wurden, siehe Kapitel 7, und zum Anderen daran, dass es unterschiedliche Definitionen hinsichtlich der ermittelten Wärmestromdichten gibt. Wie in Gleichung (5-1) angegeben, ist es ist möglich, den

Wärmestrom durch die Differenz von Wassertemperatur ϑ_W zu Oberflächentemperatur ϑ_O sowie zwischen Siedetemperatur ϑ_{Sieden} und Oberflächentemperatur ϑ_O darzustellen.

$$\dot{q} = \alpha_{ges} \cdot (\vartheta_O - \vartheta_W) = \alpha_{ges}^* \cdot (\vartheta_O - \vartheta_{Sieden}) \quad (5-1)$$

5.1 Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergangskoeffizienten

Im Bereich des stabilen Filmsiedens wurden bereits viele Arbeiten zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten durchgeführt. Oft wird dabei nur der Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte als Hauptparameter untersucht. Es ist bewiesen, dass eine Erhöhung der Wasserbeaufschlagungsdichte zu einer Zunahme des Wärmeübergangskoeffizienten führt. Es existieren aber stark abweichende Aussagen darüber, wie der Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten als Funktion der Wasserbeaufschlagungsdichte aussieht [22].

Etienne et. al. [23] führte seine Versuche an runden Platinproben mit 10 mm Durchmesser durch, die er mit Rund- und Flachstrahldüsen bespritzte. Die Versuche ergaben, dass alleine die Wasserbeaufschlagungsdichte Einfluss auf die Wärmestromdichte \dot{q} hat. Die Ergebnisse wurden in einer empirischen Formel zusammengefasst [16][22], welche in Gleichung (5-2) dargestellt ist.

$$\dot{q} = -87,7 + 315,5 \dot{V}^{0,54} \quad (5-2)$$

Mit \dot{q} in kW/m²

\dot{V} in kg/(m²s)

Gültigkeitsbereich: $\vartheta_O = 900 \text{ °C}$

$$1,5 < \dot{V} < 50 \text{ kg/(m}^2\text{s)}$$

Die Wärmestromdichte kann nach Gleichung (5-1) in den Wärmeübergangskoeffizient umgerechnet werden. Die Wärmestromdichte \dot{q} besitzt in dieser Gleichung die Einheit kW/m². In der Arbeit von Etienne et. al. wird allerdings nicht erwähnt welche Wassertemperatur als Bezugstemperatur zur Umrechnung der Wärmestromdichte in den Wärmeübergangskoeffizienten benutzt wurde.

Müller [21] stellte bei seinen Versuchen einen Zusammenhang zwischen Wasserbeaufschlagungsdichte und Wärmeübergangskoeffizient nach Gleichung (5-3) fest. Die Versuche wurden an runden Metallproben mit einem Durchmesser von 30 mm durchgeführt. Dabei wurden Wassermenge, Wasserauftreffgeschwindigkeit, Düsendruck und der Abstand zwischen Düse und Probe variiert.

$$\alpha_{ges} = 109,2 \cdot \dot{V} + 198 \quad (5-3)$$

Mit α_{ges} in $W/(m^2K)$

\dot{V} in $kg/(m^2s)$

Gültigkeitsbereich: $0,3 < \dot{V} < 33 \text{ kg}/(m^2s)$

In Abbildung 5.1 ist der Zusammenhang zwischen Wärmeübergangskoeffizient und Wasserbeaufschlagungsdichte nach Meinung der beiden Autoren dargestellt.

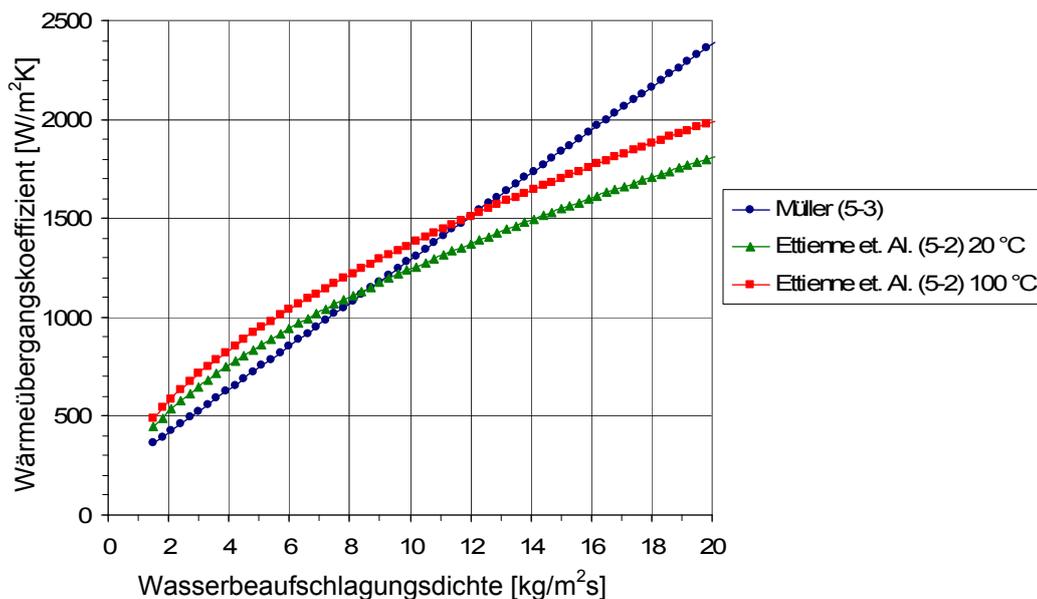


Abbildung 5.1: Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte, Vergleich von Müller und Etienne et. Al.

Wie oben bereits angeführt, wird in der Arbeit von Etienne et. al. [23] nicht erwähnt, welche Bezugstemperatur für die Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten gewählt wurde. Um festzustellen, ob sich der Unterschied zwischen den beiden Ergebnissen damit erklären lässt ist in der Abbildung 5.1 die Gleichung (5-2) mit Gleichung (5-1) einmal für eine Kühlwassertemperatur von 20 °C und einmal für die Siedetemperatur des Kühlwasser von 100 °C berechnet worden, wobei jedoch nicht die Verdampfungsenthalpie berücksichtigt wurde. Die Variation der Bezugstemperatur alleine reicht aber nicht aus um die Unterschiede

der Wärmeübergangskoeffizienten zu erklären. Es müssen daher noch weitere Parameter neben der Wasserbeaufschlagungsdichte existieren, die einen Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten haben.

5.2 Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auf die Leidenfrosttemperatur

In Abbildung 5.2 ist der typische Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur im Grenzbereich der stabilen Filmverdampfung und des Übergangsbereiches an einer Nickelprobe dargestellt [21]. Als Leidenfrosttemperatur ist dabei der Knickpunkt der Geraden definiert. Es lässt sich erkennen, dass die Leidenfrosttemperatur mit zunehmender Wasserbeaufschlagungsdichte zu höheren Werten verschoben wird. Versuche von Müller [21] zeigen, dass bei niedrigen Wasserbeaufschlagungsdichten die Leidenfrosttemperatur wesentlich stärker auf eine Erhöhung von \dot{V} anspricht als bei höheren Wasserbeaufschlagungsdichten, bei denen eine weitere Erhöhung der Leidenfrosttemperatur kaum noch möglich scheint. Es zeigt sich ebenfalls, dass höhere Oberflächentemperaturen eine Stabilisierung des Dampfes hervorrufen können, so dass hier zur Erhöhung der Leidenfrosttemperatur eine überproportionale Steigerung der Wasserbeaufschlagungsdichte notwendig ist [21].

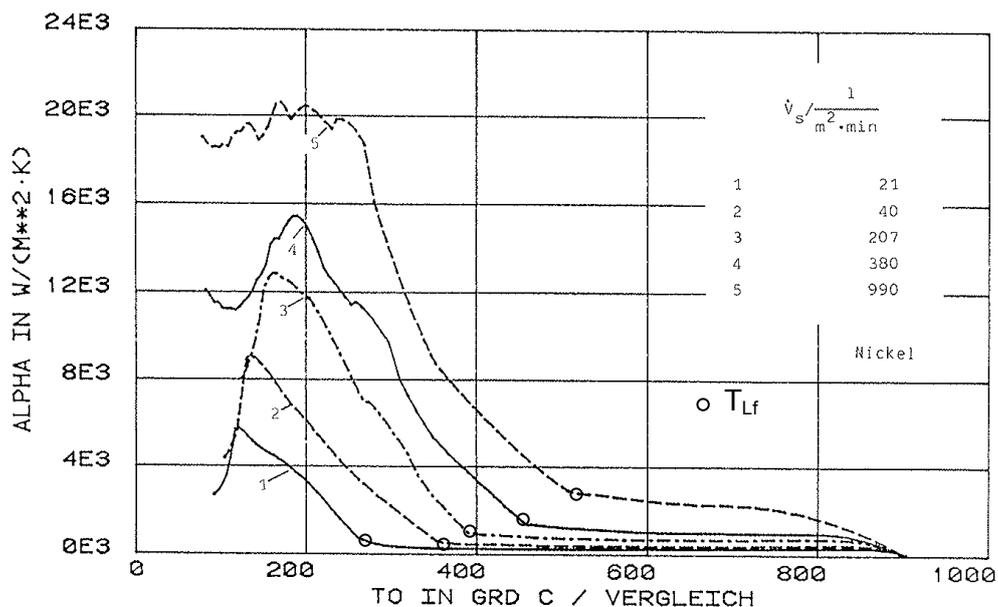


Abbildung 5.2: Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auf die Lage der Leidenfrosttemperatur T_{Lf} (Knickpunkte) [21]

5.3 Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf den Wärmeübergangskoeffizienten

In Abbildung 5.3 ist der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit R_{tm} auf den Gesamtwärmeübergangskoeffizienten dargestellt. Die Wasserbeaufschlagungsdichte ist dabei jeweils konstant gehalten. Es ist ersichtlich, dass im Bereich der stabilen Filmverdampfung kein merkbarer Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf den Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich vorliegt. Dieser Zusammenhang wird auch durch [24] bestätigt.

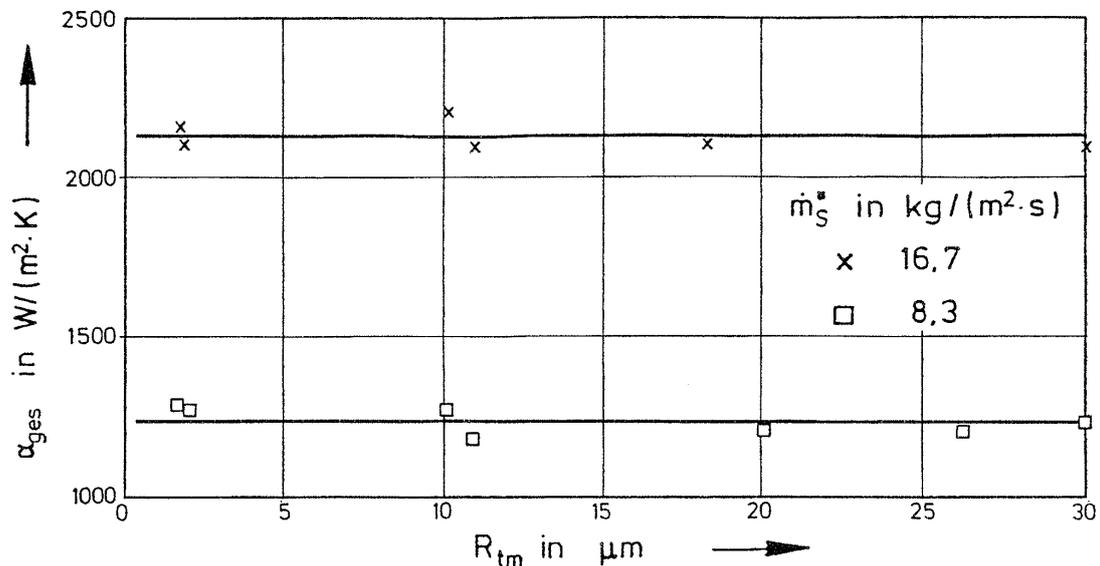
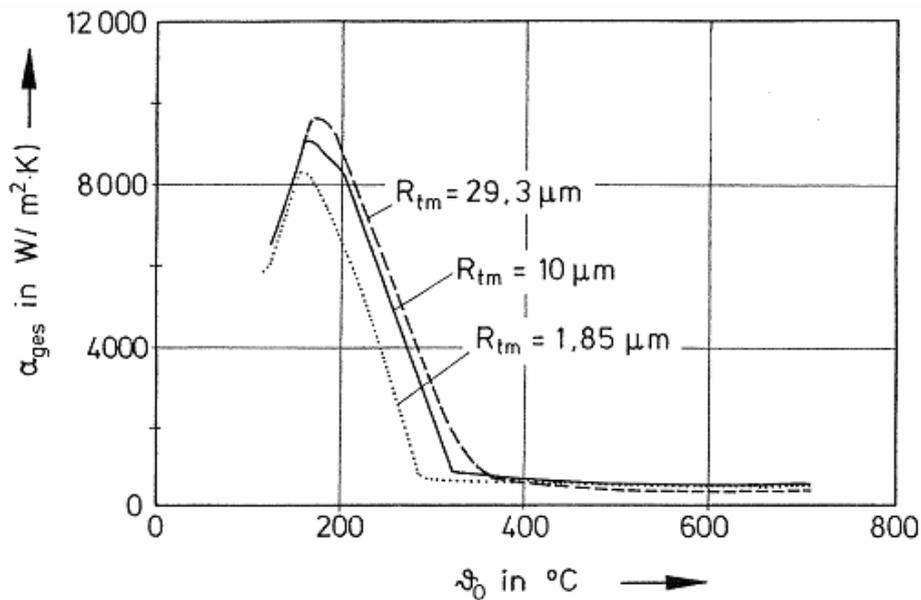


Abbildung 5.3: Wärmeübergangskoeffizient im Bereich der stabilen Filmverdampfung in Abhängigkeit der mittleren Rauhtiefe R_{tm} [16]

5.4 Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Leidenfrosttemperatur

Aus Abbildung 5.4 ist ersichtlich, dass eine Erhöhung der Oberflächenrauigkeit die Leidenfrosttemperatur zu höheren Temperaturen verschiebt. Das Zusammenbrechen der Dampfschicht und die Wiederbenetzung der Oberfläche setzen also beim Abkühlen rauer heißer Oberflächen früher ein. Bei sehr dicken Dampfschichten, wie sie bei Temperaturen über $500\text{ }^\circ\text{C}$ auftreten, ist der Einfluss der Oberflächenrauigkeit vernachlässigbar klein.

Abbildung 5.4: Einfluss der mittleren Rauhtiefe R_{tm} auf die Wärmeübertragung [16]

5.5 Einfluss der Kühlflüssigkeitstemperatur

Die meisten Autoren benutzen bei ihren Versuchen Wasser als Kühlmittel. Einige davon variieren die Wassertemperatur bei ihren Experimenten [16][25]. Die Versuche zeigten, dass die Erhöhung der Wassertemperatur zu einem Absinken des abgeführten Wärmestromes führt. Weiters zeigt sich, dass eine Erhöhung der Kühlwassertemperatur eine Erhöhung des Leidenfrostpunktes mit sich zieht. Der Einfluss der Kühlwassertemperatur wird aber nur als sehr gering gewertet. Erst bei hohen Wasserbeaufschlagungsdichten zeigt sich ein deutlicher Einfluss [16]. Bei einer Wasserbeaufschlagungsdichte von $15 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ sinkt der Wärmeübergangskoeffizient bei einer Temperaturerhöhung des Kühlwassers von 20 auf 80 °C um beinahe 50% .

Mit steigender Wandtemperatur verliert die Temperatur des Kühlwassers jedoch an Bedeutung. Bei hohen genügend hohen Temperaturdifferenzen zwischen Wandtemperatur und Siedetemperatur der Flüssigkeit verliert die Wassertemperatur als bedeutungslos eingeschätzt [22].

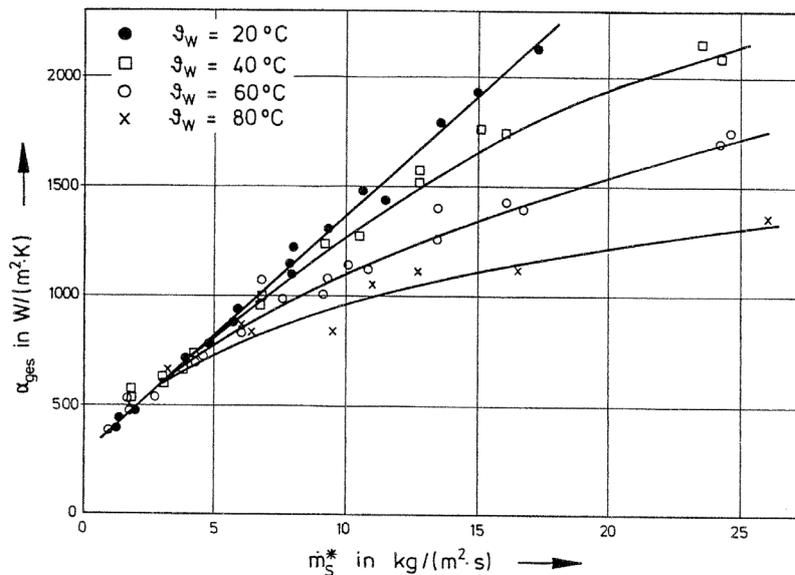


Abbildung 5.5: Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte. Ein Parameter ist die Kühlwassertemperatur [16]

5.6 Einfluss der Materialeigenschaften

Müller [21] behandelt in seiner Arbeit die Charakterisierung von Wärmeübergängen bei der Spritzwasserkühlung verschiedener Metalle, die Ergebnisse sind in Abbildung 5.6 zusammengefasst. Er fasst die thermophysikalischen Stoffeigenschaften Wärmeleitfähigkeit λ , Dichte ρ , und spezifische Wärmekapazität c zu dem sogenannten Eindringkoeffizienten $\sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c}$ zusammen, welcher einen hohen Einfluss auf die Lage der Leidenfrosttemperatur hat. Mit zunehmendem Eindringkoeffizient verschiebt sich die Lage der Leidenfrosttemperatur zu niedrigen Werten. Müller erkannte, dass auch die Oberflächenbeschaffenheit einen großen Einfluss auf den Wärmeübergang hat. Vor allem Metalle die sehr stark zur Bildung einer Oxidschicht neigen, wie Kupfer und Aluminium müssen hier genannt werden. Vor allem beim Kupfer kommt es häufig zum Abplatzen dieser Oxidschicht, was während einer Messung zu einer schlagartigen Erhöhung des Wärmestromes und des Wärmeübergangskoeffizienten führen kann [21]. Der Effekt des Abplatzens der Oxidschicht lässt sich auch bei Stahl beobachten.

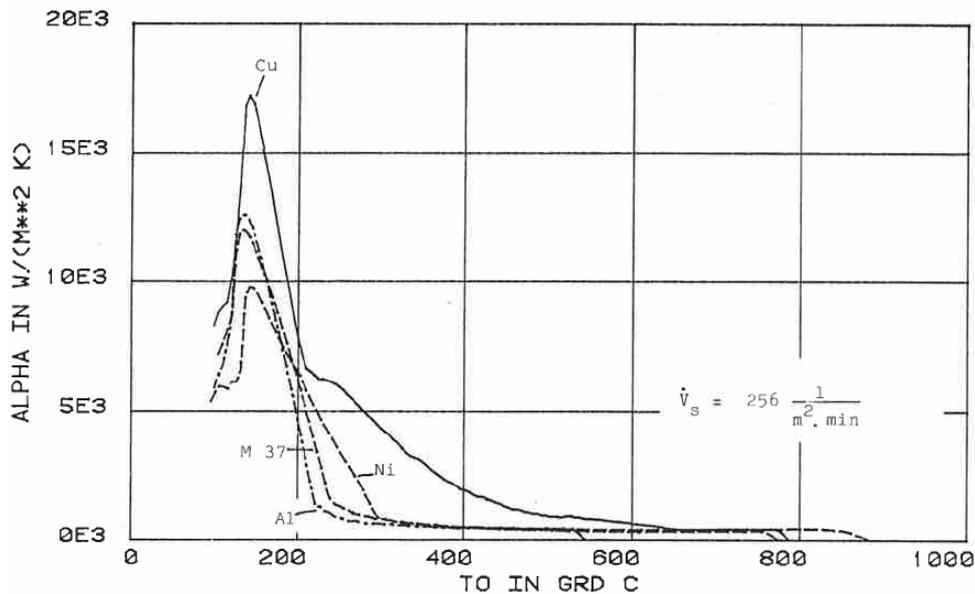


Abbildung 5.6: Lage der Wärmeübergangskoeffizienten und Leidenfrosttemperaturen von Aluminium, Nickel, Messing und Kupfer bei der Spritzwasserkühlung [21]

Wie in der Abbildung zu erkennen ist, nehmen die Unterschiede der Wärmeübergangskoeffizienten bei hohen Temperaturen ab, bis bei etwa 600 $^\circ\text{C}$ kein Unterschied mehr festzustellen ist.

5.7 Einfluss der Oberflächentemperatur

Es sind in der Literatur unterschiedliche Meinungen vorzufinden, ob die Oberflächentemperatur einen Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten hat und wie stark dieser Einfluss sein könnte. Nach [17] existiert im Bereich des stabilen Filmverdampfens kein Einfluss, wie in Kapitel 4.3 beschrieben wird.

Mitsutsuka [26] fand in Versuchen neben dem Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auch eine Abhängigkeit der Oberflächentemperatur. Diese ist in Gleichung (5-4) dargestellt.

$$\alpha_{ges} = 28,5 \cdot 10^8 \cdot \dot{V}^{0,616} \cdot g_o^{-2,445} \quad (5-4)$$

Mit α_{ges} in W/m²K

\dot{V} in kg/(m²s)

g_o in °C

Gültigkeitsbereich: $0,17 < \dot{V} < 33$ kg/(m²s)

$600 < g_o < 800$ °C.

Sasaki et al. [25] untersuchte ebenfalls die Abhängigkeit der Oberflächentemperatur auf den Wärmeübergangskoeffizienten h . Bei den Versuchen wurde eine Probe mit einer Oberfläche von 300 * 300 mm² mit Wasser bespritzt und abgekühlt [19]. Die empirisch berechnete Formel ist in Gleichung (5-5) angegeben.

$$h = 2,83 \cdot 10^7 \cdot \dot{V}^{0,75} \cdot g_o^{-1,2} + 100 \quad (5-5)$$

Mit h in Kcal/(m²hr°C)

\dot{V} in l/(cm²min)

g_o in °C

Es liegen keine Angaben zum Gültigkeitsbereich vor.

Reiners [19] und Todorov [22] verwenden die adaptierte Gleichung (5-6) von Sasaki [25] die auf gängige Einheiten umgerechnet wurde.

$$\alpha_{ges} = 6,1 \cdot 10^5 \cdot \dot{V}^{0,75} \cdot g_o^{-1,2} + 116 \quad (5-6)$$

Mit α_{ges} in W/m²K

\dot{V} in kg/(m²s)

g_o in °C

Es liegen auch hier keine Angaben zum Gültigkeitsbereich vor.

Bamberger et al. [27] fassten ihre Ergebnisse in einer Gleichung zusammen, die auch außerhalb der stabilen Filmverdampfung Gültigkeit findet. Neben der Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{V} als maßgebliche Einflussgröße finden auch die Wassertemperatur ϑ_W , die Oberflächentemperatur ϑ_O , die Siedetemperatur des Kühlmittels $\vartheta_{\text{Sieden}}$, sowie die Stoffgrößen des Probenkörpers Wärmeleitfähigkeit λ , Dichte ρ und spezifische Wärmekapazität c Berücksichtigung. Die Messungen wurden durch Anspritzen eines Stranggussknüppels mit dem Durchmesser 190mm und der Länge 600 mm durchgeführt. Die empirisch gewonnene Formel ist in Gleichung (5-7) angegeben.

$$\alpha_{\text{ges}} = 0,69 \cdot \log(\dot{V}) \cdot \left[1,4 \cdot \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c} \cdot \exp\left(0,32 \frac{\vartheta_O - \vartheta_{\text{Sieden}}}{\vartheta_W - \vartheta_{\text{Sieden}}}\right) + 750 \right] \quad (5-7)$$

Mit α_{ges} in W/m²K

\dot{V} in kg/(m²s)

$\vartheta_O, \vartheta_W, \vartheta_{\text{Sieden}}$ in °C

λ in W/mK

ρ in kg/m³

c in J/(kgK)

Gültigkeitsbereich $1 < \dot{V} < 30 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$

$250 < \vartheta_O < 900 \text{ °C}$

$20 < \vartheta_W < 65 \text{ °C}$

$\vartheta_{\text{Sieden}} = 100 \text{ °C}$

In Abbildung 5.7 sind die Gleichungen (5-4), (5-6) und (5-7) jeweils für eine Oberflächentemperatur von 600 und 800 °C dargestellt.

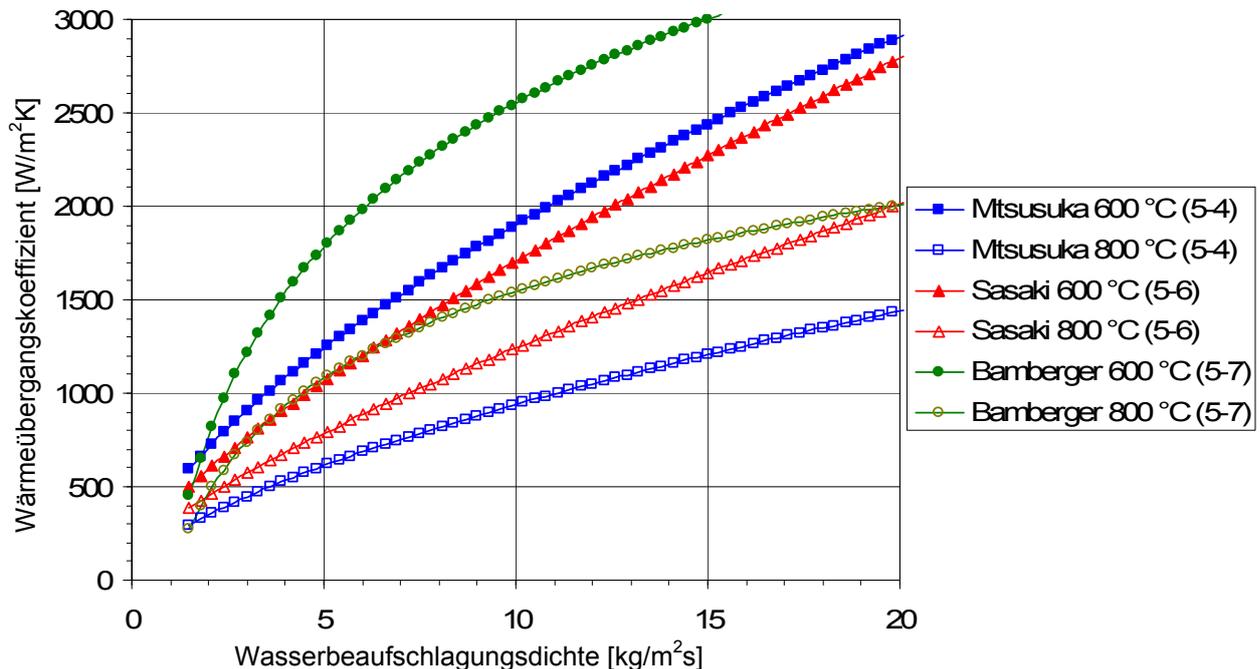


Abbildung 5.7: Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte, Vergleich verschiedener Autoren, jeweils für 600 °C und 800 °C Oberflächentemperatur

Abbildung 5.7 zeigt, dass die Änderung der Oberflächentemperatur zu einer Änderung des Wärmeübergangskoeffizienten führt. Bei den Autoren Mitsusuka [26] und Bamberger [27] beträgt die Erhöhung des Wärmeübergangskoeffizienten bis zu 100 %, bei Sasaki [25] ist der Unterschied nicht so stark ausgeprägt. Es muss erwähnt werden, dass die Anwendung unterschiedlicher Bezugstemperaturen für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten ein Grund für die zum Teil stark variierenden Ergebnisse sein kann. Es lässt sich ebenfalls beobachten, dass bei kleinen Wasserbeaufschlagungsdichten ein wesentlich geringerer Unterschied zwischen den Wärmeübergangskoeffizienten herrscht als bei großen Wasserbeaufschlagungsdichten.

Zusammenfassend ist in Abbildung 5.8 ein Vergleich der Wärmeübergangskoeffizienten unter Berücksichtigung der Oberflächentemperatur und ohne Berücksichtigung derselben dargestellt. Um zu untersuchen ob die Unterschiede auf die Wahl des Bezugssystems zurückgeführt werden können, ist Gleichung (5-2) mit einer Bezugstemperatur von 20 °C und für 100 °C durchgerechnet.

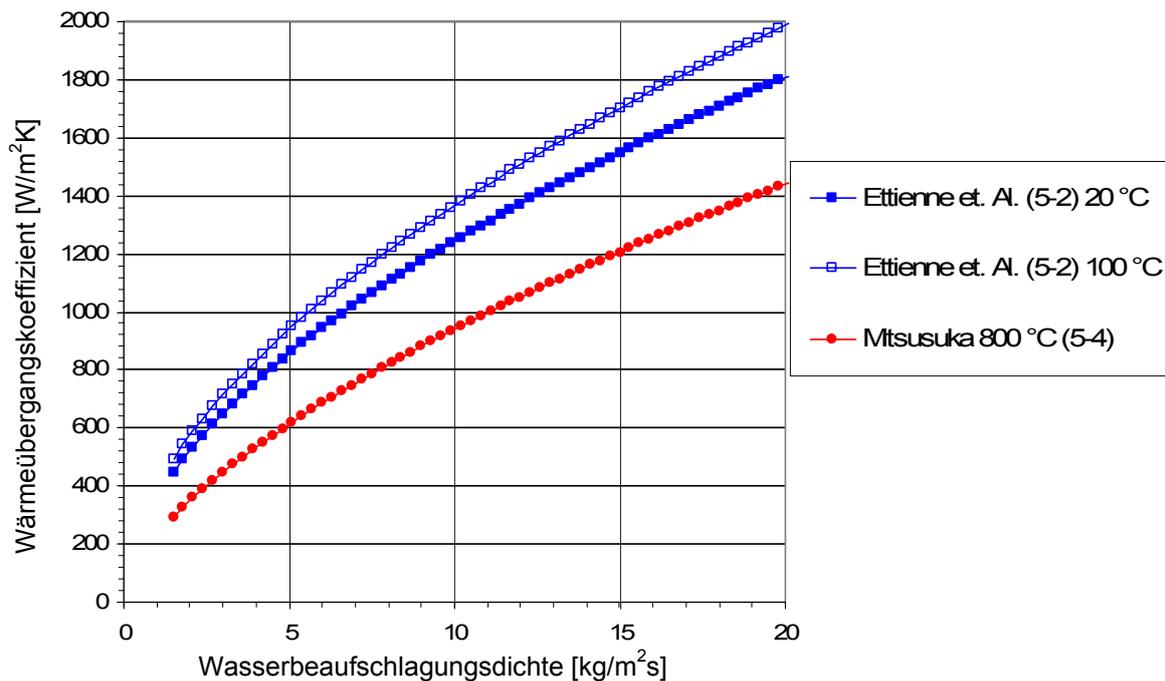


Abbildung 5.8: Unterschiede in den berechneten Wärmeübergangskoeffizienten bei Berücksichtigung der Oberflächentemperatur und ohne Berücksichtigung derselben

Die Unterschiede in der obigen Abbildung lassen sich durch Messunsicherheiten alleine nicht erklären. Es müssen daher noch weitere Parameter existieren die einen Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten haben. Diese können zum Beispiel unterschiedliche Tropfenparameter sein, die bei Verwendung verschiedener Wasserdüsen auftreten können.

Zusammenfassend lassen sich folgende Parameter anführen, die mehr oder weniger Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten und die Leidenfrosttemperatur besitzen:

- **Wasserbeaufschlagungsdichte:** Großer Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten, geringer Einfluss auf die Leidenfrosttemperatur.
- **Oberflächenrauheit:** Kein Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten, geringer Einfluss auf die Leidenfrosttemperatur.
- **Kühlflüssigkeitstemperatur:** Geringer Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten bei hoher Wasserbeaufschlagungsdichte und geringer Oberflächentemperatur
- **Materialeigenschaften:** Kein Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten bei hohen Temperaturen (Stranggießen), geringer Einfluss auf die Leidenfrosttemperatur.
- **Oberflächentemperatur:** Je nach Autor kein oder geringer Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten, kein Einfluss auf die Leidenfrosttemperatur.

6 Wärmeübergangsmechanismus bei der Zweistoffkühlung

In der Praxis kommen immer häufiger Zweistoff-Kühlsysteme, so genannte Spraykühlungen, zum Einsatz. Bei diesem Verfahren wird das Kühlmittel fein zerstäubt und zusammen mit einer Luftströmung auf die zu kühlende Oberfläche gesprüht. Das Verhältnis der Massenströme liegt in einer Größenordnung von $\dot{m}_L / \dot{m}_W = 5 \%$, so dass sich kein geschlossener Wasserfilm auf der Metalloberfläche ausbilden kann. Im besten Fall kommt es zur vollständigen Verdampfung der Einzeltropfen, bevor der nächste Wassertropfen nachgeführt werden kann. Im Vergleich zur Spritzkühlung wird eine deutlich höhere Effektivität des Kühlmittels erreicht [19][28][29].

Aufgrund des hohen Dichteunterschiedes erreicht die Luft beim Austritt aus der Düse eine sehr hohe Geschwindigkeit. Bei den in der industriellen Praxis eingesetzten Zweistoffdüsen kann die Luft sogar Schallgeschwindigkeit erreichen [19].

Bei der Zweistoffkühlung kann der Leidenfrosteffekt nicht umgangen werden. Da der Abkühlmechanismus aber hauptsächlich auf die Wärmeabfuhr durch aufprallende Einzeltropfen zurückzuführen ist gibt es deutlich weniger Einflussparameter als bei der Spritzwasserkühlung und die Abkühlung lässt sich gut steuern [29]. Die Unterschiede von Spritzwasserkühlung und Zweistoffkühlung sind in Abbildung 6.1 dargestellt.

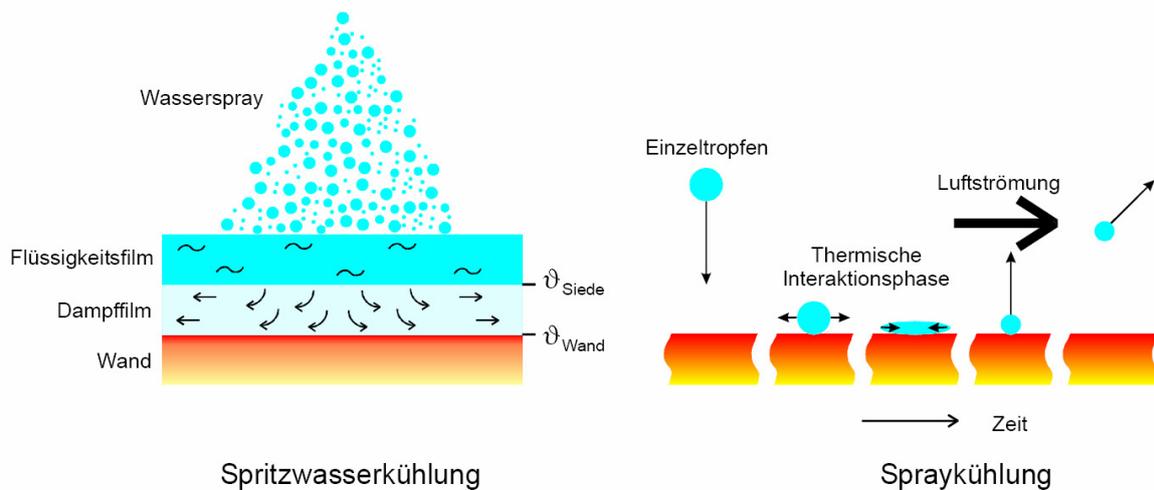


Abbildung 6.1: Unterschiede zwischen Spritzwasserkühlung und Spraykühlung [29]

Wie zuvor erläutert führt die Spritzwasserkühlung zur Ausbildung eines geschlossenen Dampffilmes, der eine starke Isolierwirkung besitzt. Dieser tritt bei der Zweistoffkühlung nicht auf. Trifft ein Einzeltropfen auf die Oberfläche des zu kühlenden Körpers kommt es zur thermischen Interaktion. Anschließend wird der Wassertropfen durch die parallel zur Oberfläche verlaufende Luftströmung wieder davongetragen. Auf diese Weise können Einzeltropfen nicht zu einem geschlossenen Wasserfilm zusammenwachsen. Im besten Fall kommt es beim Prallereignis zum vollständigen Verdampfen des Tropfens, in diesem Fall spricht man von einer Verdampfungskühlung [28].

Bei seinen Versuchen zur Spritzwasserkühlung hat Reiners [19] den Einfluss niedriger Wasserbeaufschlagungsdichten auf den Wärmeübergang untersucht. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.2 dargestellt. Es lässt sich erkennen, dass bei niedrigen Wasserbeaufschlagungsdichten ein Wechsel des Wärmeübergangsmechanismus auftritt. Der rechte Bereich, mit einer Steigung der Ausgleichgeraden von etwa 0,1 kJ/kgK repräsentiert den Wärmeübergangsmechanismus mit Filmverdampfung. Der linke Bereich repräsentiert die Verdampfungskühlung mit einer Steigung von etwa 3 kJ/kgK. Wenn davon ausgegangen wird, dass das gesamte Wasser verdampft, dann ist die Steigung der Ausgleichsgeraden nach Gleichung (6-1) proportional der Verdampfungsenthalpie des Wassers.

$$\dot{q} = \dot{m}_S \cdot \Delta h_V = \alpha \cdot (\vartheta_O - \vartheta_W) \quad (6-1)$$

Reiners [19] konnte in seinen Versuchen im linken Bereich der Abbildung keinen geschlossenen Dampffilm feststellen. Dies lässt den Schluss zu, dass eine maximale

Wasserbeaufschlagungsdichte existiert, nach deren Überschreitung ein Wechsel des Abkühlmechanismus von Verdampfungskühlung zu Spritzwasserkühlung auftritt [29].

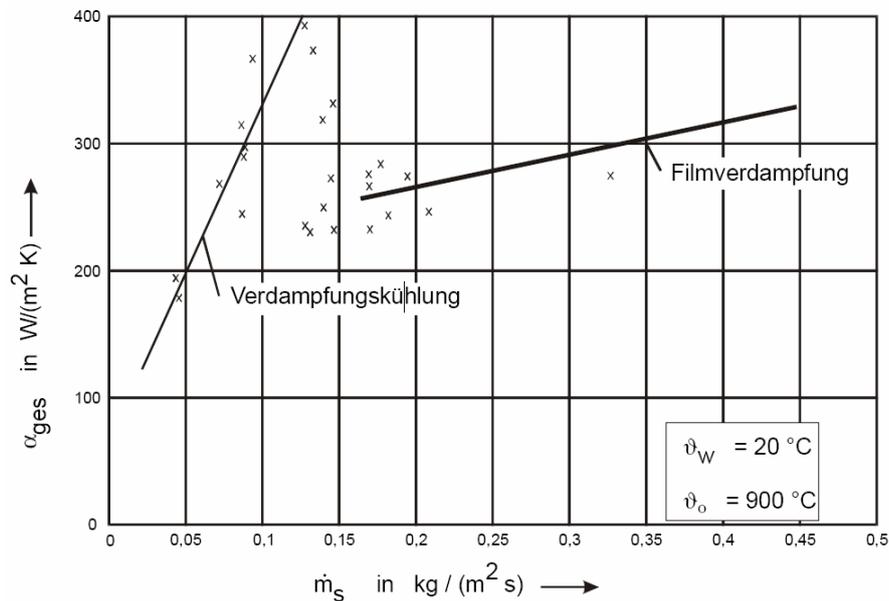


Abbildung 6.2: Wärmeübergangskoeffizient bei der Spritzwasserkühlung in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte [19]

6.1 Interaktion von Einzeltröpfen mit heißen Wänden

Im Gegensatz zur Spritzwasserkühlung bildet sich bei der Spraykühlung kein geschlossener Wasserfilm auf der heißen Metalloberfläche. Deshalb können Ergebnisse aus Untersuchungen mit Einzeltröpfen zum Verständnis dieses Abkühlmechanismus herangezogen werden [29]. Weitere Einflüsse auf das Interaktionsverhalten zwischen Wassertropfen und Oberfläche haben

- Bereits zuvor aufgetroffene Tropfen
- Benachbarte auftreffende Tropfen
- Nachfolgende Tropfen
- Die überlagerte Luftströmung

Die abgeführte Wärme wird durch die Verdampfungseffektivität bestimmt. Diese ist nach Gleichung (6-2) definiert.

$$\varepsilon_V = \frac{Q_{\text{Tr}}}{m_{\text{Tr}} \cdot \Delta h_V} \quad (6-2)$$

Dabei steht Q_{Tr} für die abgeführte Wärme und m_{Tr} für die Tropfenmasse. Die Verdampfungseffektivität ist somit definiert als das Verhältnis der abgeführten Wärme zur maximal abführbaren Wärmemenge des Tropfens. Demnach ist bei konstant aufgesprühter Wassermenge die Kühlwirkung einer Zweistoffkühlung umso größer, je höher die Verdampfungseffektivität der Einzeltropfen ist. Beträgt die Verdampfungsaktivität aller Einzeltropfen Eins, dann verdampft die gesamte aufgesprühte Wassermenge, wie es bei der Verdampfungskühlung der Fall ist [29].

Ein wichtiger Kennwert bei der Zweistoffkühlung ist die Weber-Zahl nach Gleichung (6-3). Diese zeigt das Verhältnis der kinetischen Energie eines Tropfens zu seiner Oberflächenenergie.

$$We = \frac{\rho_{Tr} \cdot u_{Tr}^2 \cdot d_{Tr}}{\sigma_{Tr}} \quad (6-3)$$

Durch Versuche mittels Hochgeschwindigkeitskameras im Bereich des stabilen Filmverdampfens wurde festgestellt, dass es eine Weber-Zahl gibt, über der es zum Zerplatzen des Tropfens bei Wandaufprall kommt, siehe Abbildung 6.3. Dieser Vorgang wird als „splashing“ bezeichnet. Dieser Effekt kann ab einer Weber-Zahl von 100 beobachtet werden. Bei sehr niedrigen Weber-Zahlen bleiben die Einzeltropfen jedoch in ihrer Form erhalten und springen wie ein Gummiball von der Oberfläche zurück. Dieser Vorgang wird in der Literatur als „bouncing“ bezeichnet.

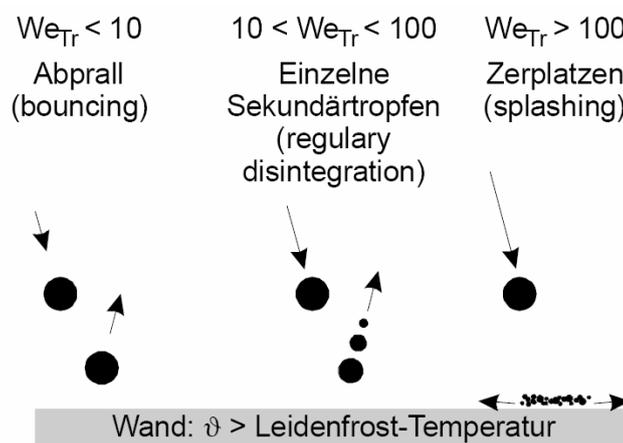


Abbildung 6.3: Bedeutung der Weber-Zahl bei der Zweistoffkühlung [29]

Die höchsten Verdampfungseffektivitäten lassen sich bei hohen Weber-Zahlen und kleinen Tröpfchendurchmessern erreichen.

7 Methoden der Messung des Wärmeübergangskoeffizienten

Es können grundsätzlich zwei unterschiedliche Messverfahren zur Bestimmung der Wärmestromdichte sowie des Wärmeübergangskoeffizienten benutzt werden [19].

- Instationäre Verfahren
- Stationäre Verfahren

Im Bereich der stabilen Filmverdampfung liefern beide Verfahren gleichwertige Messergebnisse, nur im Bereich des Blasensiedens kommt es zu Diskrepanzen zwischen den gemessenen Werten [30].

7.1 Instationäre Messverfahren

Bei der instationären Messung des Wärmeübergangskoeffizienten wird eine zuvor aufgeheizte Metallprobe mit Spritzwasser beaufschlagt. Die Erwärmung der Probe kann mittels Gasbrenner [31], elektrischem Ofen [32] oder induktiv erfolgen. In Abbildung 7.1 ist ein instationärer Versuchsaufbau zur Messung des Wärmeübergangskoeffizienten dargestellt. Während der Körper abkühlt, messen Thermoelemente die Temperatur-Zeitkurven an verschiedenen Stellen im Prüfkörper. Ein typischer Verlauf einer solchen Abkühlkurve ist in Abbildung 7.2 dargestellt. Durch Auswertung dieser Kurven lassen sich der Temperaturgradient an der Oberfläche sowie der Wärmestrom ermitteln. Durch Variation der Position des Prüfkörpers lassen sich verschiedene Bereiche der Düsen vermessen [19].

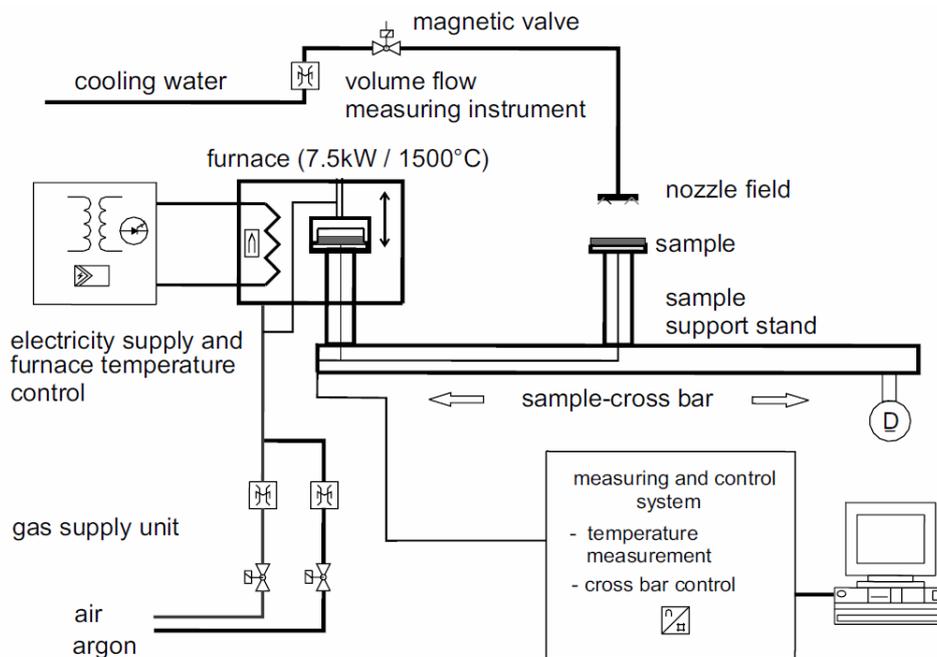


Abbildung 7.1: Instationärer Versuchsaufbau [32]

Die abgeführte Wärmestromdichte \dot{q} lässt sich nach der Fourierschen Gleichung für die Wärmeleitung bestimmen. Bei Reiners [19] kamen zylindrische Metallproben zum Einsatz, die mantelseitig isoliert waren. Der größte Temperaturgradient liegt somit in axialer Richtung vor. Damit kann das Problem mit ausreichender Genauigkeit als eindimensional behandelt werden. Die Fouriersche Differentialgleichung lässt sich somit nach Gleichung (6-1) anschreiben.

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(\vartheta) \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) \quad (7-1)$$

Die Lösung der Differentialgleichung erfordert zwei Randbedingungen und eine Anfangsbedingung. Die Anfangstemperaturverteilung lässt sich aus den bei Versuchsbeginn ermittelten Anfangstemperaturen bestimmen, während die Randbedingungen aus den gemessenen Temperatur-Zeit Verläufen ermittelt werden können [19].

Der große Vorteil des instationären Verfahrens zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten liegt in den gewonnenen Zeit-Temperatur-Verläufen. Diese liefern praxisnahe Messwerte und lassen sich rasch quantitative Vergleiche feststellen. Nachteilig wirkt sich der hohe numerische Rechenaufwand aus.

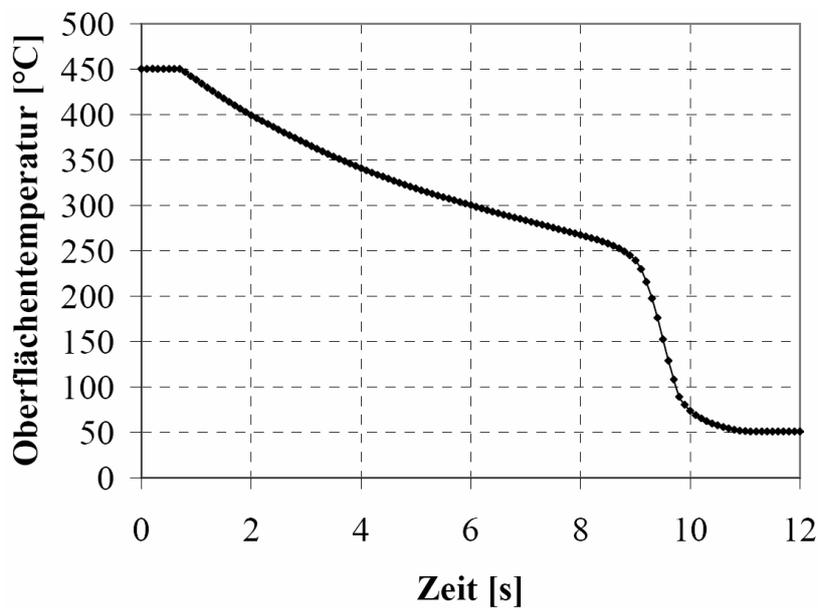


Abbildung 7.2: Temperatur-Zeit Kurve eines instationären Messverfahrens [22]

7.2 Stationäre Messverfahren

Bei der stationären Messung des Wärmeübergangskoeffizienten wird einem Metallprüfkörper eine variable elektrische Leistung zugeführt. Die Probe wird mit Spritzwasser beaufschlagt und die Leistung so lange verändert, bis sich ein Gleichgewicht zwischen der Erwärmung des Körpers durch die angelegte Spannung und dem abgeführten Wärmestrom einstellt. In Abbildung 7.3 ist ein stationärer Versuchsaufbau zur Messung des Wärmeübergangskoeffizienten dargestellt. Ein typischer Verlauf einer Temperatur-Zeit Kurve ist in Abbildung 7.4 dargestellt. Aus der zugeführten elektrischen Leistung lassen sich der abgeführte Wärmestrom und der Wärmeübergangskoeffizient an der Oberfläche bestimmen [19].

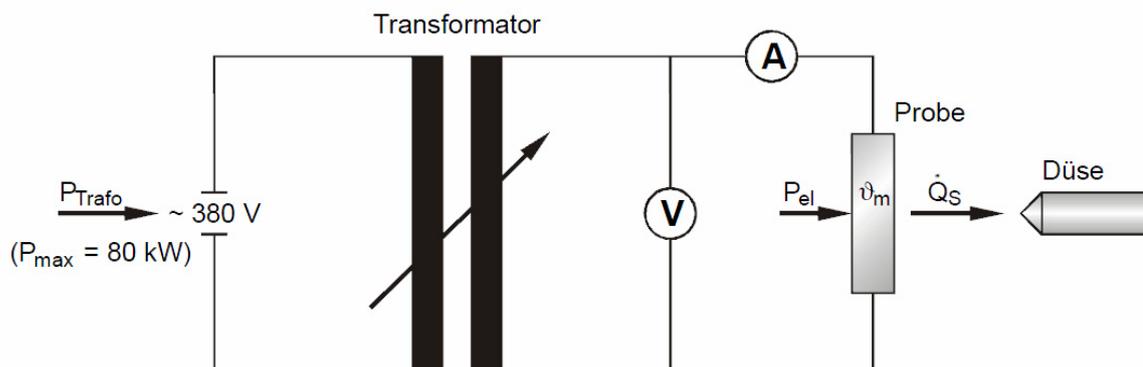


Abbildung 7.3: Stationärer Versuchsaufbau [28]

Die gesamte elektrische Leistung welche der Probe zugeführt wird, entspricht der Summe der durch Kühlung \dot{Q}_K und durch Verluste \dot{Q}_V an der Probe entstehenden Wärmeströme. Die Energiebilanz lässt sich nach Gleichung (6-1) aufstellen.

$$P_{el} - \dot{Q}_V - \dot{Q}_K = 0 \quad (7-2)$$

Der über die Probe abgegebene Wärmestrom kann über den Newton'schen Ansatz bestimmt werden, siehe Gleichung (6-2).

$$\dot{Q}_K = \alpha \cdot A_O \cdot (\vartheta_O - \vartheta_W) \quad (7-3)$$

Damit berechnet sich der Wärmeübergangskoeffizient nach Gleichung (6-3).

$$\alpha = \frac{P_{el} - \dot{Q}_V}{A_O \cdot (\vartheta_O - \vartheta_W)} \quad (7-4)$$

Der Verlustwärmestrom \dot{Q}_V lässt sich durch Messen der zugeführten Leistung im ungekühlten Zustand ermitteln.

Die Vorteile des stationären Verfahrens zur Bestimmung der Wärmestromdichte liegen in der sehr kurzen Aufheizzeit und dem geringen numerischen Aufwand gegenüber dem instationären Verfahren nach Wendelstorf [32]. Nachteilig wirkt sich die schnelle Änderung des abgeführten Wärmestromes aus, da die computerunterstützte Ansteuerung des Transformators und die Änderung der zugeführten elektrischen Leistung nicht schnell genug erfolgen kann. Aus diesem Grund ist die Messung des Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich der Leidenfrosttemperatur und im Bereich der instabilen Filmverdampfung nicht möglich [28].

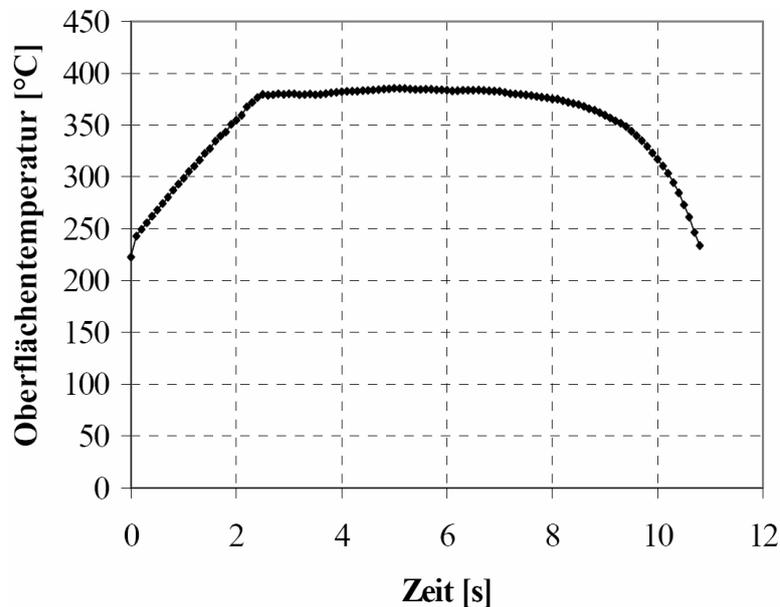


Abbildung 7.4: Temperatur-Zeit Kurve eines stationären Messverfahrens [22]

Die Vor- und Nachteile des instationären Verfahrens lassen sich zusammenfassen in:

- VT: Neben den Wärmeübergangskoeffizienten werden auch praxisnahe Abkühlkurven gewonnen.
- NT: Lange Aufheizzeiten benötigt, deshalb Gefahr der Verzunderung, hoher numerischer Rechenaufwand.

Dagegen liegen der Vor- und Nachteile des stationären Verfahrens in:

- VT: Kurze Aufheizzeiten und geringer numerischer Rechenaufwand.
- NT: Messung ausschließlich im Bereich der stabilen Filmverdampfung möglich.

8 Versuchsaufbau

Der Versuchsteil umfasst die Vermessung von vier Flachstrahl und zwei Vollkegeldüsen, samt der Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten.

8.1 Düsenmesstand

Der Düsenmesstand, kurz DMS, am Lehrstuhl für Metallurgie wurde in den Jahren 2008 bis 2010 errichtet. Die Anlage dient dem Messen von Abkühlkurven zur Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten bei Verwendung unterschiedlicher Spritzwasserdüsen, wie sie auch im Stranggießbetrieb zum Einsatz kommen. Dabei können neben Einstoffdüsen auch Zweistoffdüsen vermessen werden. In Abbildung 8.1 ist der Aufbau des DMS dargestellt, die Anlage lässt sich grob in drei Ebenen einteilen. Die unterste Ebene dient zur Unterbringung der Hardware wie der Wasserpumpe, einem Kompressor für Wasser-Luft Düsen, den Kühlwasserbehälter und der Wasserkühlung für das Heizaggregat. Die Ebene darüber wird von dem Probenraum eingenommen, einer wasserdichten Kammer, in der die Probe durch den Wasserstrahl angekühlt wird. Durch eine Wartungstür lassen sich in dieser Ebene die Düsen auswechseln und die Distanz zwischen Düse und Probe justieren. Die oberste Ebene beherbergt den Prüfkörper, das Heizaggregat und die Linear-Verschiebeeinheit. Als Heizaggregat kommt ein Hochfrequenz-Induktionsgeber zum Einsatz. Im Gegensatz zu anderen instationären Versuchsaggregaten, bei denen die Probe durch Manipulatoren aus einem Ofen genommen werden muss, befindet sich die Probe über die gesamte Versuchsdauer inmitten der Induktionsspulen, die sich sehr rasch elektrisch

ansteuern lassen. Dieses Layout ermöglicht es auch stationäre Messungen durchzuführen, bei denen die Leistung des Heizaggregates während des Abkühlens eingeschaltet bleibt.

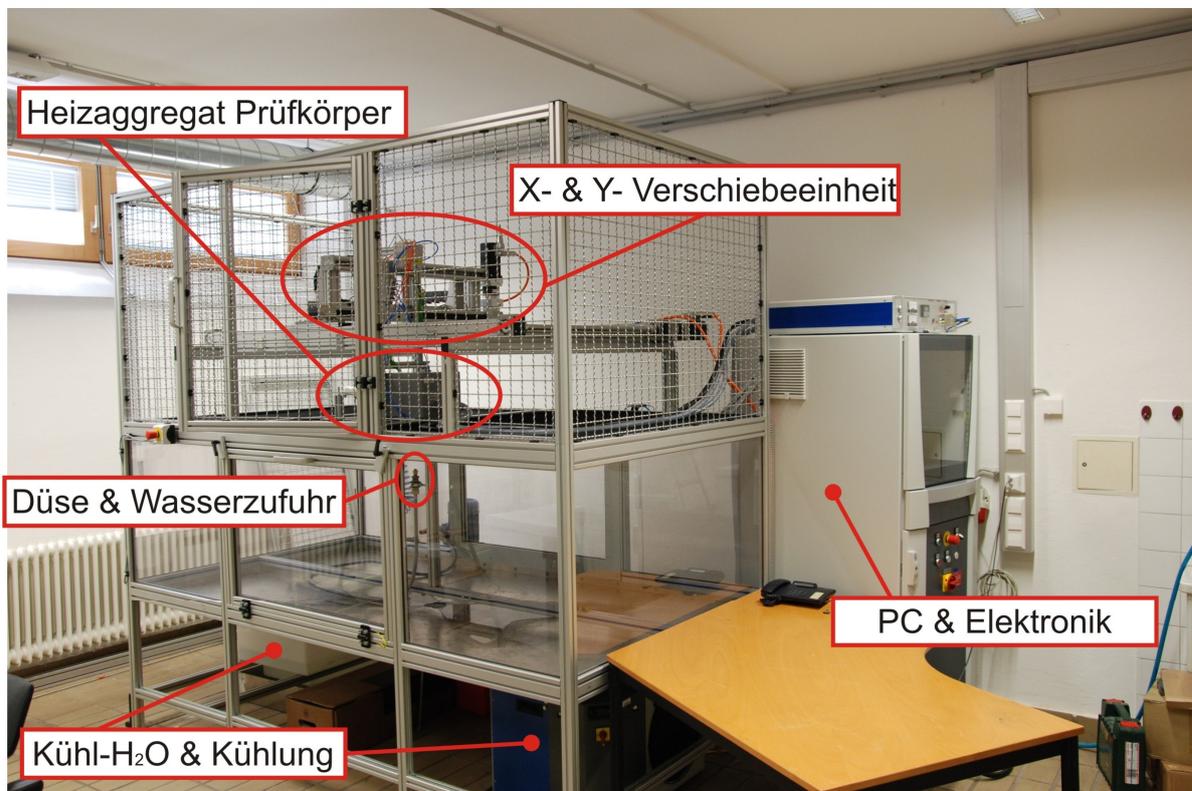


Abbildung 8.1: Aufbau des Düsenmessenstandes

Die angeschlossene PC-Steuereinrichtung erlaubt dem Benutzer eine exakte Regelung der zugeführten Wasser- und Luftmengen, der Anfangstemperatur der Probe sowie eine Variierung der Verfahrgeschwindigkeit des Probenhalters, so dass eine Vielzahl unterschiedlicher Stranggießparameter simuliert werden können.

8.2 Probenkörper

Der Probenkörper besteht aus einem 45 mm hohen Zylinder, aus austenitischem X5CrNi18-10 Stahl, mit einem Durchmesser von 25 mm, der mit vier Thermoelementen, TC0 bis TC3 des Typs Pt/Rh 10 bestückt und in Abbildung 8.2 dargestellt ist. Die Thermoelemente TC1 bis TC3 werden innerhalb des Probenkörpers, in dafür angefertigten Bohrungen, angebracht und messen die Temperatur des Körpers im Abstand von 1,5 mm, 4,5 mm und 20 mm zur Probenoberfläche. Zur Messung der Oberflächentemperatur wird das Thermoelement TC0 direkt an der Oberfläche mittels eines Punktschweißverfahrens

angebracht. Diese Thermoelemente messen während der Versuche die Temperaturverteilung in dem Prüfkörper bzw. an der Probenoberfläche.

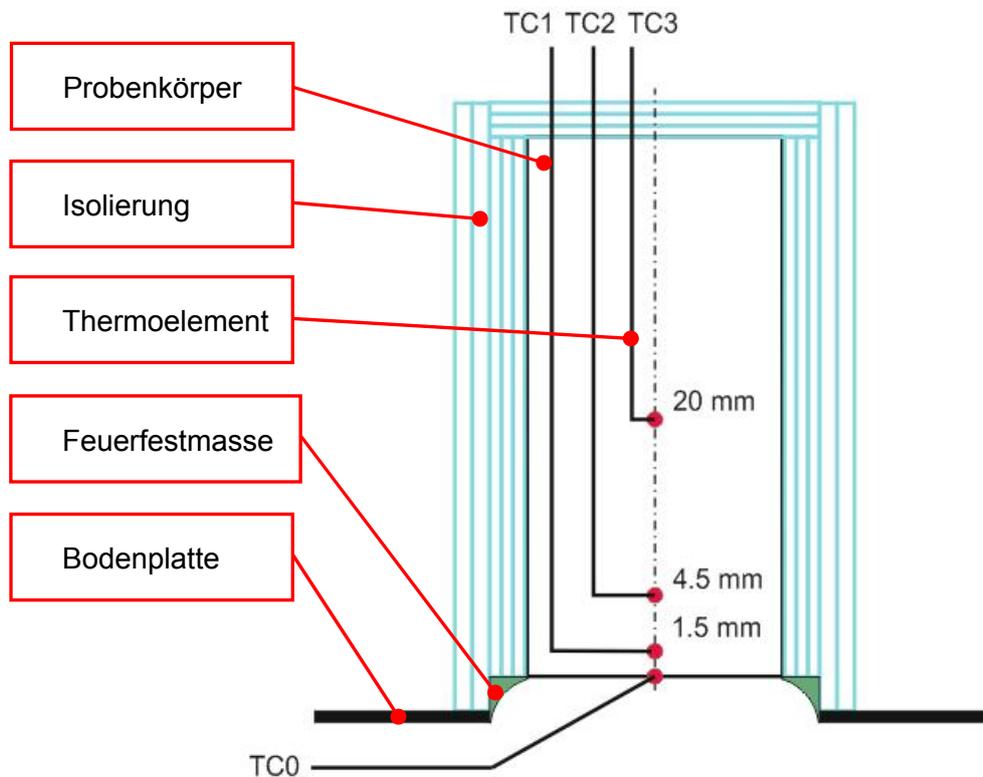


Abbildung 8.2: Aufbau eines Probenkörpers

Um den Verlustwärmestrom durch Strahlung gering zu halten, ist der Probenkörper über den gesamten Umfang und an der Oberseite isoliert. Dadurch liegt bei einem Abkühlversuch der größte Temperaturgradient in Richtung der Probenoberfläche und die Messung kann zu einem eindimensionalen Wärmeleitproblem vereinfacht werden.

Der Probenkörper wird innerhalb der Induktionsspule, direkt über einer Öffnung in der Bodenplatte verbaut. Diese Bodenplatte trennt die zweite von der dritten Ebene, wie in Kapitel 8.1 erläutert. Um das Eindringen von Wasser in die Isolierschicht zu minimieren wird der Bereich um die Öffnung großzügig mit Feuerfestmasse abgedichtet. Im Betrieb zeigte sich, dass beim Durchfahren des Sprühkegels eine hohe Belastung auf die Punktschweißstelle von TC0 wirkt und das Thermoelement dazu neigt von der Probenoberfläche abzureißen. Daneben kommt es durch das mehrmalige Erhitzen auf über 1000 °C zu einer Verzunderung der Probenoberfläche, was ebenfalls einen negativen Effekt auf die Haftung des Thermoelementes TC0 an der Probenoberfläche hat.

Jeder neu verbaute Probenkörper muss zunächst einer Kalibration unterzogen werden. Dabei werden die Probenkörper mittels Induktionsspule auf die notwendige

Versuchstemperatur von 1100, 1150 bzw. 1200 °C erhitzt und anschließend ohne Wasserbeaufschlagung, sondern alleine durch Strahlung und Konvektion, abgekühlt. Die dabei von den Thermoelementen gemessenen Temperaturkurven dienen später der Bestimmung der Randbedingungen bei der inversen Simulation. In regelmäßigen Abständen sollte eine Rekalibration durchgeführt werden, da die Isolierung der Probenkörper nach mehreren Versuchen schwächer wird, siehe Abbildung 8.3.

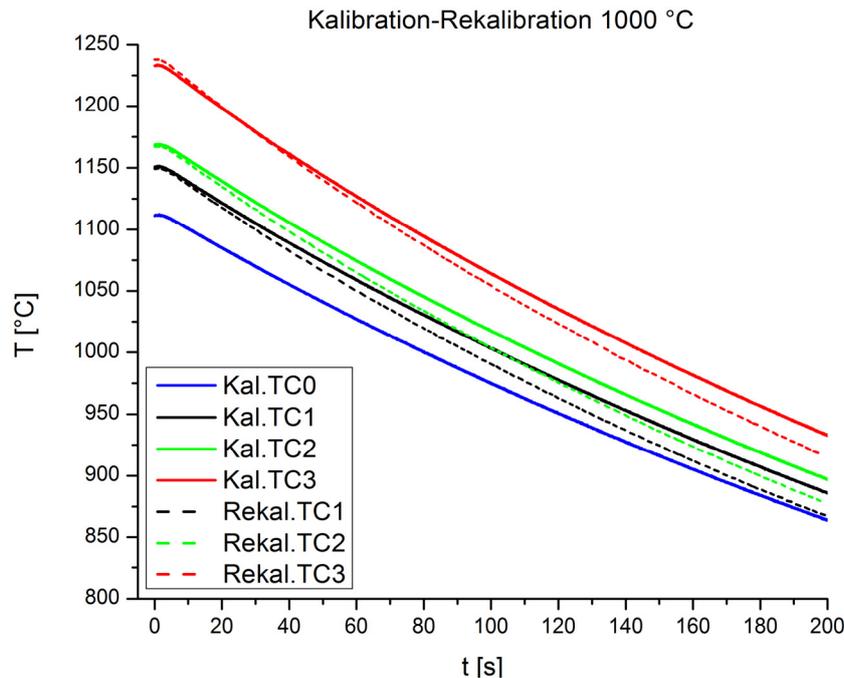


Abbildung 8.3: Vergleich einer Kalibration und späteren Rekalibration bei 1000 °C, aufgrund der Alterung der Isolierung sind die Kurven nicht deckungsgleich

8.3 Düsenstrahlgeometrie

Im Rahmen dieser Arbeit wurden sowohl Flachstrahldüsen als auch Vollkegeldüsen vermessen. Flachstrahldüsen zeichnen sich dadurch aus, dass das Wasser über einen langen, schmalen Bereich verteilt wird, siehe auch Abbildung 8.4. Die Wasserverteilung innerhalb dieses Bereiches ist nicht homogen, sondern nimmt zum Rand hin ab. Die höchste Kühlwirkung wurde bei den verwendeten Düsen immer im Bereich des Zentrums festgestellt, siehe Abbildung 8.5. Die Messung der Spritzwasserverteilung erfolgte mittels einer Vielzahl von Messbechern, die in einen Holzblock gesteckt waren. Dieser wurde für wenige Sekunden in den Sprühkegel gehalten um die qualitative Wasserverteilung zu bestimmen.

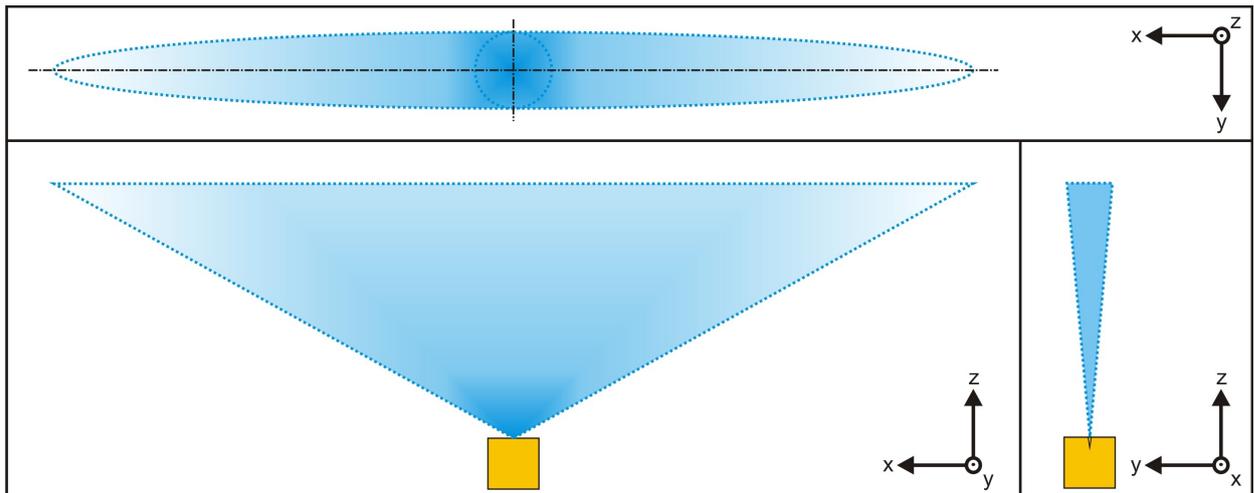


Abbildung 8.4: Düsenstrahlgeometrie einer Flachstrahldüse

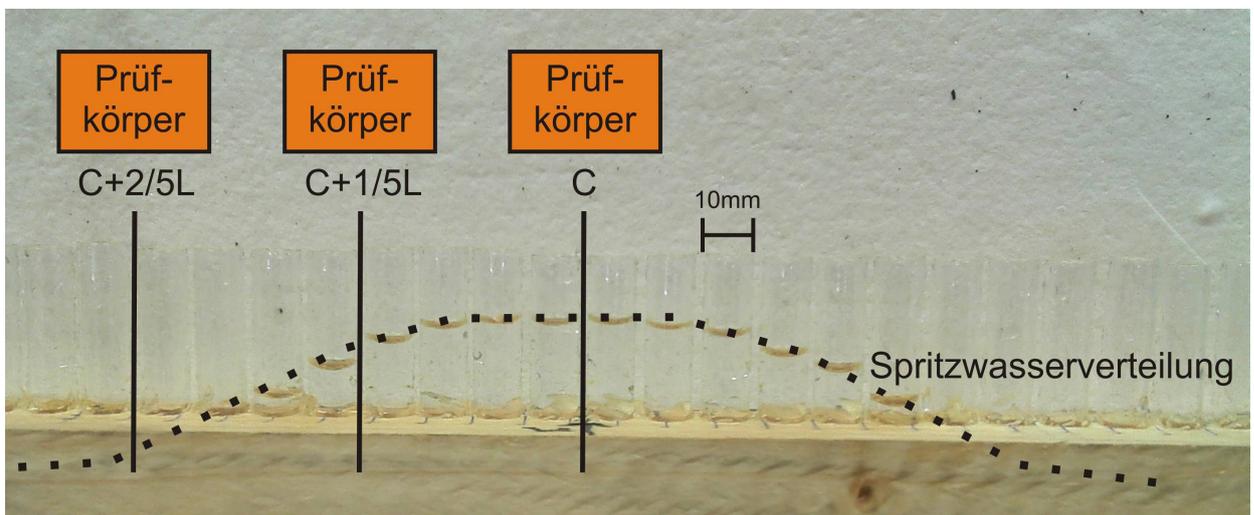


Abbildung 8.5: Spritzwasserverteilung einer Flachstrahldüse

Dagegen wird bei den Vollkegeldüsen das Spritzwasser über einen großen, kreisrunden Bereich verteilt, wie in Abbildung 8.6 dargestellt. Innerhalb dieses Kreises nimmt die Wasserverteilung zur Mitte hin ab, siehe Abbildung 8.7. Da der Wasserkegel aber entlang des Durchmessers durchfahren wird, ist nur die mittlere Wasserbeaufschlagung für den Versuch von Bedeutung.

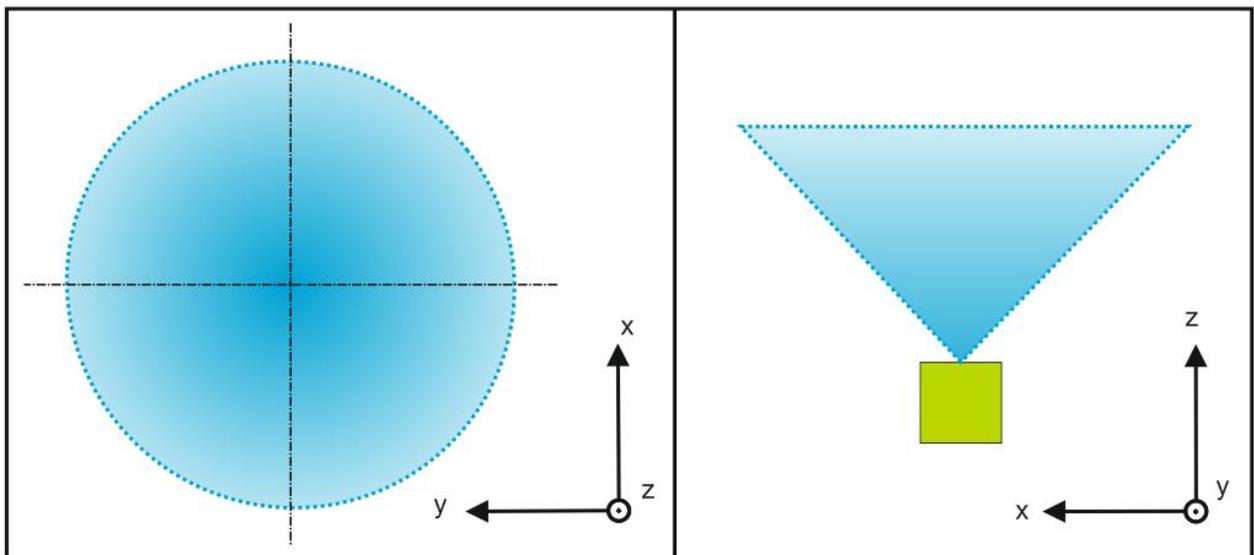


Abbildung 8.6: Düsenstrahlgeometrie einer Vollkegeldüse



Abbildung 8.7: Spritzwasserverteilung einer Vollkegeldüse

In Tabelle 8-1 und Tabelle 8-2 sind die in dieser Arbeit vermessenen Düsen zusammengefasst. Jede Düse wurde bei zwei unterschiedlichen Wassermengen und drei verschiedenen Prüftemperaturen vermessen. Auf diese Weise sollte der Einfluss der Oberflächentemperatur und der Wassermenge auf den Wärmeübergangskoeffizienten festgestellt werden. Alle Düsen stammen aus der Produktpalette der Firma Lechler GmbH und wurden von der Voestalpine Stahl Donawitz zur Verfügung gestellt.

Tabelle 8-1: Versuchsprogramm Flachstrahldüsen

Bezeichnung	Düsenbeschriftung	Abstand [mm]	Vorschub [m/s]	H ₂ O [l/min]	Prüftemperatur [°C]		
					1200	1150	1100
FF 64	6PM.017.30.64.00	57,7	0,5	0,98	1200	1150	1100
FF 64	6PM.017.30.64.00	57,7	0,5	1,635	1200	1150	1100
FF 66	6PM.017.30.66.00	81,5	0,5	1,47	1200	1150	1100
FF 66	6PM.017.30.66.00	81,5	0,5	2,45	1200	1150	1100
FF 68	6PM.017.30.68.00	88,5	0,5	2,54	1200	1150	1100
FF 68	6PM.017.30.68.00	88,5	0,5	4,227	1200	1150	1100
FF 70	6PM.017.30.70.00	116,5	0,5	3,81	1200	1150	1100
FF 70	6PM.017.30.70.00	116,5	0,5	6,34	1200	1150	1100

Tabelle 8-2: Versuchsprogramm Vollkegeldüsen

Bezeichnung	Düsenbeschriftung	Abstand [mm]	Vorschub [m/s]	H ₂ O [l/min]	Prüftemperatur [°C]		
					1050	1100	1150
FC 00	468.408.30.00.00	44,5	0,5	0,425	1050	1100	1150
FC 00	468.408.30.00.00	44,5	0,5	0,83	1050	1100	1150
FC 12	468.408.30.12.00	90,5	0,5	0,64	1000	1075	1150
FC 12	468.408.30.12.00	90,5	0,5	1,245	1000	1075	1150

Alle Düsen verfügen laut Hersteller über einen Öffnungswinkel von 120 °. Die mittels Trigonometrie berechneten Abmessungen der Sprühkegel in X-Richtung sind in Tabelle 8-3 angeführt. In den Versuchen zeigte sich jedoch, dass die errechneten Maße nicht mit den tatsächlichen übereinstimmen, siehe Abbildung 8.8. Die Maße sind darüber hinaus auch von der zugeführten Wassermenge abhängig. In der Tabelle sind daher auch die wahren Abmaße der Sprühkegel bei den jeweiligen Wassermengen angeführt.

Tabelle 8-3: Theoretische und tatsächliche Abmessungen der Düsenstrahlen

Düse	Abstand [mm]	H ₂ O [l/min]	Theoretische Länge [mm]	Wahre Länge / Durchmesser [mm]	Wahre Breite [mm]
FF 64	57,7	0,98	199,8	105	10
		1,635	199,8	140	15
FF 66	81,5	1,47	242,4	130	40
		2,453	242,4	170	45
FF 68	88,5	2,54	306,6	180	50
		4,227	306,6	300	70
FF70	116,5	3,81	403,6	250	55
		6,34	403,6	450	75
FC 00	44,5	0,425	154,2	60	-
		0,830	154,2	80	-
FC 12	90,5	0,638	313,6	220	-
		1,245	313,6	220	-

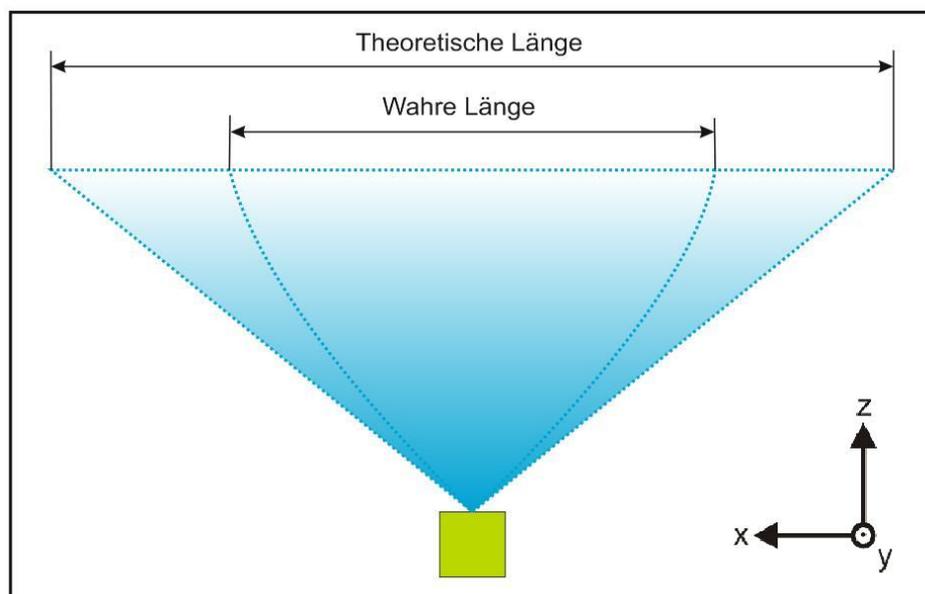


Abbildung 8.8: Unterschied zwischen der theoretischen und wahren Länge eines Düsenstrahles, gilt sowohl für Flachstrahl als auch Vollkegeldüsen

8.4 Versuchsdurchführung

In Abbildung 8.9 ist die Versuchsdurchführung grafisch zusammengefasst. Es kann davon ausgegangen werden, dass die Düsenstrahlgeometrie um die y-Achse spiegelsymmetrisch ist. Deshalb musste bei den Versuchen immer nur eine Seite des Düsenstrahles vermessen werden. Jeder Versuch bestand aus sechs Teilschritten, wobei in jedem Teilschritt die X-Position variiert wurde. Dabei wurde zuerst immer das Zentrum (Position C) des Düsenstrahles vermessen und anschließend die X-Position so weit erhöht, dass nach insgesamt sechs Messungen die Position C+5/5L erreicht wurde.

Zu Beginn jedes Teilschrittes wurde zunächst die korrekte X & Y- Position angefahren. Anschließend erfolgt das Aufheizen der Probe auf Prüftemperatur, üblicherweise zwischen 1100 und 1200 °C und das Aktivieren der Wasserzufuhr. Danach wurde das Heizaggregat deaktiviert und die Probe wurde mit einer bestimmten Geschwindigkeit durch den Sprühkegel bewegt und dabei abgekühlt (a). Nach dem Erreichen der Endposition wurde die Wasserzufuhr unterbrochen und die Temperatur des Probenkörpers auf 800 °C geregelt. Dieser Schritt ist notwendig, um die bei der Abkühlung entstehende, hohe Temperaturdifferenz zwischen dem Probeninneren und der Probenoberfläche abzubauen. Eine zu hohe Temperaturdifferenz führt bei nachfolgenden Versuchen zu veränderten Ausgangsbedingungen und resultiert in Fehlern bei der numerischen Simulation. Durch das Halten der Temperatur bei 800 °C wird sichergestellt, dass vor jedem Versuch die gleiche Temperaturverteilung im Probenkörper vorliegt. Nach einer Homogenisierungszeit von 5 min ist der Teilschritt abgeschlossen und die nächste X-Koordinate kann angefahren werden (b). In Abbildung 8.10 sind die Abkühlkurven für eine gesamte Messung mit sechs Teilschritten dargestellt. Hierbei lässt sich erkennen, dass die Messungen an den Positionen C+3/5L bis C+5/5L zu einer sehr geringen Abkühlung führen, diese Messungen wurden teilweise außerhalb der wahren Länge des Sprühkegels durchgeführt, siehe dazu Kapitel 8.3

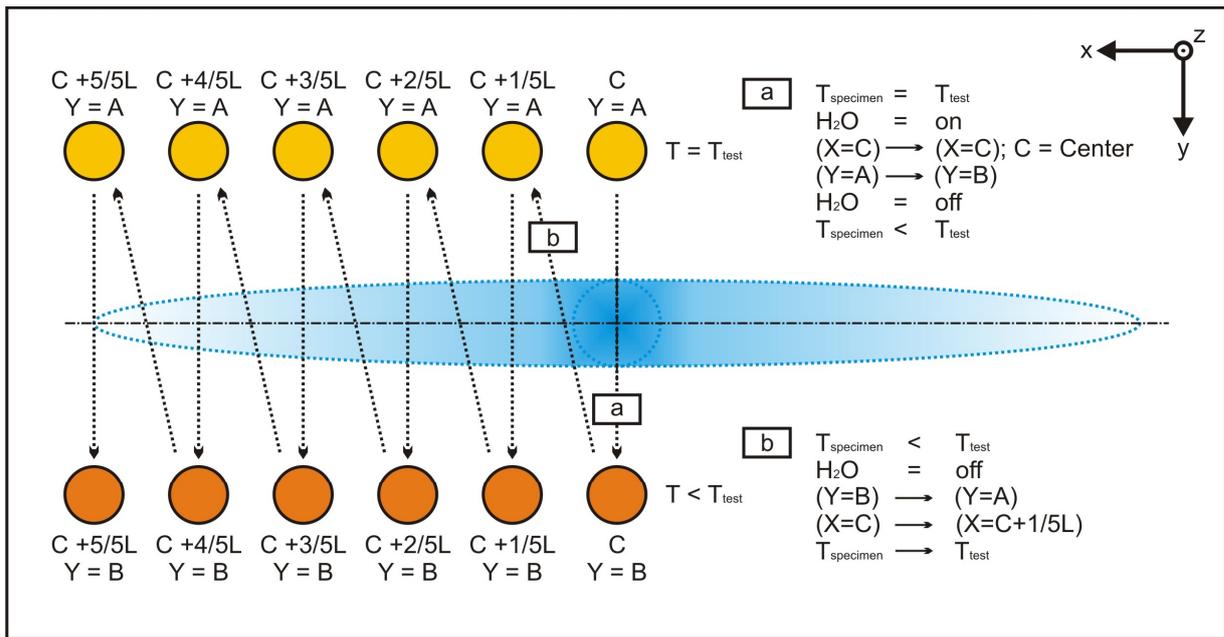


Abbildung 8.9: Versuchsdurchführung einer Messung

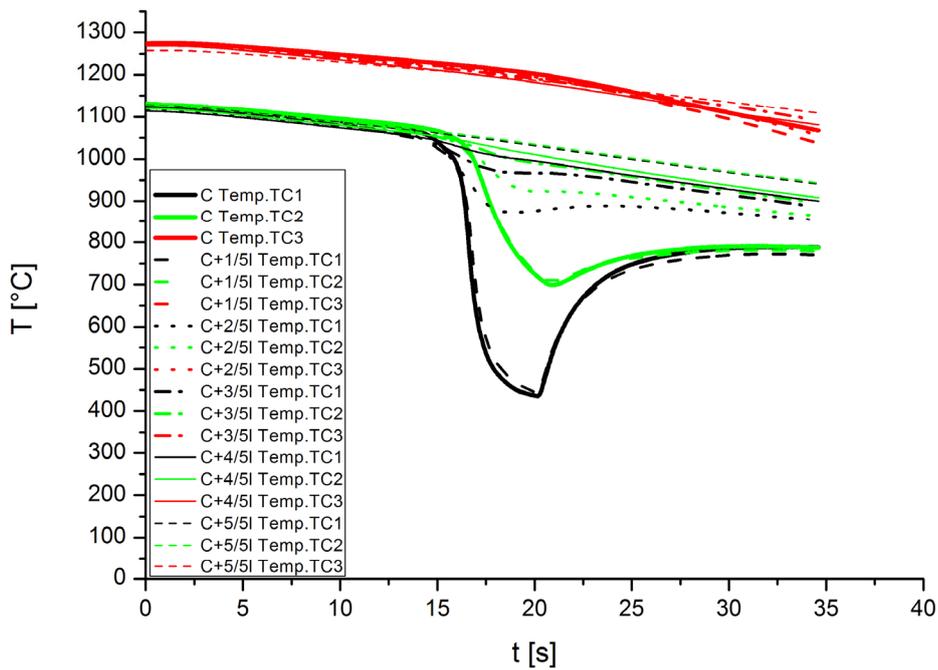


Abbildung 8.10: Darstellung der Abkühlkurven für TC1 bis TC3 für eine gesamte Messung aus sechs Teilschritten. TC1 und TC2 zeigen ab der Position C+2/5L nur mehr sehr geringe Temperaturabfälle.

8.5 Pyrometermessung

Aufgrund seiner exponierten Lage ist die Lebensdauer des Thermoelements TC0 sehr begrenzt. Wie zuvor beschrieben, ist das Thermoelement nur durch eine Punktschweißnaht an der Probenoberfläche befestigt. Aufgrund der hohen thermischen Belastung durch Aufheizen und Abkühlen riss das Thermoelement stets nach nur wenigen Versuchen von der Oberfläche ab. Wegen der Verzunderung der Probenoberfläche war es danach nicht mehr möglich es erneut anzubringen. Daher wurden Versuche durchgeführt, um die Temperaturmessung der Oberfläche in den Kalibrationsschritten durch ein Pyrometer zu ersetzen.

Ein Pyrometer, auch Strahlungsthermometer genannt, dient dem berührungslosen Messen der Oberflächentemperatur heißer Körper. Die Vorteile der Pyrometermessung sind:

- Sehr kurzen Messzeiten (<1 s).
- Sehr langen, durchgängigen Messbereiche (z.B.: 600-3000 °C).
- Kein Verschleiß des Messgerätes.
- Keine Beeinflussung der Probertemperatur.

Grundlage der berührungslosen Messung ist das Stefan-Boltzmann-Gesetz für graue Körper nach Gleichung 8-1, mit dem Emissionsgrad ε , der Stefan-Boltzmann Konstante σ , der Fläche A und der Temperatur T .

$$P = \varepsilon \cdot \sigma \cdot A \cdot T^4 \quad (8-1)$$

Der Emissionsgrad muss für die berührungslose Messung bekannt sein und ist manuell einzugeben. Der Emissionsgrad ist abhängig vom vorliegenden Material und der Wellenlänge der abgegebenen Strahlung, also von der Temperatur. Zur Bestimmung des Emissionsgrades muss eine Vergleichsmessung durchgeführt werden, bei der die Temperatur des Probenkörpers mittels Thermoelement und Pyrometer simultan gemessen wird, siehe Abbildung 8.11. Dabei muss der Emissionsgrad so lange variiert werden, bis die angezeigten Temperaturen von Pyrometer und Thermoelement übereinstimmen.



Abbildung 8.11: Simultane Messung der Oberflächentemperatur mittels Pyrometer und Thermoelement

In Abbildung 8.12 und Abbildung 8.13 ist eine Vergleichsmessung bei 1200 °C dargestellt. Dabei wird der Emissionsgrad ε von 1 auf 0,8 reduziert. In der Folge steigt die Temperaturdifferenz ΔT zwischen Pyrometer und TC0 von -7,5 °C bei $\varepsilon = 1$ auf +20 °C bei $\varepsilon = 0,8$. Es wurde daher bewiesen, dass eine Messung der Oberflächentemperatur mittels Pyrometer durchgeführt werden kann. Es sind nun weitere Messungen erforderlich, um für jede Prüftemperatur den korrekten Emissionsgrad zu ermitteln.

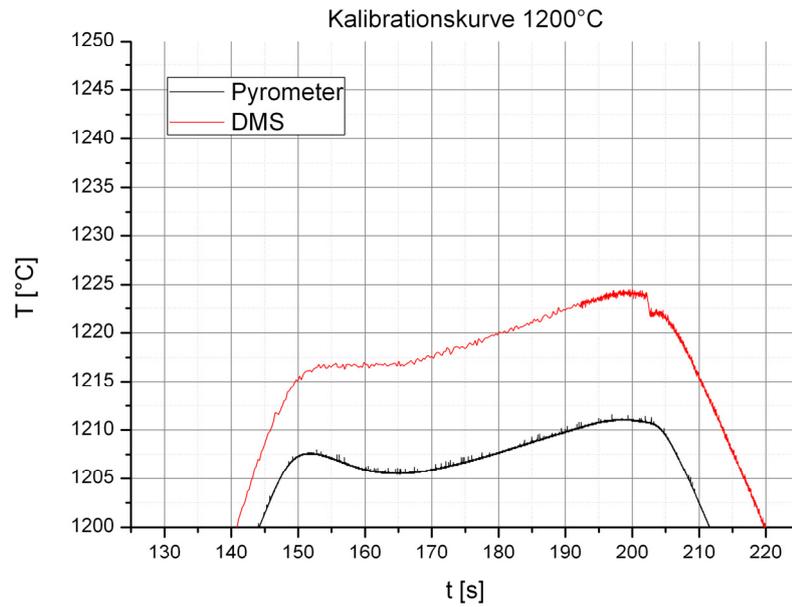


Abbildung 8.12: Vergleich der gemessenen Temperaturen von TC0 und Pyrometer bei 1200 °C, der Emissionsgrad $\varepsilon = 1$

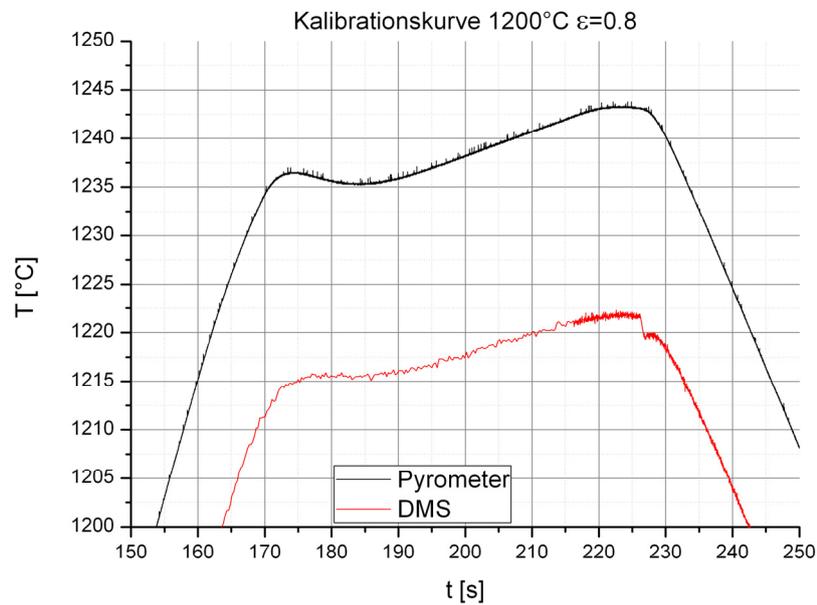


Abbildung 8.13: Vergleich der gemessenen Temperaturen von TC0 und Pyrometer bei 1200 °C, der Emissionsgrad $\varepsilon = 0,8$

In Abbildung 8.14 ist die gemessene Kalibrationskurve für einen Probenkörper bei 1200 °C dargestellt. Für die numerische Simulation sind vor allem die ersten 100 Sekunden des Abkühlens von Interesse. In diesem Zeitfenster wird die Steigung der Gerade berechnet und dient dem numerischen Modell zur mathematischen Darstellung des Temperaturverlaufes im Probeninneren. In der Abbildung verlaufen die Kurven in dem Zeitfenster beinahe parallel. Die Steigung beider Kurven ist damit annähernd gleich, daher können die vom Pyrometer gemessenen Werte für die Simulation herangezogen werden.

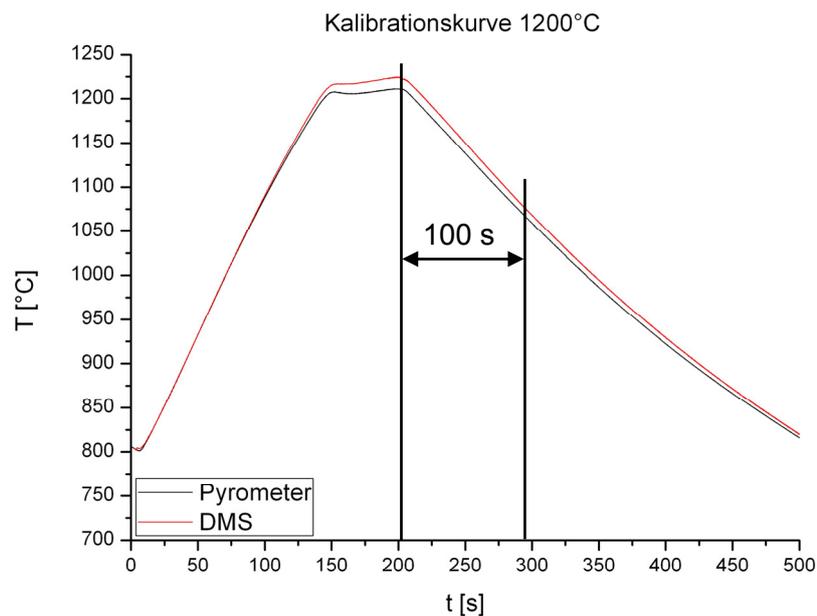


Abbildung 8.14: Gesamte gemessene Kalibrationskurve, im 100 s Zeitfenster ist die Steigung der Pyrometer und DMS Kurve nahezu parallel

8.6 Inverse Simulation

Die am DMS gemessenen Abkühlkurven dienen im Weiteren der Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten, kurz WÜK. Die Berechnung erfolgt mittels des thermischen Simulationsprogrammes Calcosoft-2D. Dieses ermöglicht die Lösung von Temperatur- und Erstarrungsproblemen sowie laminarer Strömungsprobleme nach der Methode der finiten Elemente. Am Lehrstuhl für Metallurgie wird Calcosoft-2D hauptsächlich für Simulationen des Stranggießprozesses, anderer Erstarrungsprozesse oder auch für andere thermische Probleme eingesetzt. In der vorliegenden Arbeit kommt vor allem der inverse Solver zum Einsatz. Dieser dient zur Ermittlung thermischer Randbedingungen anhand von Messwerten (Temperaturen) aus Versuchen. Die Berechnung des WÜK erfolgt in zwei Stufen:

1. **Kalibrierung des numerischen Modells an die bei den Versuchen verwendete Probe.** Die gemessenen Temperaturen beeinflussen den WÜK maßgeblich, daher muss bei den Versuchen ein hohes Maß an Aufmerksamkeit auf die Genauigkeit und Reproduzierbarkeit der Messung gelegt werden. Schon kleine Unterschiede im Kontakt des Thermoelementes mit der Probe oder der Position des Thermoelementes in der Probe können die gemessenen Temperaturen maßgeblich beeinflussen. Deshalb muss durch einen Kalibrierungsschritt das allgemeine numerische Modell an die tatsächlichen Bedingungen der verwendeten Probe angepasst werden. Der Kalibrationsschritt muss Idealerweise nur ein Mal pro Probenkörper durchgeführt werden, allerdings sollte anhand von regelmäßig durchzuführenden Vergleichsmessungen die Konsistenz der Temperaturessungen überprüft werden. Sollten hierbei größere Abweichungen auftreten, muss das numerische Modell neu kalibriert werden.
2. **Ermittlung der zeit und ortsabhängigen WÜK aus den am DMS gewonnenen Temperaturen.** Auf Basis der Temperaturmessungen und des kalibrierten numerischen Modells kann mithilfe des inversen Solvers auf die unbekanntes WÜK zurückgerechnet werden. Dieser Berechnungsvorgang ist für jeden Teilschritt der Messung einzeln durchzuführen. Um ein möglichst realitätsnahes Ergebnis zu erhalten sollte bei der eigentlichen Versuchsmessung eine Aufzeichnungsrate von mindestens 50 Hz eingehalten werden. Eine größere Aufzeichnungsrate hat einen negativen Effekt auf die Qualität der Ergebnisse.

9 Auswertung der Ergebnisse

Im folgenden Kapitel werden die gewonnenen Versuchsdaten vom Düsenmesstand und der Simulation über Calcosoft 2D dargestellt.

9.1 Versuchsdaten des Düsenmesstandes

Die am Düsenmesstand ermittelten Datensätze werden anfangs in ein geeignetes Darstellungsprogramm, z.B.: OriginPro, importiert. Damit lassen sich die von den Thermoelementen gemessenen Temperaturwerte als Funktion der Zeit darstellen, wie in Abbildung 9.1 gezeigt. In der Abbildung ist zu sehen, dass es beim Eintritt in den Sprühkegel zu einer raschen Abnahme der gemessenen Temperatur an TC1 kommt. Da das Thermoelement TC2 weiter im Probeninneren liegt, beginnt die an dieser Stelle gemessene Temperatur erst etwas später zu sinken. Die absolute Temperaturabnahme an TC2 ist auch geringer als an TC1. Nach dem Austritt der Probe aus dem Sprühkegel steigt die Temperatur an TC1 wieder, da die Probenoberfläche eine Wiedererwärmung, durch die Wärmeleitung aus dem Probeninneren, erfährt.

Je nach Form der Düse, der aufgespritzten Wassermenge und der Anfangstemperatur der Probe ergeben sich unterschiedliche Abkühlbedingungen. Flachstrahldüsen erzeugen in der Regel eine stärkere Abkühlung als Rundstrahldüsen, da bei Flachstrahldüsen die Spritzwassermenge auf eine kleinere Fläche verteilt wird und die Wasserbeaufschlagungsdichte damit größer ist.

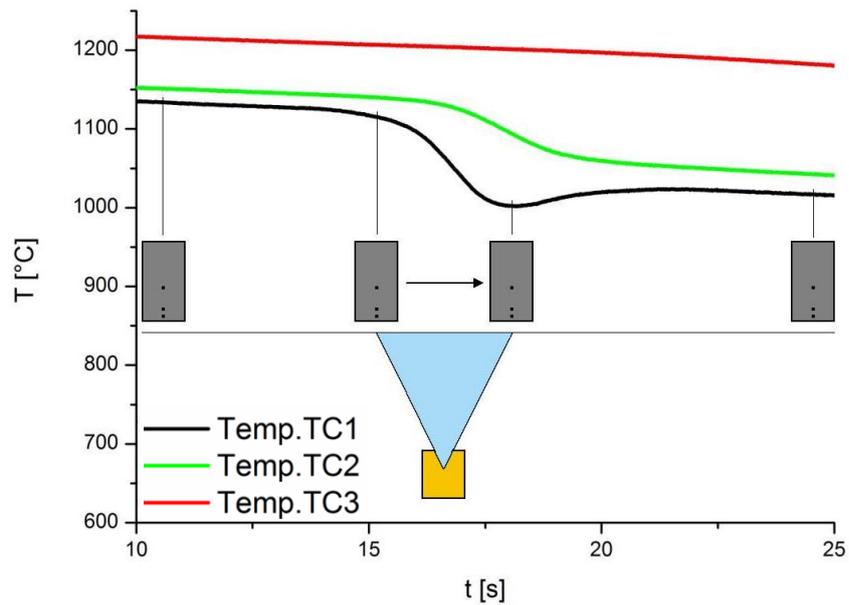


Abbildung 9.1: Abkühlkurve der Düse FF 66 bei 1100 °C Oberflächentemperatur und einer Kühlmengemenge von 1,47 l/min beim Durchfahren durch den Sprühkegel

Bei niedrigen Wassermengen, hohen Oberflächentemperaturen und kleinen Düsenquerschnitten werden geringe Abkühlraten an der Probenoberfläche erzielt, wie in Abbildung 9.2 dargestellt. In diesem Fall beträgt die Abkühlung an TC1 130 °C. Die Probe unterliegt damit den Abkühlmechanismen der stabilen Filmverdampfung.

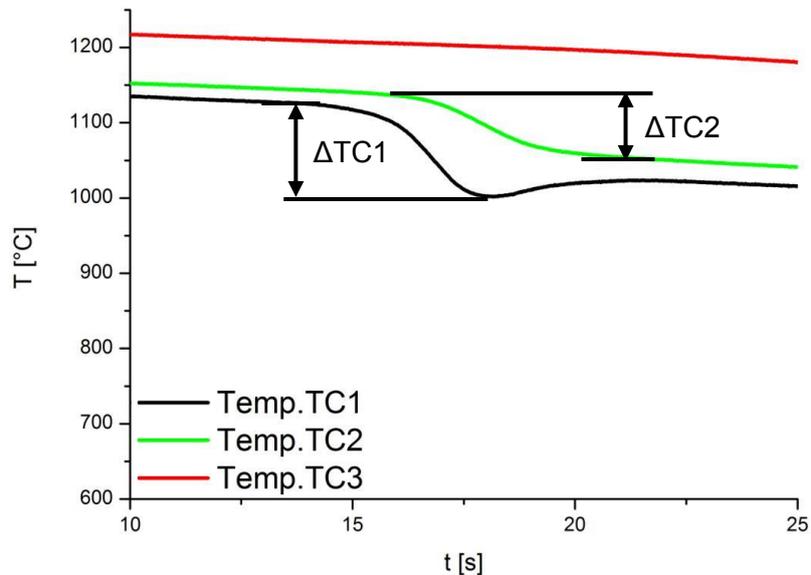


Abbildung 9.2: Temperaturverlauf der Thermolemente bei niedriger Abkühlrate

Dagegen lassen sich bei hohen Wassermengen, niedrigen Oberflächentemperaturen und großen Düsenquerschnitten hohe Abkühlraten erzielen, wie in Abbildung 9.3 zu erkennen ist.

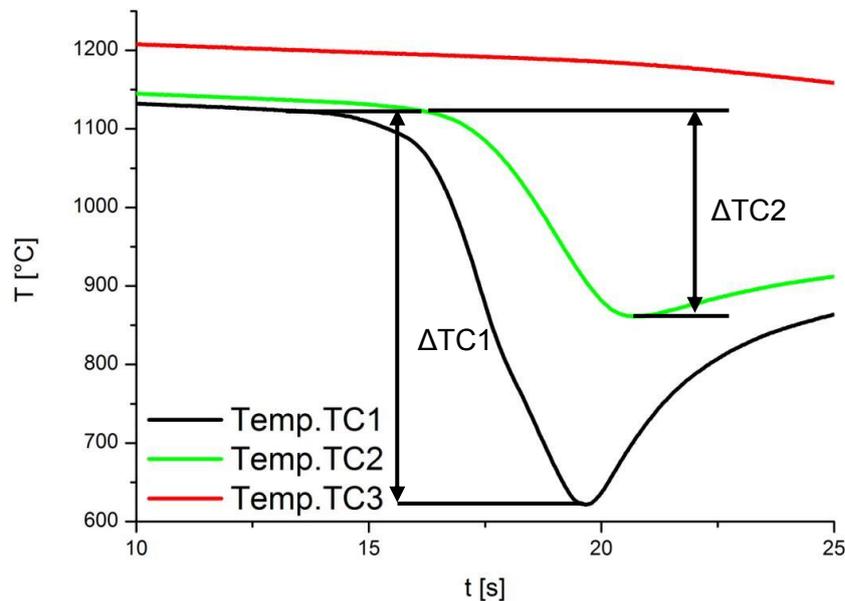


Abbildung 9.3: Temperaturverlauf bei hoher Abkühlrate

In der oben gezeigten Abbildung lässt sich ein weit höherer Abfall der Temperatur an TC1 erkennen. Die Temperaturdifferenz beträgt in diesem Fall 500 °C. Bei so hohen Abkühlraten muss davon ausgegangen werden, dass die Oberflächentemperatur unter die Leidenfrosttemperatur sinkt. Wie in Kapitel 4.3 beschrieben, bricht der Wasserdampffilm an der Oberfläche unter stranggießnahen Bedingungen unterhalb einer Temperatur von ca. 800 °C zusammen. Die Probe unterliegt dann nicht mehr den Abkühlmechanismen der stabilen Filmverdampfung, sondern es erfolgt ein Wechsel zum labilen Filmverdampfen bzw. zur freien Konvektion. Die Folge ist eine noch stärkere Abkühlung der Probenoberfläche und eine großer Wärmeverlust im Probeninneren durch Wärmeleitung an die Oberfläche.

Die Messungen zeigten, dass vor allem Düsen mit einem großen Öffnungskegel z.B.: FF 70 und FF 68, zu sehr hohen Abkühlraten neigen. Je nach Oberflächentemperatur der Probe kann ab Temperaturdifferenzen > 300 °C davon ausgegangen werden, dass der Leidenfrostpunkt unterschritten wird. Die theoretisch maximal erlaubte Temperaturdifferenz für jede Prüftemperatur ist in Tabelle 9-1 dargestellt.

Tabelle 9-1: Maximale Abkühlung bis Leidenfrost

Prüf­temperatur [°C]	Leidenfrosttemperatur [°C]	Maximales ΔT [°C]
1100	800	300
1150	800	350
1200	800	400

Wie in Abbildung 9.4 gezeigt, kann bei geringeren Wassermengen, mit Ausnahme von FF 70, kein Abfallen der Oberflächentemperatur unter Leidenfrost festgestellt werden. Aus der Abbildung geht weiters hervor, dass die Probe beim Durchfahren der Position C+2/5l deutlich weniger abkühlt als im Zentrum des Sprühkegels. Es muss daher davon ausgegangen werden, dass die Wasserbeaufschlagungsdichte im Sprühstrahl nicht homogen ist und zum Rand hin abnimmt, siehe Abbildung 8.5 in Kapitel 8.3.

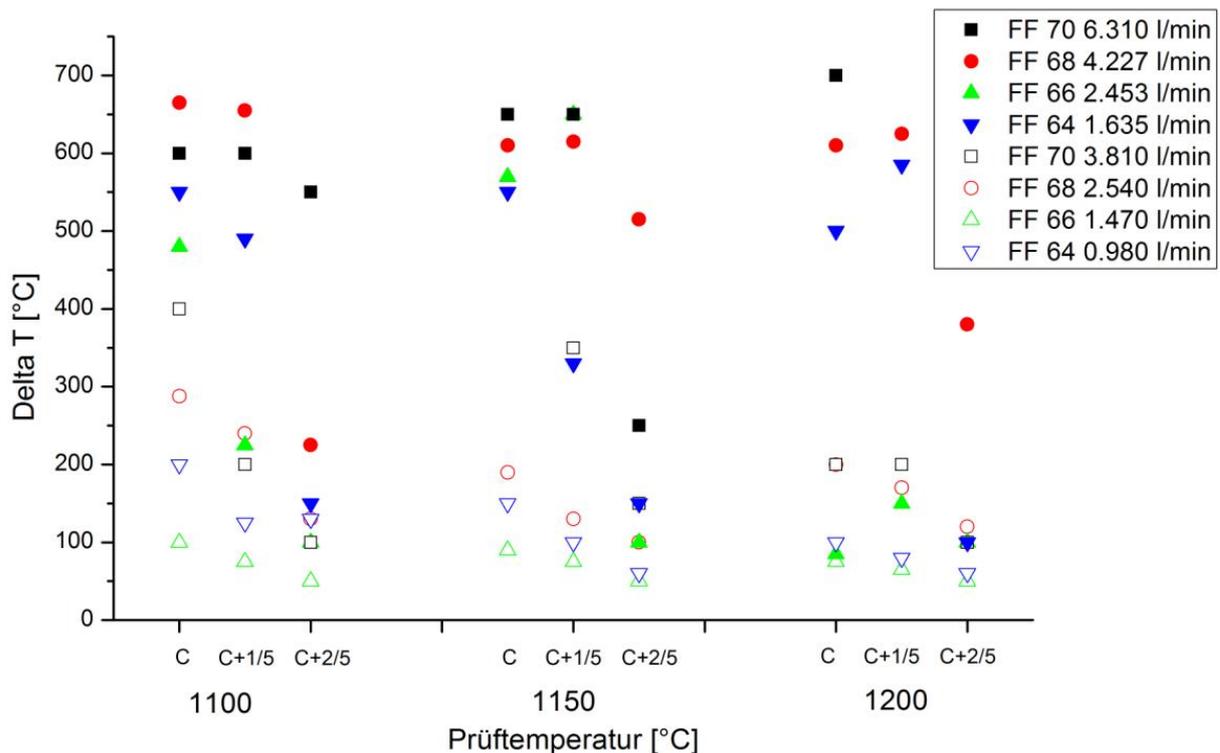


Abbildung 9.4: Temperaturdifferenzen an TC1 bei verschiedenen Flachstrahldüsen, Oberflächentemperaturen und Positionen, die Abkühlung nimmt zum Rand hin ab

Die Versuchsdurchführung mit einer Flachstrahldüse und einer Vollkegeldüse führen zu sehr unterschiedlichen Abkühlkurven. Wie oben erwähnt, haben Flachstrahldüsen aufgrund ihres kleineren Sprühkegels eine deutlich höhere Kühlleistung. In der Abkühlkurve ist deshalb ein deutlicher Temperaturabfall an der Stelle des ersten Kontaktes mit dem

Sprühkegel zu erkennen, wie in Abbildung 9.5 gezeigt. Die Temperaturabnahme während des Durchfahrens des Sprühkegels beträgt dabei etwa 250 °C. Nach dem Verlassen des Sprühkegels erfolgt eine Wiedererwärmung der Oberfläche und daher ein Anstieg der gemessenen Temperatur an TC1. In der Abbildung sind die gemessenen Temperaturen der Thermoelemente TC1, TC2 und TC3 an den Positionen C, C+1/5l und C+2/5l dargestellt. Diese Darstellungsform hat sich als geeignet herausgestellt, da sich hierbei die Abnahme der Kühlwirkung zum Rand hin eindrucksvoll darstellen lässt. Da die Kurven an TC3 bei diesem Versuch beinahe deckungsgleich sind, lässt das den Schluss zu, dass die Position an der der Sprühkegel durchfahren wird keinen, oder nur sehr geringen, Einfluss auf die Temperatur in einer Tiefe von 20 mm hat.

Bei den Vollkegeldüsen wird das Spritzwasser auf einen sehr viel größeren Bereich verteilt. Deshalb ist die Wasserbeaufschlagungsdichte bei den Vollkegeldüsen sehr viel geringer und damit die Kühlwirkung kleiner. In Abbildung 9.6 ist der typische Verlauf einer Abkühlkurve für Vollkegeldüsen dargestellt.

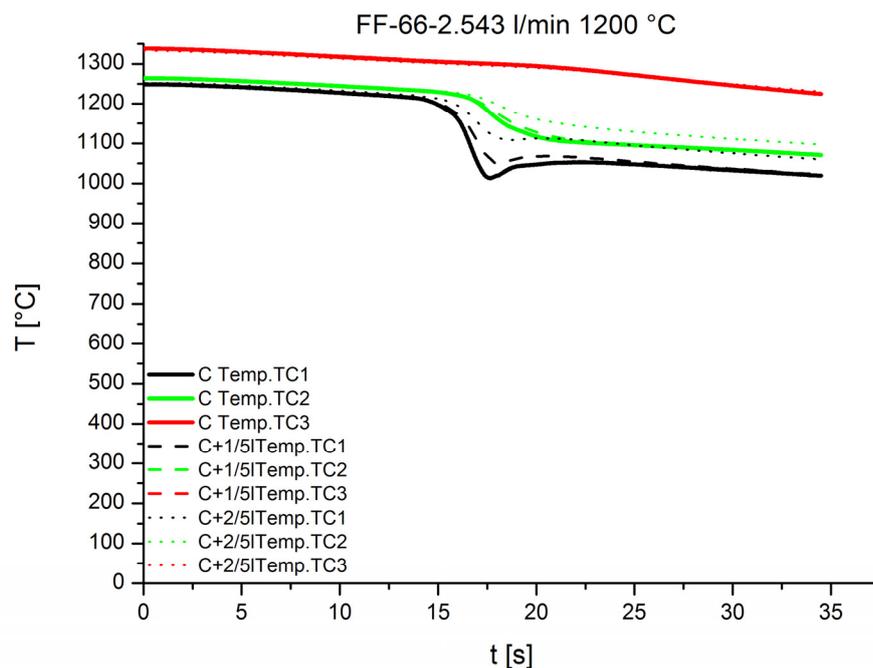


Abbildung 9.5: Abkühlkurve der Flachstrahldüse FF 66 bei 1200 °C Oberflächentemperatur und einer Wassermenge von 2.453 l/min, gemessen an den Position C, C+1/5l und C+2/5l

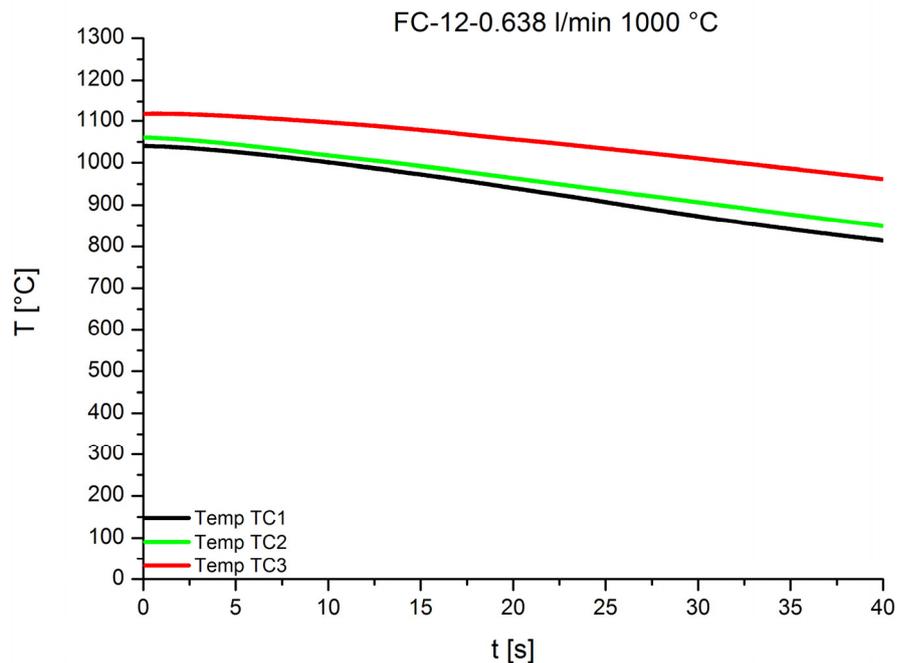


Abbildung 9.6: Abkühlkurve der Volkegeldüse FC 12 bei 1000 °C Oberflächentemperatur und einer Wassermenge von 0.638 l/min, gemessen im Kegelzentrum

Die Lage des Sprühkegels lässt sich hierbei nicht auf den ersten Blick feststellen. Es fällt aber auf, dass im rechten Teil der Abbildung die Kurven schneller fallen als im linken Teil. Ebenfalls ist zu erkennen, dass nach dem Durchfahren des Sprühkegels keine Wiedererwärmung stattfindet, da die Temperatur im Probeninneren etwa im gleichen Maße abnimmt wie an der Probenoberfläche. Die Abkühlkurven von TC1, TC2 und TC3 können im rechten Teil der Abbildung mit guter Näherung als parallel angesehen werden, die Temperaturverteilung über die gesamte Probe bleibt daher annähernd konstant.

Wie oben erwähnt verfügt die Düse FC 12 bei dem gegebenen Abstand zur Probe über einen Sprühkegel von 220 mm Durchmesser. Bei einer Vorschubgeschwindigkeit von 8,33 mm/s benötigt die Probe eine Zeit von 26.4 s um den Sprühkegel zu durchfahren. In dieser Zeit sinkt die gemessene Temperatur an TC1 um nur ca. 250 °C, also um denselben Wert, der bei der Flachstrahldüse FF 66 in wenigen Sekunden erreicht wird. Lokal gesehen führt die Flachstrahldüse also zu einer stärkeren Abkühlung. Wird jedoch der gesamte Versuch betrachtet dann zeigt sich, dass eine Vollkegeldüse und eine Flachstrahldüse den gleichen Temperaturabfall verursachen. Im Unterschied zu der Vollkegeldüse treten bei der Flachstrahldüse starke Temperaturgradienten in der Probe auf, die beim Stranggießen zu vermehrten Wärmespannungen und zur Rissneigung führen können.

9.2 Messung der Wasserbeaufschlagungsdichte

Die Messung der Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{V} erfolgt durch die Messung der Wassermenge m die in einer bestimmten Zeit t in einen Messbecher mit bekannter Fläche A traf, siehe Gleichung 9-1.

$$\dot{V} = \frac{m}{A \cdot t} \quad (9-1)$$

Zur Bestimmung der Wasserbeaufschlagungsdichte muss die Versuchsanordnung umgedreht werden, so dass der Wasserstrahl nach unten zeigt. Die Wasserbeaufschlagungsdichte wurde an der Centerposition C sowie an den Positionen C+1/5L und C+2/5L gemessen. Die berechneten Werte sind in Tabelle 9-2 zusammengefasst.

Tabelle 9-2: Gemessene Wasserbeaufschlagungsdichten

Düse	H ₂ O	Wasserbeaufschlagungsdichte		
		\dot{V}_C	$\dot{V}_{C+1/5L}$	$\dot{V}_{C+2/5L}$
	[l/min]	[kg/m ² s]	[kg/m ² s]	[kg/m ² s]
FF70	3,81	21,87	12,13	5,95
FF70	6,34	30,32	16,35	9,96
FF68	2,54	16,46	9,53	4,11
FF68	4,227	28,15	13,86	8,34
FF66	1,47	8,77	5,68	4,82
FF66	2,453	14,13	8,39	5,79
FF64	0,98	9,31	5,09	4,49
FF64	1,635	14,13	7,90	5,03
FC12	0,638	0,79		
FC12	1,245	1,67		
FC00	0,425	1,02		
FC00	0,833	1,49		

9.3 Versuchsdaten der inversen Simulation

Wie in Kapitel 8.6 beschrieben, stellen die am DMS gewonnenen Abkühlkurven die Voraussetzung zur Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten mittels inverser Simulation dar. In Abbildung 9.7 und Abbildung 9.8 sind die Abkühlkurve und der Verlauf des WÜK der Düse FF66 bei einer Wassermenge von 1,47 l/min und einer Oberflächentemperatur der Probe von 1100 °C dargestellt. In der Abkühlkurve wurden die gemessenen Werte für C, C+1/5L und C+2/5L übereinander gelegt. Aus den Abbildungen geht hervor, dass der höchste WÜK in der Mitte der Düse liegt und zu beiden Rändern hin abfällt. Auch ist zu erkennen, dass der WÜK bei zunehmender Entfernung zur Centerposition Position C abnimmt, er beträgt an der Stelle C+2/5L um die Hälfte weniger als an der Stelle C.

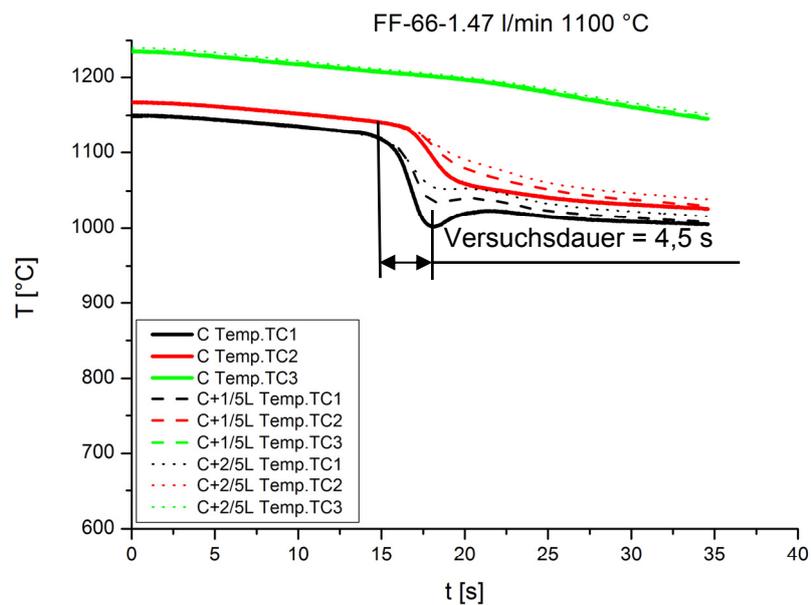


Abbildung 9.7: Abkühlkurve der Düse FF66 mit 1,47 l/min und 1100 °C

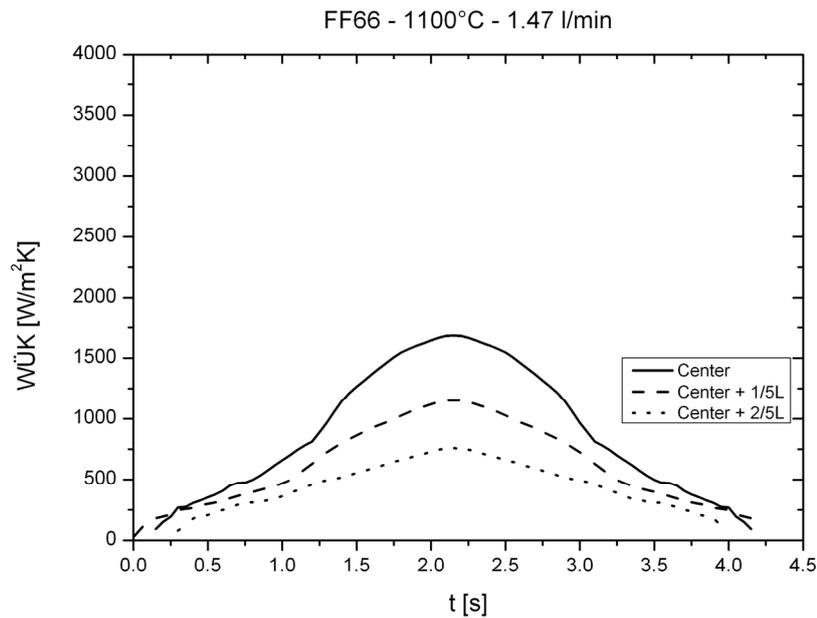


Abbildung 9.8: Verlauf des WÜK der Düse FF66 mit 1.47 l/min und 1100 °C

Für die Vollkegeldüsen ergibt sich ein anderes Bild. Da hier nur jeweils die Centerposition durchfahren wurde, gibt es keine Messwerte für die Position C+1/5L oder C+2/5L, siehe Abbildung 9.9 und Abbildung 9.10. Aus der Abbildung ist zu erkennen, dass der WÜK nicht symmetrisch verläuft wie bei den Flachstrahldüsen, sondern beim ersten Kontakt mit dem Spritzwasser zunächst langsam ansteigt und beim Verlassen des Düsenstrahles stark absinkt.

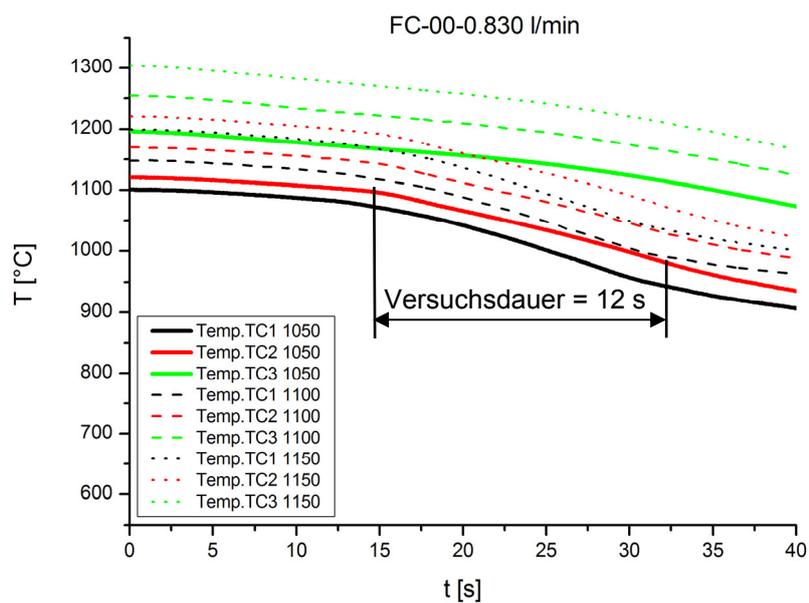


Abbildung 9.9: Abkühlkurve der Düse FC00 mit 0,830 l/min bei 1050 bis 1150 °C

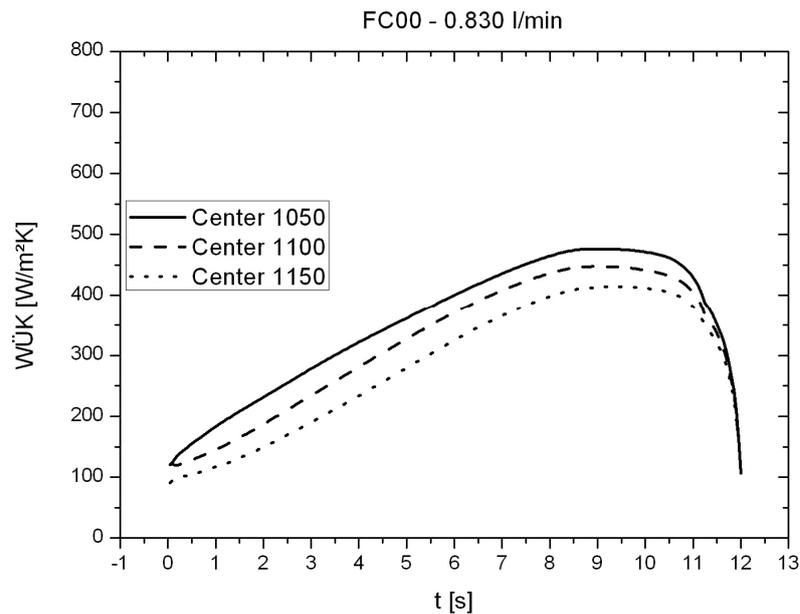


Abbildung 9.10: Verlauf des WÜK der Düse FC00 mit 0.830 l/min bei 1050 bis 1150 °C

Die Versuchsdauer beträgt bei den Flachstrahldüsen zwischen 4 und 5 Sekunden, während bei den Vollkegeldüsen Versuchsdauern von bis zu 27 Sekunden zu beobachten sind. Anhand der Randmaßstäbe der oberen Abbildungen lässt sich erkennen, dass bei Flachstrahldüsen der maximale WÜK mit 1700 W/m²K deutlich höher liegt als bei Vollkegeldüsen mit 490 W/m²K. Aus Abbildung 9.10 geht weiters hervor, dass bei höheren Oberflächentemperaturen geringere WÜK erreicht werden. Dieser Sachverhalt lässt sich durch die Temperaturabhängigkeit der Dampfschichtdicke erklären. Bei sehr heißen Oberflächen kann mehr Wasser an der Oberfläche verdampfen und eine dickere Dampfschicht ausbilden als bei kälteren Oberflächen. Die isolierende Wirkung der Dampfschicht ist daher größer und es wird weniger Wärme an das Spritzwasser abgegeben.

In Abbildung 9.11 und Abbildung 9.12 sind alle maximalen $\Delta TC1$ Werte über die zugehörigen simulierten maximalen WÜK für die Flachstrahldüsen und die Vollkegeldüsen dargestellt. Die Wertepaare lassen sich in beiden Abbildungen durch einen polynomiellen Kurvenfit ausdrücken und stellen somit für jeden $\Delta TC1$ Wert einen zugehörigen WÜK dar.

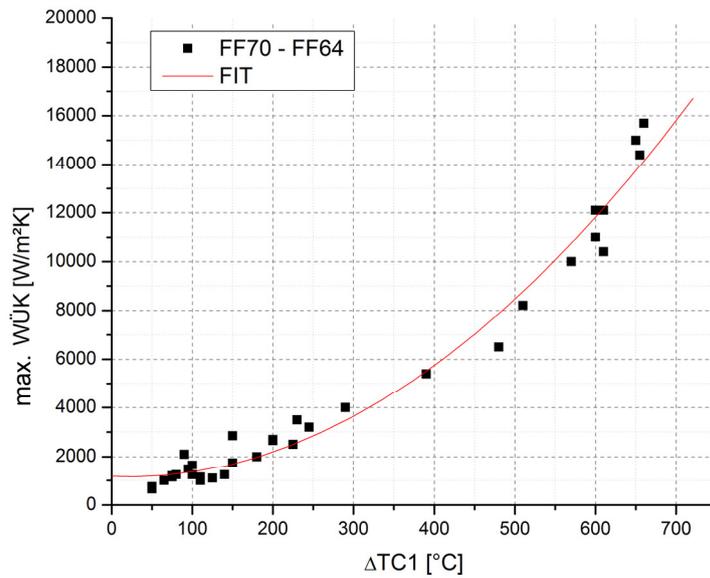


Abbildung 9.11: Vergleich von $\Delta TC1$ und WÜK bei den Flachstrahldüsen

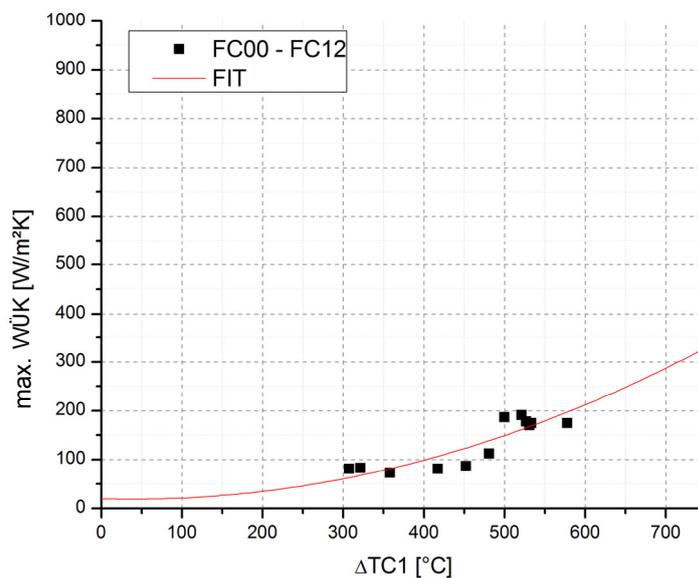


Abbildung 9.12: Vergleich von $\Delta TC1$ und WÜK bei den Vollkegeldüsen

Bei den Flachstrahldüsen zeigt der Kurvenfit über den gesamten Temperaturbereich Gültigkeit. Bei den Vollkegeldüsen ist die Anzahl der Messwerte jedoch zu gering, um eine verlässliche Aussage im Bereich unter 300 °C und über 600 °C treffen zu können. Es wird daher empfohlen in diesem Bereich weitere Messungen durchzuführen.

Durch Vergleich der beiden Kurven fällt auf, dass bei den Vollkegeldüsen die gleichen ΔT_{C1} Werte mit deutlich geringeren WÜK erreicht werden. So beträgt bei einer Abkühlung von 400 °C der simulierte WÜK nur etwa 100 W/m²K, während bei den Flachstrahldüsen bei gleicher Abkühlung ein WÜK von etwa 6000 W/m²K erreicht wird. Hier sei wieder auf die deutlich kleinere Düsenkegelfläche und die deutlich kürzere Versuchsdauer bei den Flachstrahldüsen hingewiesen: Die kleinere Fläche resultiert in einer sehr hohen Wasserbeaufschlagungsdichte und damit einer sehr starken Kühlwirkung. Die höhere Kühlwirkung bedeutet immer einen größeren WÜK, deshalb kann auch in deutlich kürzerer Zeit die gleiche Abkühlung hervorgerufen werden wie bei den Vollkegeldüsen.

In Abbildung 9.13 ist der Zusammenhang zwischen den gemessenen WÜK und der Differenz der Oberflächentemperatur zur Wassertemperatur $T_O - T_W$ dargestellt. Die Abbildung zeigt eine vollständige Siedekurve für eine Wasserbeaufschlagungsdichte von 10 kg/m²s nach Wendelstorf [32]. Daneben sind die in dieser Arbeit gemessenen WÜK aller vermessenen Flachstrahldüsen mit Wasserbeaufschlagungsdichten im Bereich von 8.77 bis 30.32 kg/m²s aufgetragen. Aus der Abbildung geht hervor, dass die Erhöhung der Wasserbeaufschlagungsdichte die Kurve nach rechts verschiebt. Die Leidenfrosttemperatur T_{Lf}^* wird zu höheren Temperaturen verschoben und der WÜK im Allgemeinen nimmt zu. Diese Beobachtungen decken sich mit der Theorie in Kapitel 5.1 und 5.2.

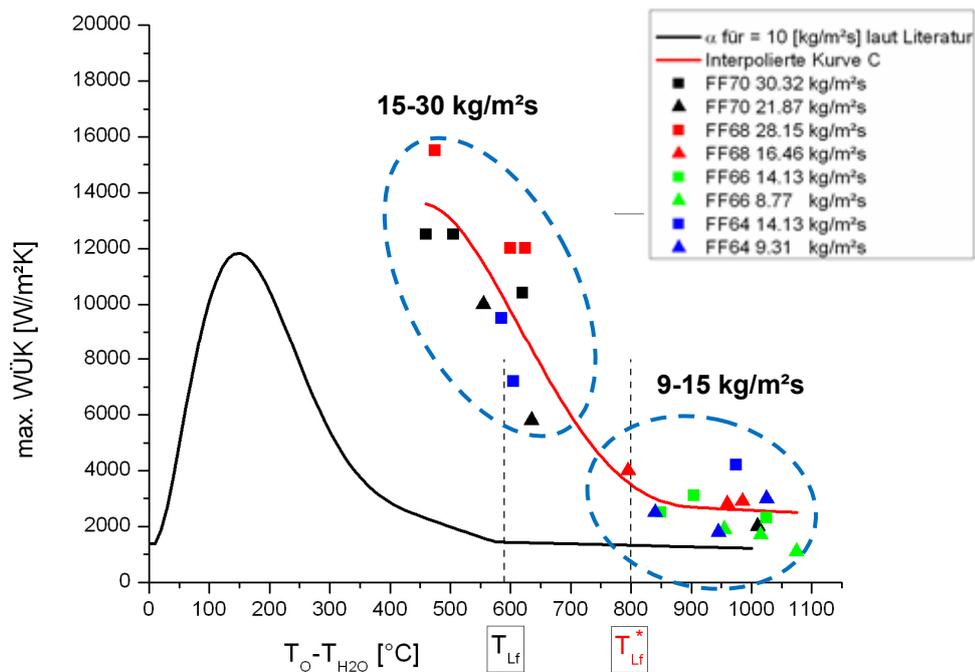


Abbildung 9.13: Rechte Seite der Siedekurve für die im Versuch auftretenden Wasserbeaufschlagungsdichten und Vergleich zu den Ergebnissen nach Wendelstorf [32].

Wendelstorf [32] benutzte bei seinen Versuchen ausschließlich Vollkegeldüsen, welche geringere Tropfengeschwindigkeiten und größere Tropfendurchmesser als Flachstrahldüsen aufweisen und damit zu geringeren WÜK führen. Deshalb liegen die in dieser Arbeit gemessenen Werte des rechten Teiles der Kurve über der von Wendelstorf [32] bestimmten, obwohl die Wasserbeaufschlagungsdichte ebenfalls im Bereich von $10 \text{ kg/m}^2\text{s}$ liegt.

Zum Vergleich sind in Abbildung 9.14 die gemessenen Werte für die Vollkegeldüsen FC00 und FC12 aufgetragen. Hier lässt sich erkennen, dass bei Wasserbeaufschlagungsdichten kleiner $10 \text{ kg/m}^2\text{s}$ die Werte unterhalb der von Wendelstorf [32] bestimmten Kurve liegen.

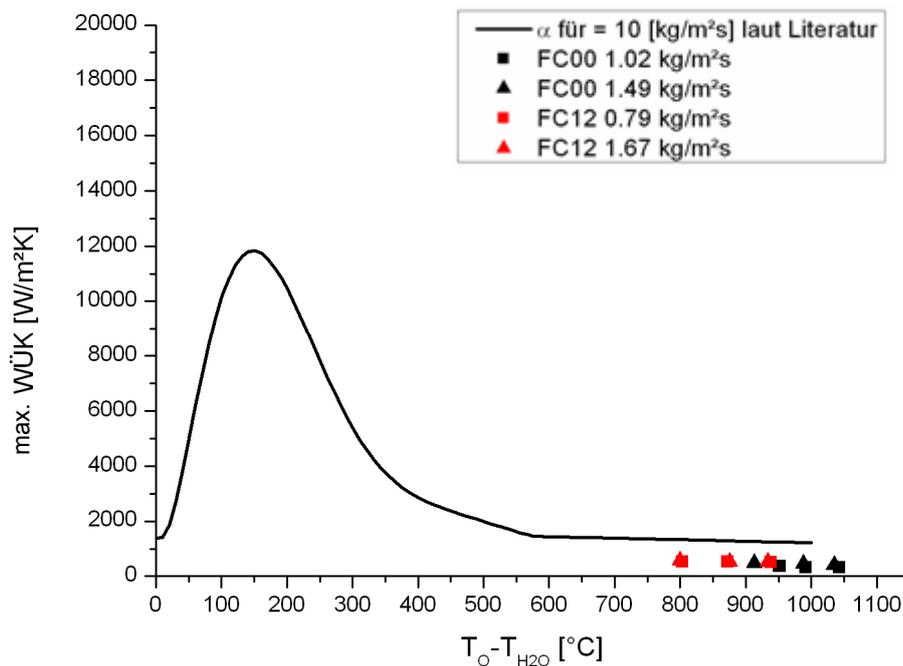


Abbildung 9.14: Vergleich der gemessenen WÜK der Flachstrahldüsen mit Wendelstorf [32]

10 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die gemessenen Temperaturdifferenzen und die zugehörigen maximalen WÜK aller Flachstrahl und Vollkegeldüsen sind in den Tabellen 10-1 bis 10-6 zusammengefasst. Die mit “*” gekennzeichneten Werte für den WÜK wurden nach Abbildung 9.11 in Kapitel 9.3 interpoliert. Eine genaue Darstellung aller gemessenen Abkühlkurven und der simulierten WÜK ist im Anhang aufgeführt.

Düsen mit hohem Wärmeübergangskoeffizienten von bis zu $15000 \text{ W/m}^2\text{K}$, wie FF70 (Tabelle 10-1) und FF68 (Tabelle 10-2) führen beim Stranggießen zu einer starken Abkühlung der Strangoberfläche. Wie in Kapitel 3.2 erläutert, führt eine zu starke Abkühlung des Stranges zu einem vermehrten Auftreten von Kantenquerrissen. Durch die Wiedererwärmung der Strangoberfläche zwischen den Spritzwasserdüsen, siehe Abbildung 3.15 kann es außerdem zum Auftreten von Sternchenrissen kommen. Auch an den Kanten des Stranges sollten keine zu hohen Kühlraten angestrebt werden. Da hier die Wärme gleich an zwei Seiten abgeführt wird, kommt es zu einer verstärkten Unterkühlung in diesem Bereich, siehe Abbildung 3.14 in Kapitel 3.2.

Tabelle 10-1: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FF70

H ₂ O		Temperatur 1100 °C			Temperatur 1150 °C			Temperatur 1200 °C		
		C	C+1/5L	C+2/5L	C	C+1/5L	C+2/5L	C	C+1/5L	C+2/5L
3,81	$\Delta TC1$ [°C]	436	225	109	577	309	114	173	145	92
	WÜK [W/m ² K]	5800*	2480*	1424*	10000*	3805*	1440*	2100	1500	1000
6,34	$\Delta TC1$ [°C]	616	620	566	621	597	225	561	543	450
	WÜK [W/m ² K]	12497*	12670*	10654*	12509*	11751*	2480*	10500	10000	7000

Tabelle 10-2: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FF68

H ₂ O		Temperatur 1100 °C			Temperatur 1150 °C			Temperatur 1200 °C		
		C	C+1/5L	C+2/5L	C	C+1/5L	C+2/5L	C	C+1/5L	C+2/5L
2,54	$\Delta TC1$ [°C]	281	202	92	162	121	81	190	141	85
	WÜK [W/m ² K]	3974	3216	1391	2637	1731	1111	2677	2118	1368
4,227	$\Delta TC1$ [°C]	604	581	147	525	484	402	553	560	309
	WÜK [W/m ² K]	15654	14437	2556	12097	10330	8280	11063	12160	5280

Die kleineren Düsen FF66 (Tabelle 10-3) und FF64 (Tabelle 10-4), bei denen Wärmeübergangskoeffizienten von bis zu 10000 W/m²K gemessen werden konnten, sind aus den oben genannten Gründen prinzipiell den größeren Düsen vorzuziehen. Eine zu geringe Wärmeabfuhr ist jedoch zu vermeiden, damit der Strang am Ende des Auslaufes sicher durcherstarrt ist.

Tabelle 10-3: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FF66

H2O		Temperatur 1100 °C			Temperatur 1150 °C			Temperatur 1200 °C		
[l/min]		C	C+1/5L	C+2/5L	C	C+1/5L	C+2/5L	C	C+1/5L	C+2/5L
1,47	$\Delta TC1$ [°C]	115	81	65	101	92	64	91	83	62
	WÜK [W/m ² K]	1683	1153	757	1485	1232	720	1208	979	620
2,453	$\Delta TC1$ [°C]	224	164	109	220	138	123	147	134	104
	WÜK [W/m ² K]	3498	2492	1341	3026	1768	1390	2169	1768	1144

Tabelle 10-4: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FF64

H2O		Temperatur 1100 °C			Temperatur 1150 °C			Temperatur 1200 °C		
[l/min]		C	C+1/5L	C+2/5L	C	C+1/5L	C+2/5L	C	C+1/5L	C+2/5L
0,98	$\Delta TC1$ [°C]	223	115	89	169	110	85	138	89	75
	WÜK [W/m ² K]	2500*	1440*	1315*	1800*	1425*	1300*	2700	1500	1000
1,635	$\Delta TC1$ [°C]	471	436	177	520	314	143	198	129	226
	WÜK [W/m ² K]	7200*	6690*	1955*	9500*	3917*	1636*	4000	2300	2700

Die Vollkegeldüsen FC00 und FC12 erreichten in den Versuchen mit Wärmeübergangskoeffizienten von $< 600 \text{ W/m}^2\text{K}$ die niedrigsten Werte. Allerdings konnten bei diesen Düsen aufgrund der teilweise sehr langen Versuchsdauern von bis zu 27 s sehr hohe Abkühlungen gemessen werden, die auch im Inneren der Probe (TC3) erreicht wurden. Auch wurde bei den Vollkegeldüsen keine Wiedererwärmung festgestellt. Durch die langsame Abkühlung von Oberfläche und oberflächennahen Schichten wurde die Wärme im Probeninneren gleichmäßiger abgeführt. Beim Stranggießprozess besteht dadurch bei diesen Düsen die Möglichkeit den Strang abzukühlen, ohne die hohen thermischen Spannungen im Stranginneren zu erzeugen, wie das bei den Flachstrahldüsen der Fall ist. Nachteilig wirkt sich bei den Vollkegeldüsen jedoch der hohe Platzbedarf aus. Dieser erfordert einen hohen Rollenabstand und dadurch wird die Stützwirkung reduziert. Die

zusätzliche Belastung durch die fehlende Stützwirkung kann zum Überschreiten der Strangschalenfestigkeit führen und einen Auslöser für Kantenquerrisse darstellen.

Tabelle 10-5: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FC12

H2O		Temp. 1000 °C	Temp. 1075 °C	Temp. 1150 °C
[l/min]		Center	Center	Center
0,638	$\Delta TC1$ [°C]	170	177	186
	WÜK [W/m²K]	530	526	499
1,245	$\Delta TC1$ [°C]	174	174	190
	WÜK [W/m²K]	577	533	521

Tabelle 10-6: WÜK und $\Delta TC1$ der Düse FC00

H2O		Temp. 1050 °C	Temp. 1100 °C	Temp. 1150 °C
[l/min]		Center	Center	Center
0,425	$\Delta TC1$ [°C]	73	82	81
	WÜK [W/m²K]	357	321	307
0,83	$\Delta TC1$ [°C]	112	87	90
	WÜK [W/m²K]	480	452	417

11 Diskussion und Fehlerbetrachtung

In diesem Kapitel wird auf die Abhängigkeit der Messwerte auf verschiedene Parameter, die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse und auf mögliche Verbesserungen bei der Versuchsdurchführung eingegangen.

11.1 Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Wasserbeaufschlagungsdichte

Die Versuche zeigten einen eindeutigen Zusammenhang zwischen der Wasserbeaufschlagung der Probe und dem gemessenen WÜK. Dieser Zusammenhang lässt sich sehr einfach erläutern: Eine Erhöhung der Wassermenge bedeutet, dass mehr Spritzwasser in kürzerer Zeit auf die Probenoberfläche auftrifft, die einzelnen Wassertropfen bewegen sich daher mit einer höheren Geschwindigkeit. Durch die höhere Geschwindigkeit bleibt den Tropfen weniger Zeit sich zu erwärmen, sie können daher längere Strecken in flüssiger Form zurücklegen. Dadurch verringert sich die Dicke der Dampfschicht und die isolierende Wirkung nimmt ab. Die Variation der Wassermenge ist beim Stranggießen daher eine hervorragende Möglichkeit zur Regelung der Kühlwirkung in der Sekundärkühlzone. In Abbildung 11.1 ist dieser Zusammenhang anhand der Düse FF 66 eindeutig erkennbar. Die Abbildung zeigt, dass eine Erhöhung der Wassermenge um 40 % von 1,47 l/min auf 2.453 l/min zu einer Zunahme des WÜK um 77 % von 1800 W/m²K auf 3200 W/m²K bei einer Prüftemperatur von 1150 °C führt.

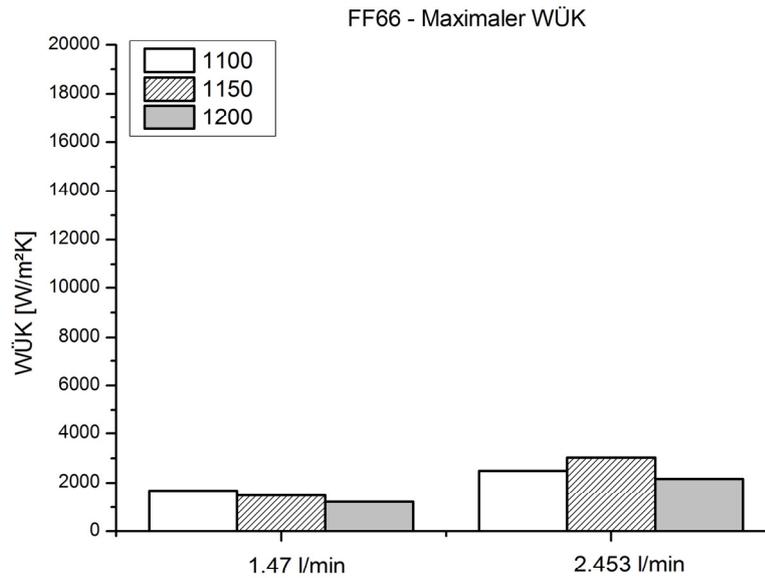


Abbildung 11.1: Abhängigkeit des WÜK von der Wassermenge am Beispiel der Düse FF 66

In Abbildung 11.2 ist die gleiche Abhängigkeit für die Düse FF 68 dargestellt. Die Erhöhung der Wassermenge um 66 % von 2.54 l/min auf 4.227 l/min führt hier zu einem Anstieg des WÜK um 400 % von 4000 W/m²K auf 16000 W/m²K. Es ist offensichtlich, dass es hierbei zu einem Wechsel des Abkühlmechanismus kommt.

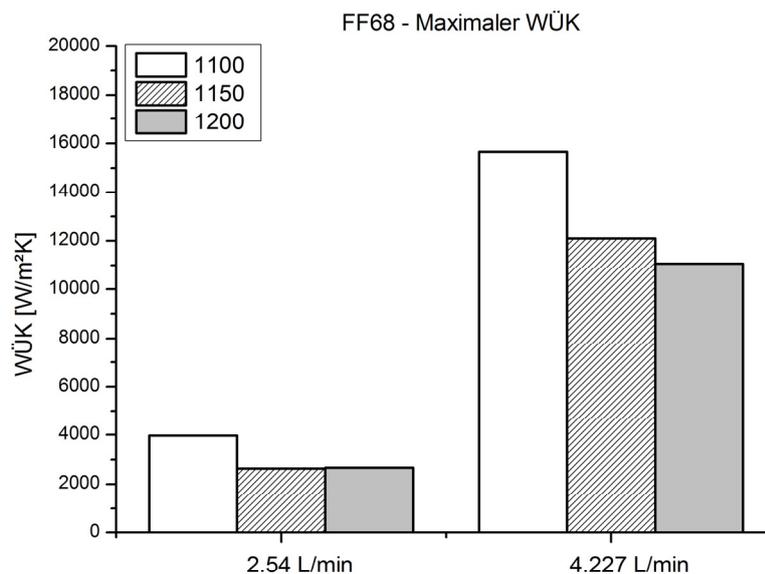


Abbildung 11.2: Abhängigkeit des WÜK von der Wassermenge am Beispiel der Düse FF 68

Bei diesem Versuch wurde aufgrund der hohen Wassermenge die Oberflächentemperatur unter die Leidenfrosttemperatur gesenkt. Dadurch kommt es zum Zusammenbruch der isolierenden Dampfschicht und zu einer überproportionalen Zunahme der Kühlwirkung.

Wie in Kapitel 5 beschrieben, ist die Leidenfrosttemperatur von den Faktoren Wasserbeaufschlagungsdichte, Oberflächenrauheit und Materialeigenschaften abhängig. In der Arbeit wurde die Leidenfrosttemperatur unter stranggießnahen Bedingungen mit 800 °C angenommen, diese Annahme galt es durch eine Untersuchung zu überprüfen. Die genauere Bestimmung des Leidenfrostpunktes erfolgte anhand der Düse FF68 mit einer Wassermenge von 2.54 l/min ($16.46\text{ kg/m}^2\text{s}$) und einem Vorschub von 0.5 m/s . Wie in Abbildung 11.3 zu sehen, betrug die Ausgangstemperatur 1100 °C und wurde schrittweise um 25 °C auf 1000 °C reduziert. Bei einer Oberflächentemperatur von 1050 °C wurde an TC1 eine Temperatur von 790 °C gemessen. Bei einer Oberflächentemperatur von 1025 °C konnten nur noch 550 °C gemessen werden. Eine Reduzierung der Oberflächentemperatur um 25 °C verursachte also eine Temperaturdifferenz von 240 °C . Der Wechsel des Abkühlmechanismus von stabiler Filmverdampfung zu instabiler Filmverdampfung bzw. Blasensieden erfolgt demnach bei einer Unterschreitung der Temperatur von 790 °C an TC1. Allerdings muss darauf hingewiesen werden, dass die Aussage nur bei der Düse FF68 mit den angegebenen Versuchsparametern gültig ist. Im Allgemeinen kann daher die Leidenfrosttemperatur mit guter Näherung mit 800 °C angenommen werden.

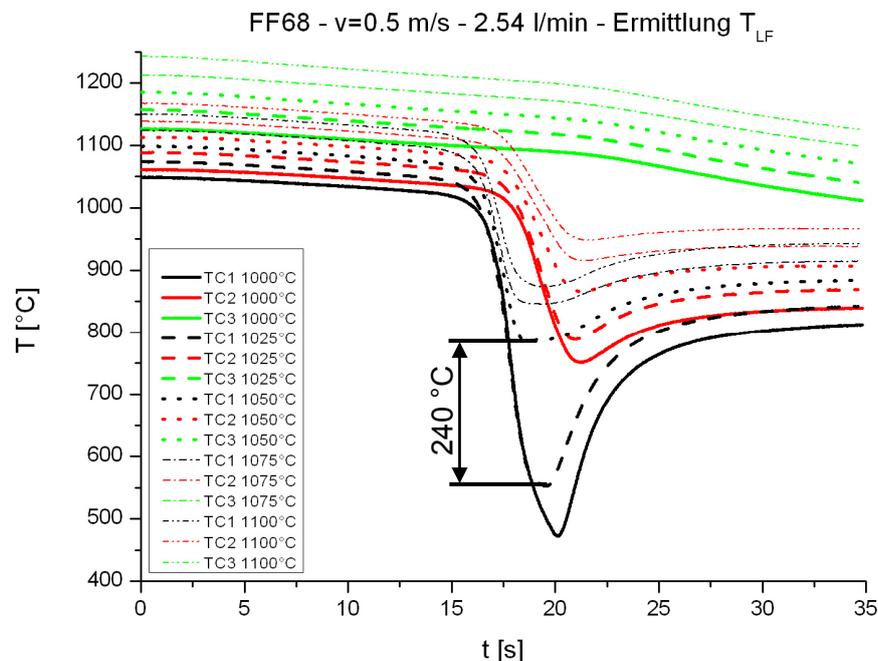


Abbildung 11.3: Versuchsdurchführungen zur Bestimmung der Leidenfrosttemperatur

Um zu überprüfen, ob der Wechsel des Abkühlmechanismus auf den geringen Wärmeinhalt der Proben zurückzuführen ist, wurden weitere Versuche durchgeführt. Bei dem ersten war die Leistung des Heizaggregates auch während des Durchfahrens des Sprühkegels eingeschaltet, damit sollte das Nachtransportieren von Wärme aus dem Inneren des Stranges simuliert werden. Beim zweiten Versuch wurde der Induktionsgeber ausgeschaltet, der Versuch also unter Standardbedingungen durchgeführt. Für beide Versuche wurde die Düse FF 70 bei 1200 °C Oberflächentemperatur und der maximalen Wassermenge von 6,34 l/min verwendet. In Abbildung 11.4 sind die Abkühlkurven der beiden Versuche zusammen dargestellt. Hier ist zu erkennen, dass die Abkühlkurven für TC1 und TC3 während des Durchfahrens des Sprühkegels beinahe deckungsgleich sind. Nur TC2 zeigt eine etwa 50 °C höhere Temperatur an.

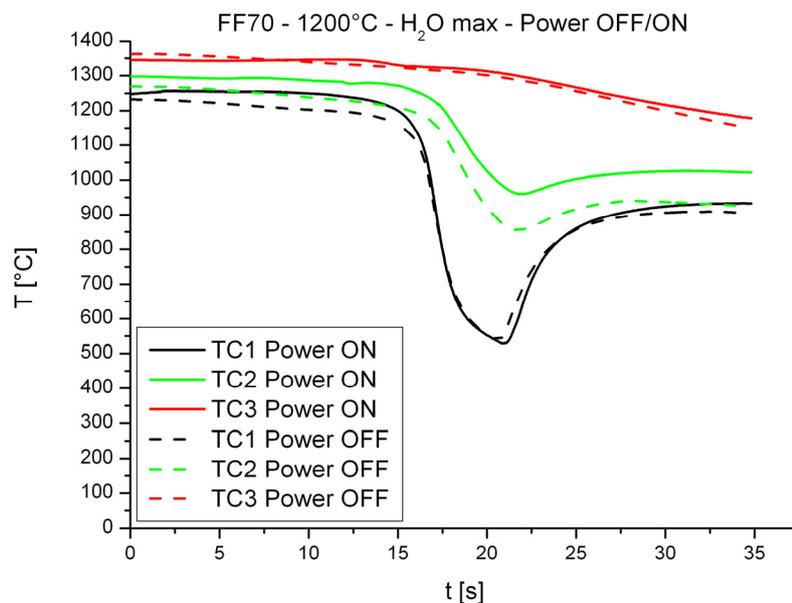


Abbildung 11.4: Vergleich der Abkühlkurven bei aktiviertem und deaktiviertem Induktionsgeber

Der dazugehörige Verlauf des WÜK ist in Abbildung 11.5 dargestellt. Der maximale WÜK in der Mitte des Sprühkegels ist bei beiden Versuchen annähernd gleich. Bei eingeschalteter Leistung ist jedoch ein höherer WÜK an den Flanken des Sprühstrahles festzustellen. Deshalb kann davon ausgegangen werden, dass der Wärmeinhalt der Probe ausreichend ist und nicht zum Zusammenbruch der isolierenden Dampfschicht führt.

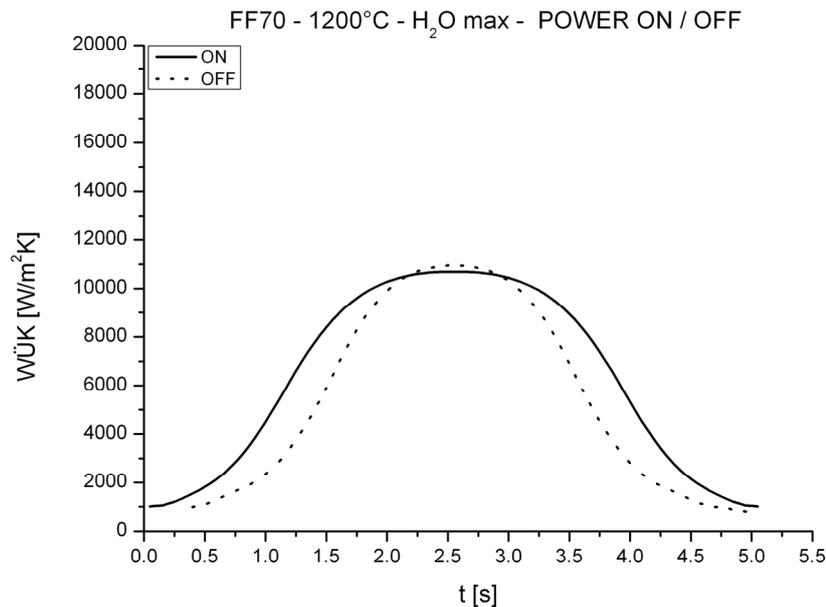


Abbildung 11.5: Vergleich der WÜK Kurven bei aktiviertem und deaktiviertem Induktionsgeber

11.2 Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Oberflächentemperatur

Bei den Versuchen konnte ein deutlicher Einfluss der Oberflächentemperatur auf den WÜK festgestellt werden. In der Regel wurden die stärkste Abkühlung und damit der höchste WÜK bei den tiefsten Oberflächentemperaturen gemessen. Vor allem die Vollkegeldüsen zeigten dieses Verhalten, siehe Abbildung 11.6 und Abbildung 11.7. Hier lässt sich eine Abnahme des WÜK bei steigender Oberflächentemperatur feststellen, die maximalen WÜK wurden bei der jeweiligen Wassermenge also immer bei 1100 °C gemessen.

Dieses Verhalten lässt sich durch folgenden Mechanismus leicht erklären: Eine hohe Oberflächentemperatur führt dazu, dass mehr Wasser an der Probenoberfläche verdampft, der Dampffilm wird dicker und die isolierende Wirkung nimmt zu. Damit wird weniger Wärme an das Spritzwasser angegeben, die Oberfläche verliert langsamer ihre Temperatur und der Dampffilm bleibt dementsprechend länger erhalten. Wird der Versuch hingegen bei tieferen Oberflächentemperaturen durchgeführt bildet sich von Beginn an eine dünnere Dampfschicht aus, die isolierende Wirkung ist geringer und die Abkühlung an der Oberfläche höher, es wird daher ein größerer WÜK gemessen.

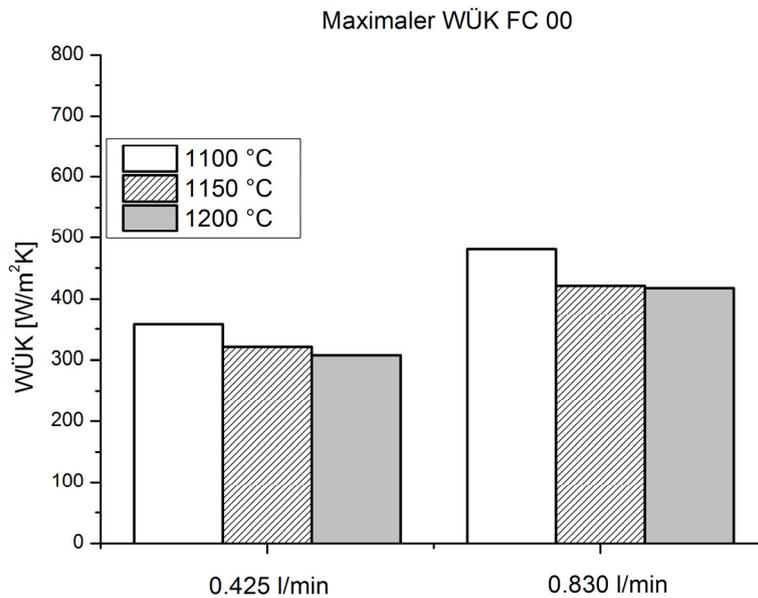


Abbildung 11.6: Maximaler WÜK in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur für zwei Wassermengen der Düse FC 00, der maximale WÜK liegt stets bei 1100 °C

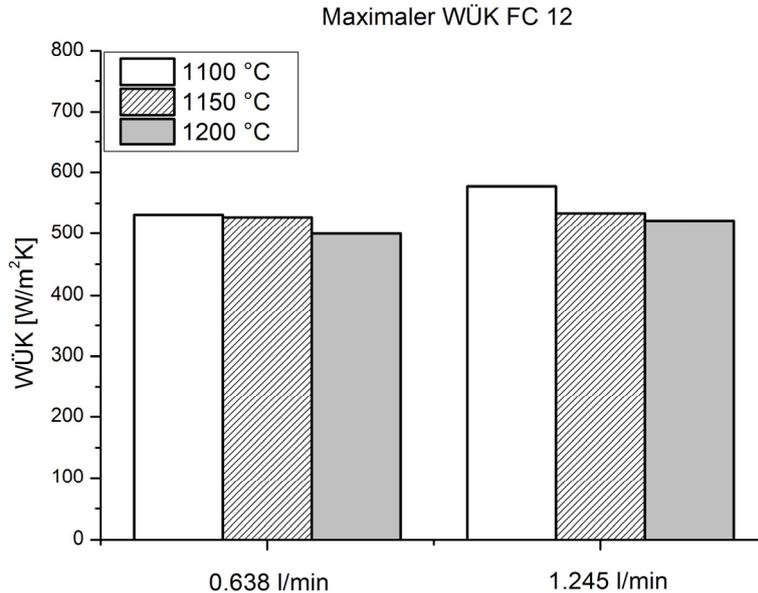


Abbildung 11.7: Maximaler WÜK in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur für zwei Wassermengen der Düse FC 12, der maximale WÜK liegt stets bei 1100 °C

Bei den Flachstrahldüsen konnte dieses Verhalten nicht nachgewiesen werden, wie in Abbildung 11.8 am Beispiel der Düse FF 66 dargestellt. Bei der minimalen Wassermenge

zeigt sich dasselbe Verhalten wie für die Vollkegeldüsen beschrieben. Bei der maximalen Wassermenge zeigt sich eine Unstetigkeit bei 1150 °C. Diese lässt sich durch den oben genannten Mechanismus nicht erklären. Hier liegt entweder ein Messfehler wie in Kapitel 11.3 beschrieben vor, oder es existieren andere, noch unbekannte Einflussgrößen.

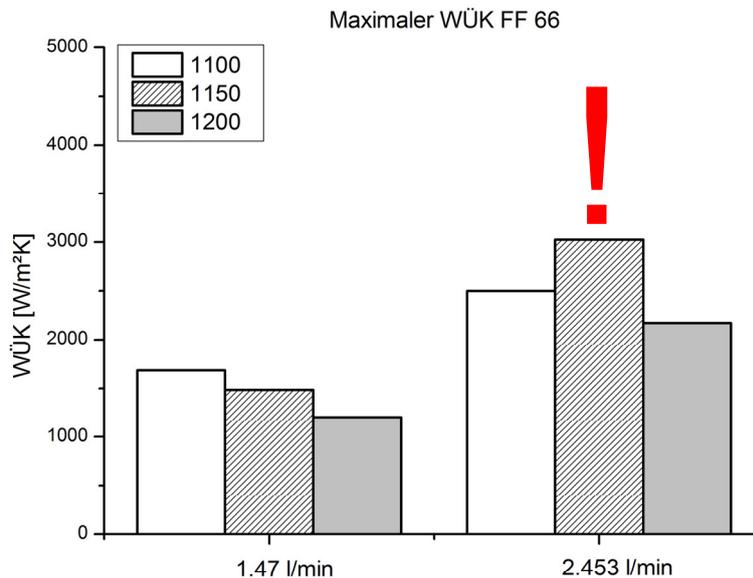


Abbildung 11.8: Maximaler WÜK in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur für zwei Wassermengen der Düse FF 66, es zeigt sich eine Unstetigkeit bei der maximalen Wassermenge

11.3 Reproduzierbarkeit der Ergebnisse

In diesem Kapitel wird auf die beobachteten Messunsicherheiten und Fehler beim Vermessen der Düsen am DMS eingegangen.

11.3.1 Abkühlen der Probenoberfläche durch sekundäres Spritzwasser

Vor allem bei hohen Wassermengen und -drücken kann es zu starken Verwirbelungen von Spritzwasser im Probenraum kommen. Das von den Wänden und Armaturen zurückgeworfene sekundäre Spritzwasser kann somit schon auf den Probenkörper treffen, lange bevor dieser in den eigentlichen Sprühkegel einfährt. Dadurch kommt es schon verfrüht zum Absinken der Oberflächentemperatur und zum Verfälschen des Messergebnisses. Um den Einfluss dieses Effektes zu bestimmen wurden Versuche durchgeführt, bei denen das Durchfahren der Probe durch den Sprühkegel bei höheren

Geschwindigkeiten erfolgte. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Abbildung 11.9 dargestellt. Bei höheren Geschwindigkeiten wird der Sprühkegel früher erreicht, die Abkühlung erfolgt daher früher. Weiters sinkt die maximale Temperaturdifferenz $\Delta TC1$ und $\Delta TC2$. Eine Steigerung der Geschwindigkeit von 0,5 auf 0,75 m/s führt zum Zeitpunkt des Eintrittes in den Sprühkegel zu einer Erhöhung der Oberflächentemperatur um 10 °C.

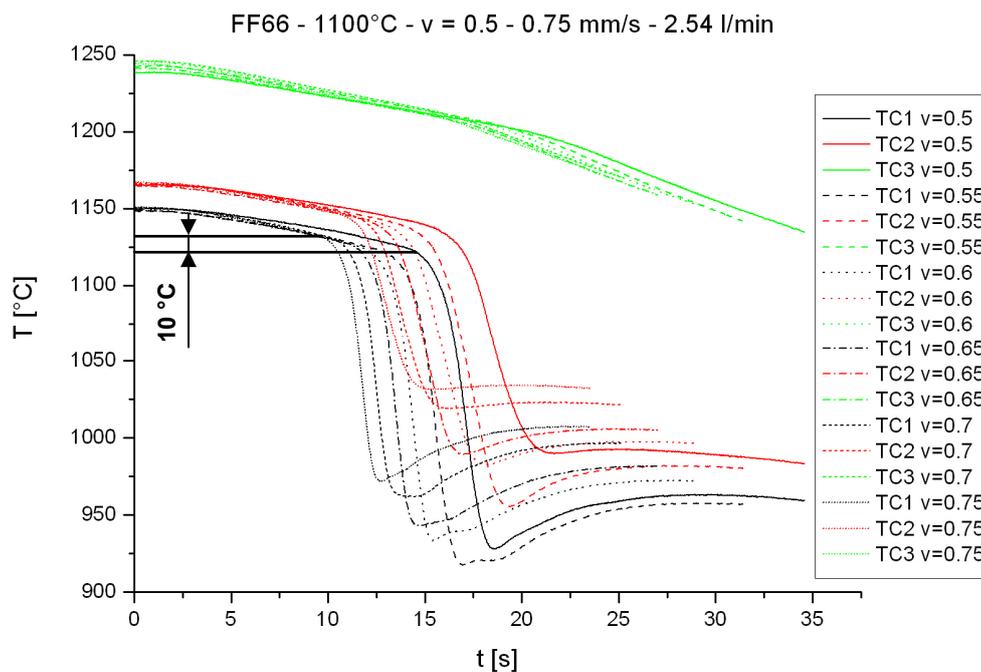


Abbildung 11.9: Abkühlkurve der Düse FF66 bei 1100 °C und 2.54 l/min, Einfluss verschiedener Geschwindigkeiten

11.3.2 Regelung der korrekten Spritzwassermenge

Die Regelung der Spritzwassermenge wird vom DMS selbstständig durch Variierung der Pumpenleistung durchgeführt. Dabei muss die erforderte Wassermenge mit einer Toleranz von $\pm 0,05$ l/min erreicht werden. Dieses Toleranzfenster muss über eine Zeitdauer von 2 s gehalten werden, erst danach beginnt die Anlage mit dem Verfahren der Probe durch den Sprühkegel. Die benötigte Zeit zum korrekten Einstellen der Wassermenge ist sehr unterschiedlich und beträgt zwischen 5 und 25 s. In dieser Zeit kann es vor allem bei hohen Spritzwassermengen zum Abkühlen der Probe durch sekundäres Spritzwasser kommen, wie in Kapitel 11.3.1 beschrieben.

11.3.3 Eindringen von Spritzwasser in die Isolierschicht der Probe

Die Abdichtung zwischen dem Probenkörper und der Bodenplatte ist am DMS durch eine Feuerfest-Reparaturmasse ausgeführt. Diese bildete in den Versuchen aber durch das wiederkehrende Aufheizen und Abkühlen schon nach kurzer Zeit Risse, wodurch Wasser in die darüberliegende Isolierschicht eindringen konnte, siehe Abbildung 11.10.

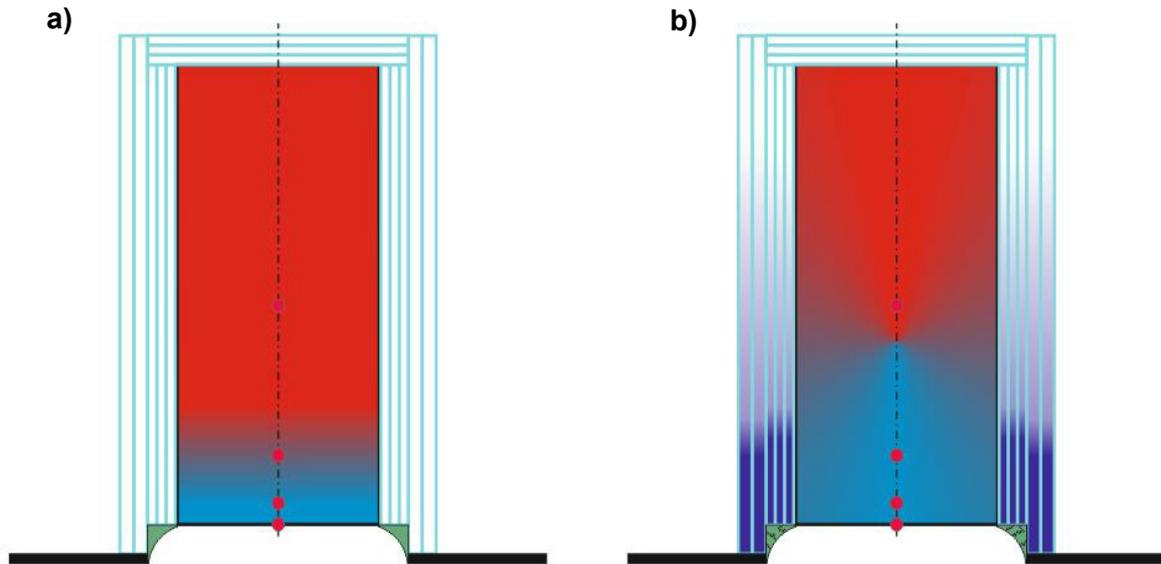


Abbildung 11.10: Temperaturverteilung im Probenkörper: a) Isolierung trocken b) Isolierung nass

Die feuchte Isolierung führte zu einer ungleichmäßigen Abkühlung im Probenkörper, da die Wärme nicht mehr eindimensional zur Oberfläche abgeführt wurde, sondern nun auch zu Rand der Probe. Als Folge zeigten die Thermolemente zu tiefe Temperaturen an, besonders wenn die Versuche mit hohen Wassermengen durchgeführt wurden. Die Isolierschicht ließ sich nur durch langes Glühen bei einer Temperatur von 800 °C trocknen.

11.3.4 Lebensdauer der Probenkörper

Aufgrund der hohen thermischen Belastung durch Aufheizen und Abkühlen ist die Lebensdauer der Probenkörper begrenzt. Nach etwa 25 bis 35 Versuchen mussten sie gewechselt werden, da die angezeigten Temperaturen nicht mehr der Realität entsprechen konnten. Obwohl alle Prüfkörper baugleich sind, können kleinste Unterschiede in den Kontakten zwischen Thermolementen und Probekörper zu Differenzen bei den gemessenen Temperaturen führen. Bei den Versuchen wurde deshalb stets darauf geachtet, zusammengehörige Reihen von Versuchsmessungen mit demselben Probenkörper

durchzuführen. Auch die Verzunderung der Probenoberfläche hat einen negativen Einfluss auf die Messgenauigkeit. Wie in Kapitel 5.6 erläutert kann es zum plötzlichen Abplatzen der Zunderschicht kommen, was zu einer starken Erhöhung des gemessenen WÜK führt. Deshalb kann es auch innerhalb einer Versuchsreihe, die mit demselben Probenkörper vermessen wird, zu Ausreißern kommen. Daneben kommt es durch das ständige Abplatzen und Nachbilden der Zunderschicht zu einem Materialverlust an der Probenoberfläche. Die Distanz zwischen den Thermoelementen TC1, TC2, TC3 und der Probenoberfläche wird damit verringert. Diese Distanz muss aber zur korrekten Berechnung des WÜK in der inversen Simulation immer mit dem numerischen Modell übereinstimmen. Daher ist es erforderlich die Probenkörper regelmäßig zu wechseln.

12 Zusammenfassung und Ausblick

Im Zuge dieser Arbeit wurden 4 Flachstrahldüsen und 2 Vollkegeldüsen bezüglich ihres Abkühlverhaltens bei verschiedenen Wassermengen, Entfernungen zur Probenoberfläche und Oberflächentemperaturen untersucht. Dadurch sollte ein besseres Verständnis der Abkühlbedingungen beim Stranggießen erreicht werden. Bei den Versuchen traten bei den Flachstrahldüsen Wärmeübergangskoeffizienten von 1000 bis 15000 W/m²K auf. Nach den Versuchen kam es stets zu einer Wiedererwärmung. Diese hohen Abkühlbedingungen können beim Stranggießen zu Rissen führen und sind daher nur begrenzt einzusetzen. Die Vollkegeldüsen zeigten deutlich geringere Wärmeübergangskoeffizienten von nur 600 W/m²K, nach den Versuchen trat keine Wiedererwärmung auf. Die Gefahr von Rissbildungen ist hier deutlich geringer. Durch die höhere Versuchszeit bei den Vollkegeldüsen kann dennoch eine hohe Wärmeabfuhr beobachtet werden.

Weiters wurde der Leidenfrosteffekt näher betrachtet und der Einfluss diverser Parameter auf die Leidenfrosttemperatur beobachtet. Die Leidenfrosttemperatur konnte bei den Messungen mit guter Näherung bei 800 °C festgestellt werden. Ein, wenn auch geringer, Einfluss auf die Leidenfrosttemperatur konnte festgestellt werden durch die:

- Wasserbeaufschlagungsdichte
- Oberflächenrauheit
- Materialeigenschaften (Oxidationsverhalten)

Im Versuchsteil der Arbeit konnte eine starke Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Wasserbeaufschlagungsdichte festgestellt werden. Damit konnten die Ergebnisse anderer Autoren [18]-[23] bestätigt werden. Diese Abhängigkeit lässt sich einfach erläutern: Eine höhere Wassermenge bedeutet dass sich die Wassertröpfchen mit höherer Geschwindigkeit fortbewegen. Dadurch bleibt den Tropfen weniger Zeit zum Erwärmen und sie legen weitere Strecken in flüssiger Form zurück. Dadurch ist die Dampfschichtdicke geringer und die isolierende Wirkung kleiner.

Daneben kam aber auch ein Einfluss der Oberflächentemperatur auf den Wärmeübergangskoeffizienten bereits im Bereich der stabilen Filmverdampfung zum Vorschein. Dieser galt bei den meisten Autoren stets als vernachlässigbar klein. Bei hohen Oberflächentemperaturen waren die gemessenen Wärmeübergangskoeffizienten stets kleiner als bei niedrigen Oberflächentemperaturen. Dieses Verhalten kann durch folgenden Mechanismus verdeutlicht werden: Eine Erhöhung der Oberflächentemperatur lässt mehr Spritzwasser verdampfen, wodurch die Dicke der Dampfschicht zunimmt und somit auch die isolierende Wirkung ansteigt. Es kann daher bei höheren Oberflächentemperaturen eine geringere Wärmemenge abgeführt werden, als bei tiefen Oberflächentemperaturen.

Weiters konnte ein polynomieller Zusammenhang zwischen den gemessenen Temperaturabnahmen und den simulierten Wärmeübergangskoeffizienten aufgezeigt werden. Damit lässt sich bei bekannter Temperaturabnahme einer Düse der Wärmeübergangskoeffizient quantitativ abschätzen.

Zur Optimierung der Kalibration wurden Versuche mit einem berührungslosen Pyrometer durchgeführt. Dadurch soll in Zukunft auf teure Thermoelemente zur Bestimmung der Oberflächentemperatur verzichtet werden können. Da der Emissionsgrad jedoch von der Temperatur abhängig ist, sind weitere Versuche durchzuführen um für jede Kalibration die korrekte Oberflächentemperatur zu bestimmen.

Literaturverzeichnis

- [1] Schwerdtfeger, K.(Hrsg), Metallurgie des Stranggießens, Gießen und Erstarren von Stahl, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf (1992), S. V, 12-19.
- [2] Schrewe, H., Stranggießen von Stahl, Einführung und Grundlagen, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, (1987), S. 152-157.
- [3] Lechner, M., W. Rauter, J. Rauter, Erstellung und Validierung numerischer Modelle für das Stranggießen von Stahl, Proceedings of the 10th international student day for metallurgy Leoben, (2003), 90-94.
- [4] Weisgerber B., M. Hecht and K. Harste, Investigations of the solidification structure of continuous cast slabs, steel research 70 (1999) Nr. 10, S. 403-411.
- [5] Cramb, A.W.(ed), Modeling of Continuous Casting. In: The Making, Shaping and Treating of Steel, 11th Edition, Casting Volume, The AISE Steel Foundation, (2003), 1-24.
- [6] Schwerdtfeger, K., Metallurgical problems in continuous casting of steel, Stahl u. Eisen 98 (1978) Nr. 6, 225-235.
- [7] Schwerdtfeger, K.(Hrsg.), Einführung in die Technik des Stranggießens von Stahl. In: Metallurgie des Stranggießens, Gießen und Erstarren von Stahl, Verlag Stahleisen, (1992), 1-34
- [8] Schwerdtfeger, K.(Hrsg.), Verformung und Rissbildung in stranggegossenem Stahl. In: Metallurgie des Stranggießens, Gießen und Erstarren von Stahl, Verlag Stahleisen, (1992), 370-401.
- [9] Wünnenberg, K., H. Jacobi und O. Pawelski, Verfahrens- und werkstofftechnische Untersuchungen zum Gießen und Walzen dünner Brammen, Stahl u. Eisen 113 (1993) Nr. 2, 55-62.

- [10]Miyazawa, M. and K. Schwertdfeger, Macrosegregation in continuously cast steel slabs: preliminary theoretical investigation on the effect of steady state bulging, Archiv Eisenhüttenwesen 52, (1981), Nr. 11, 415-422.
- [11]Cheung, N. and A. Garcia, The use of a heuristic search technique for the optimization of quality of steel billets produced by continuous casting, Engineering Applications of Artificial Intelligence 14, (2001), 229-318.
- [12]Nozaki, T., J. Matsuno, K. Murata, H. Ooi and M. Kodama, A Secondary Cooling Pattern for preventing Surface Cracks of Continuous Casting Slab, Transactions ISIJ, Vol 18 (1978) 330-338.
- [13]Wolf, M., Über den Zusammenhang zwischen Anfangserstarrung und Beschaffenheit der Stangoberfläche bei peritektisch erstarrenden Stählen, Habilitationsschrift, TU Freiberg, (1996).
- [14]Cramb, A.W.(ed), Primäry and Secondary Cooling. In: The Making, Shaping and Treating of Steel, 11th Edition, Casting Volume, The AISE Steel Foundation, (2003), 1-52.
- [15]Cramb, A.W.(ed), Surface Defects on Continuously Cast Strands. In: The Making, Shaping and Treating of Steel, 11th Edition, Casting Volume, The AISE Steel Foundation, (2003), 1-58.
- [16]Reiners, U., R. Jeschar und R. Scholz, Wärmeübertragung bei der Stranggusskühlung durch Spritzwasser, Steel Research (1989) No. 10, 442-450.
- [17]Schwertdfeger, K.(Hrsg.), Berechnung des Erstarrungsvorganges und der Wärmeübertragung. In: Metallurgie des Stranggießens, Gießen und Erstarren von Stahl, Verlag Stahleisen, (1992), 91-124.
- [18]Müller, H., R. Jeschar und C. Zellerfeld, Untersuchung des Wärmeübergangs an einer simulierten Sekundärkühlzone beim Stranggießverfahren, Arch. Eisenhüttenwesen 44 (1973) Nr. 8, 589-594.
- [19]Reiners, U., Wärmeübertragung durch Spritzwasserkühlung heißer Oberflächen im Bereich der stabilen Filmverdampfung, Dissertation, TU Clausthal, (1987).
- [20]Chen, J., J.Q. Zhu, C.M. Rogal und R. Kopp, Untersuchungen zur Wärmeübertragung bei der Spritzwasserkühlung, steel research 60, (1989), No. 12, 550-560.
- [21]Müller, H.R., Wärmeübergang bei der Spritzwasserkühlung von Nichteisenmetallen, Dissertation, TU Clausthal, (1985).
- [22]Todorov, T., Wärmeübergang bei der Sprühkühlung unter Berücksichtigung der Sprühstrahlparameter, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, (2009).
- [23]Etienne, A. and B. Mairy, C.R.M 55, (1979), 1-13.
- [24]Bernardini, J.D., C.J. Stebbins and I. Mudawar, Effects of surface roughness on water droplet impact history and heat transfer regimes, Int. J. Heat Mass Transfer 40, (1997), No. 1, 73-88.

- [25] Sasaki, K., Y. Sugitani and M. Kawasaki, Heat Transfer in Spray Cooling on Hot Surface, *Tetsu-to-Hagane* 65, (1979), No. 1, 90-96.
- [26] Mitsutsuka, 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), No. 2, 268-274.
- [27] Bamberger, M. und B. Prinz, Determination of heat transfer coefficients during water cooling of metals, *Materials Science and Technology* 2, (1986), No. 4, 410-415.
- [28] Jeschar, E.h. R. und L. Maibücher, Experimentelle Untersuchung des Wärmeübergangs bei der Verdampfungskühlung im Sprühnebel, http://www.ievb.tu-clausthal.de/fileadmin/Downloads/Forschungsberichte/bericht-20_maibuecher.pdf, abgerufen 14.07.2011.
- [29] Puschmann, F., Experimentelle Untersuchung der Spraykühlung zur Qualitätsverbesserung durch definierte Einstellung des Wärmeübergangs, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, (2003)
- [30] Fry, J. C., H. D. Morgan, W. D. Morris and J. O. Medwell, Design of steady state test apparatus to evaluate heat transfer coefficient of spray, *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 24, (1997), No. 1, 47-52.
- [31] Fujimoto, H., N. Hatta, H. Asakawa and T. Hashimoto, Predictable Modelling of Heat Transfer Coefficients between Spraying Water and a Hot Surface above the Leidenfrost Temperature, *ISIJ International*, Vol. 37, (1997), No. 5, 492-497.
- [32] Wendelstorf, J., K.-H. Spritzer und R. Wendelstorf, Spray water cooling heat transfer at high temperatures and liquid mass fluxes, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 51, (2008), 4902-1910.

A Abkühlkurven und WÜK-Verläufe

A.1 FF 64

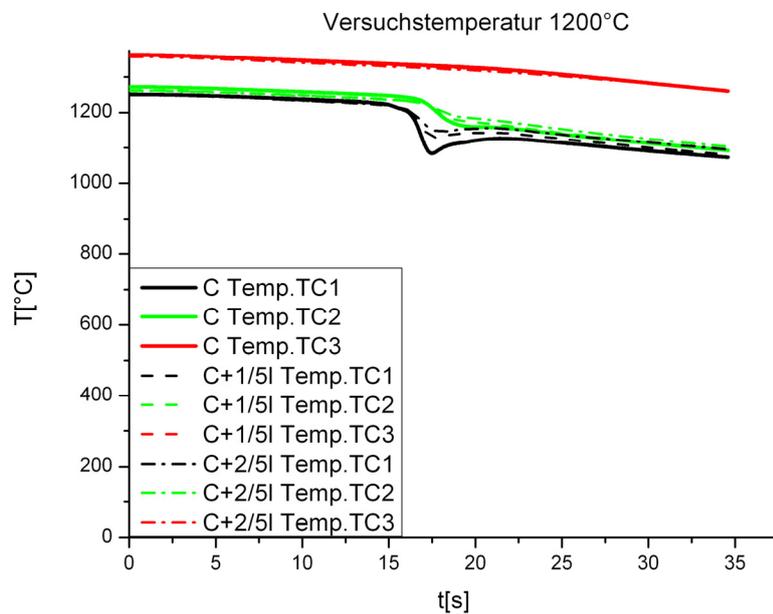


Abbildung A 1: Abkühlkurve FF 64 bei 1200 °C und 0,98 l/min

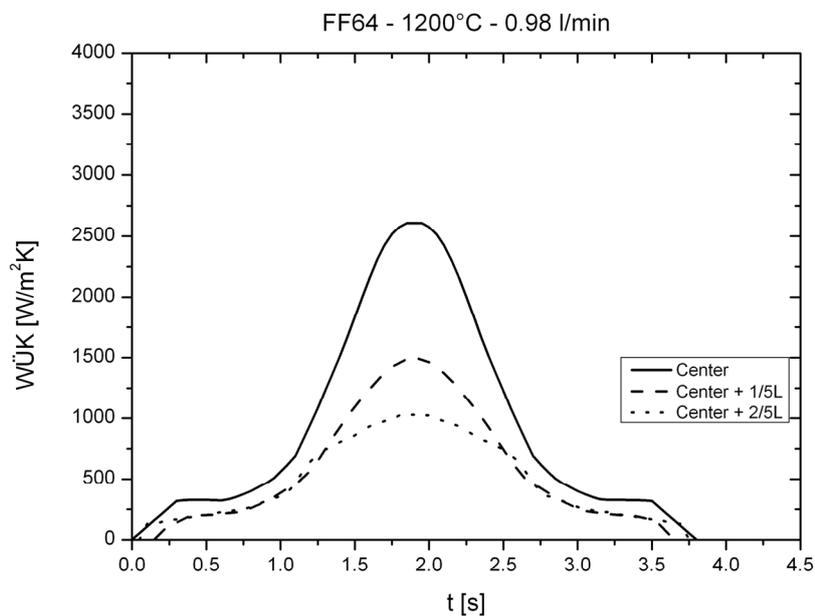


Abbildung A 2: WÜK-Verlauf FF64 bei 1200 °C und 0,98 l/min

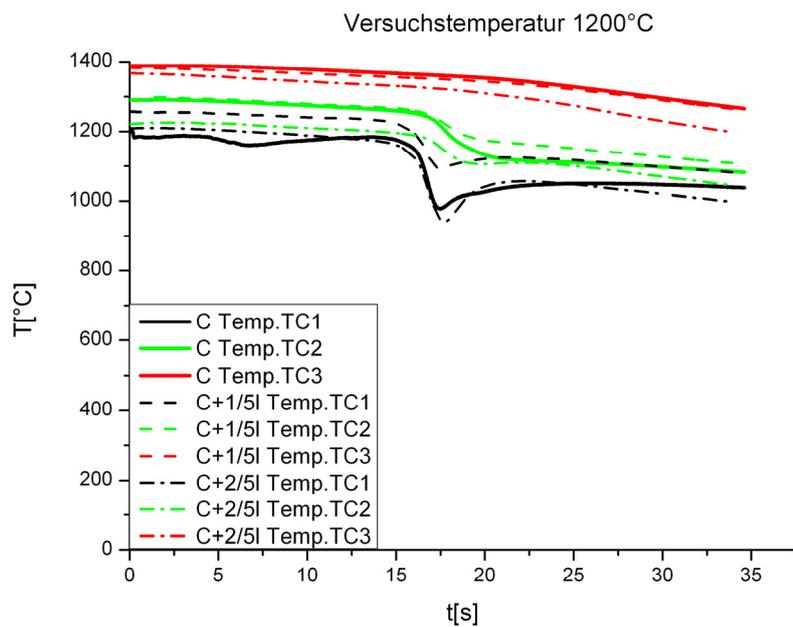


Abbildung A 3: Abkühlkurve FF 64 bei 1200 °C und 1,635 l/min

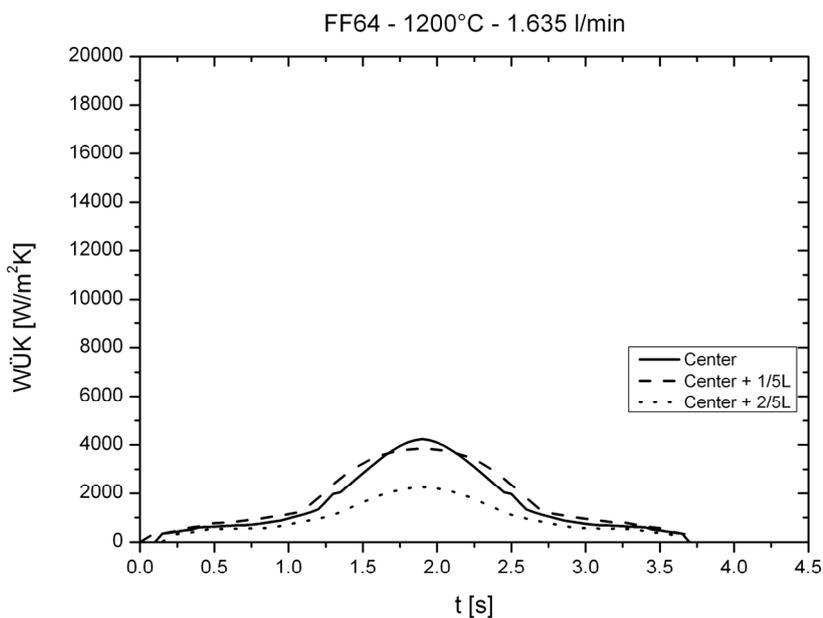


Abbildung A 4: WÜK-Verlauf FF64 bei 1200 °C und 1,635 l/min

A.2 FF 66

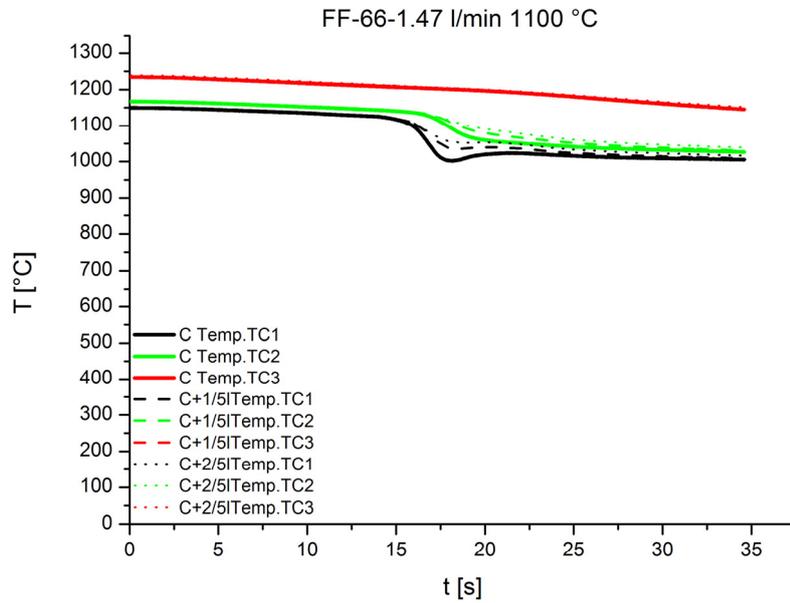


Abbildung A 5: Abkühlkurve FF 66 bei 1100 °C und 1,47 l/min

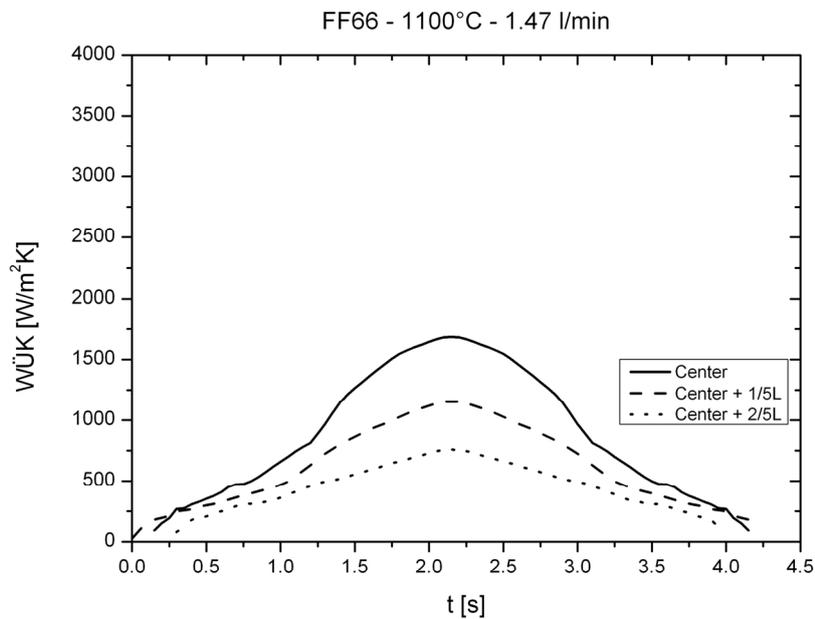


Abbildung A 6: WÜK-Verlauf FF66 bei 1100 °C und 1,47 l/min

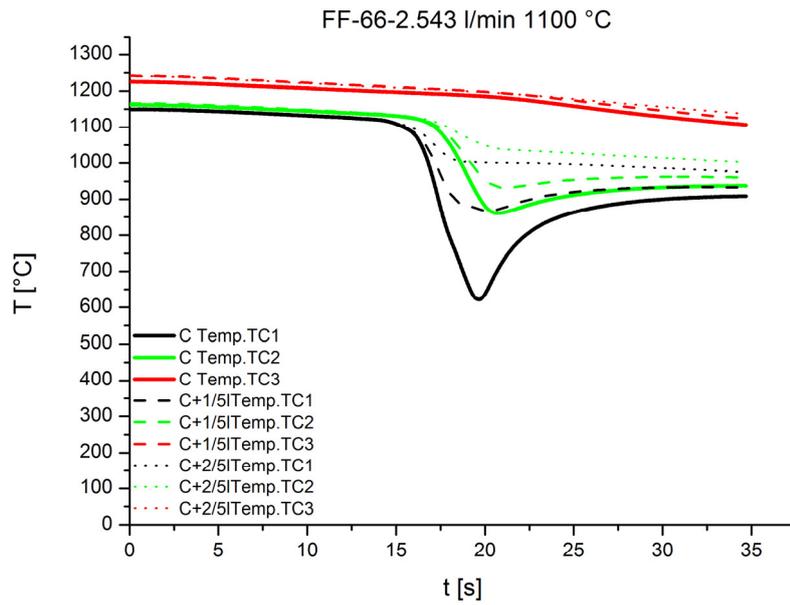


Abbildung A 7: Abkühlkurve FF 66 bei 1100 °C und 2,453 l/min

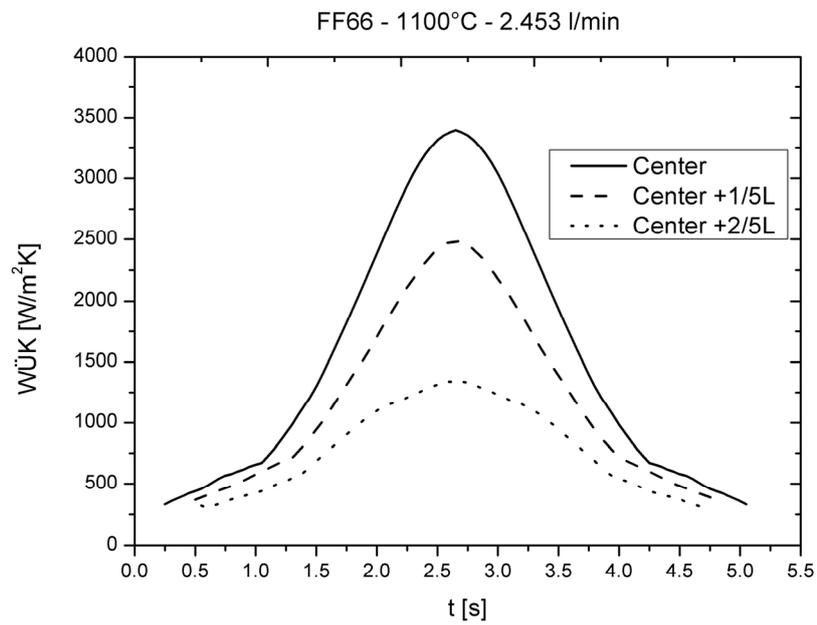


Abbildung A 8: WÜK-Verlauf FF66 bei 1100 °C und 2,453 l/min

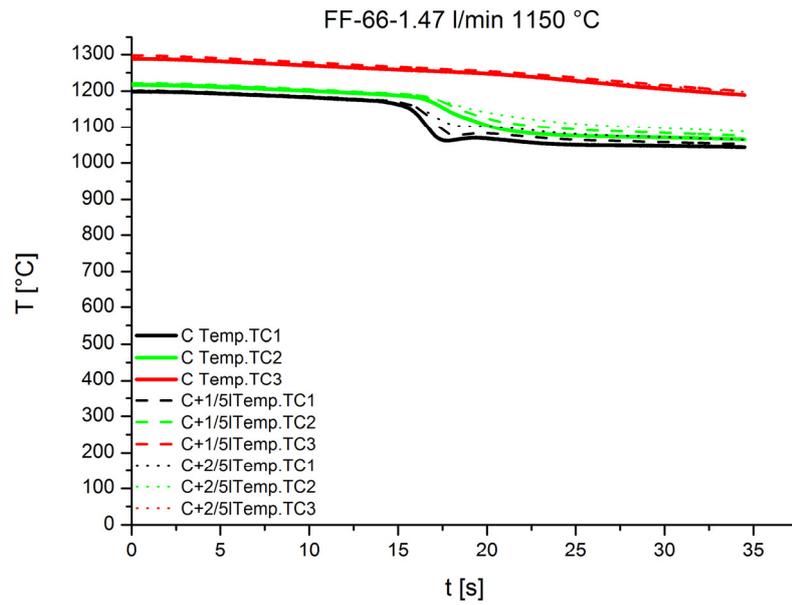


Abbildung A 9: Abkühlkurve FF 66 bei 1150 °C und 1,47 l/min

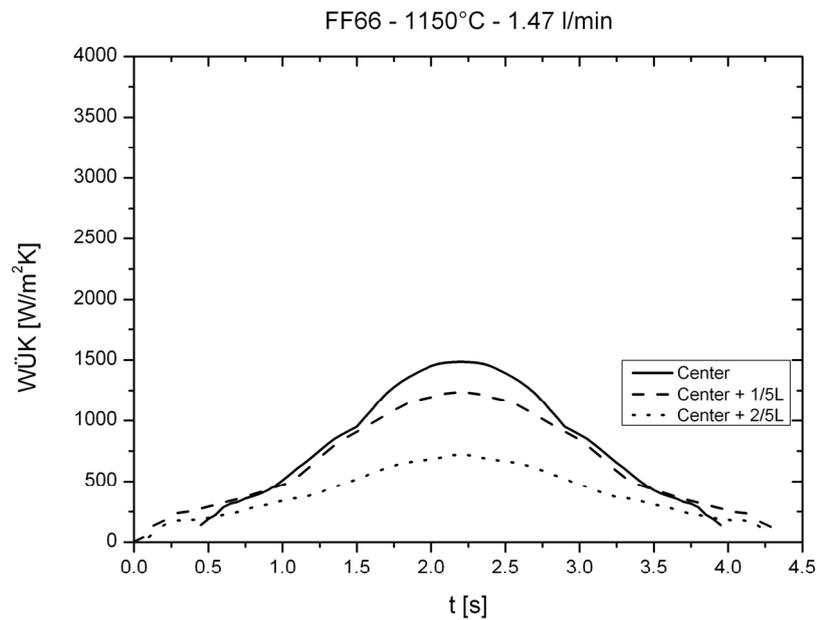


Abbildung A 10: WÜK-Verlauf FF66 bei 1100 °C und 1,47 l/min

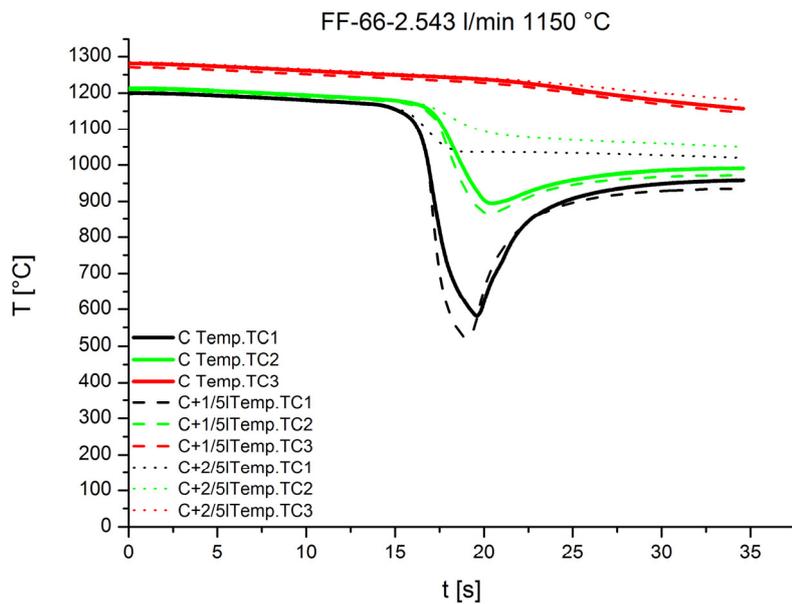


Abbildung A 11: Abkühlkurve FF 66 bei 1150 °C und 2,453 l/min

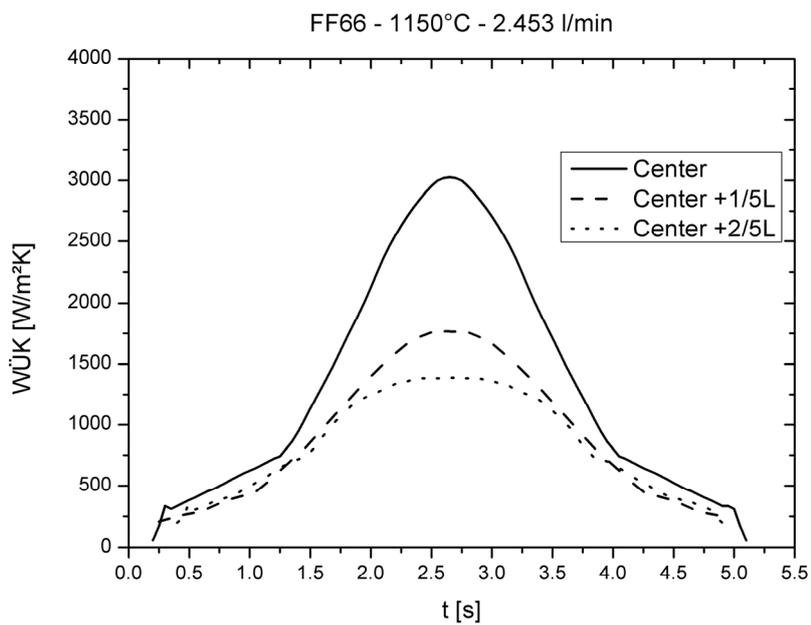


Abbildung A 12: WÜK-Verlauf FF66 bei 1150 °C und 2,453 l/min

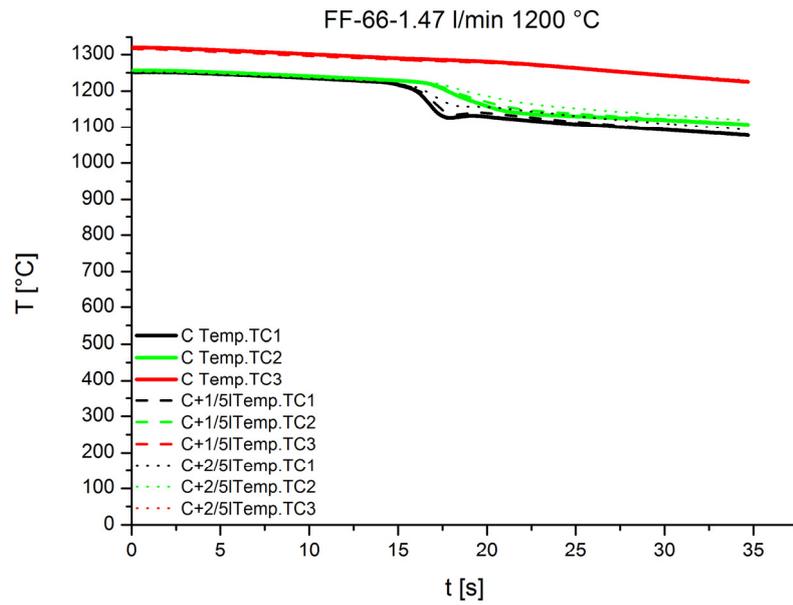


Abbildung A 13: Abkühlkurve FF 66 bei 1200 °C und 1,47 l/min

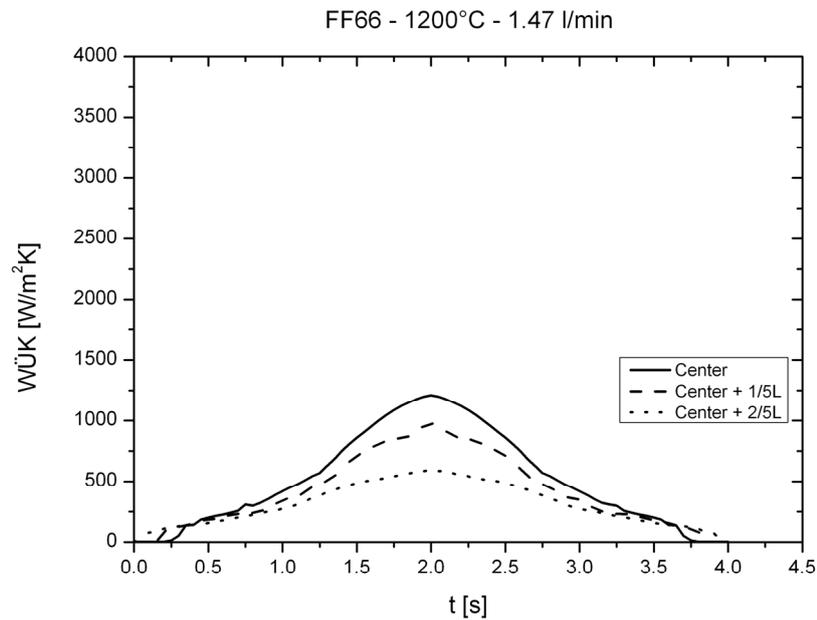


Abbildung A 14: WÜK-Verlauf FF66 bei 1200 °C und 1,47 l/min

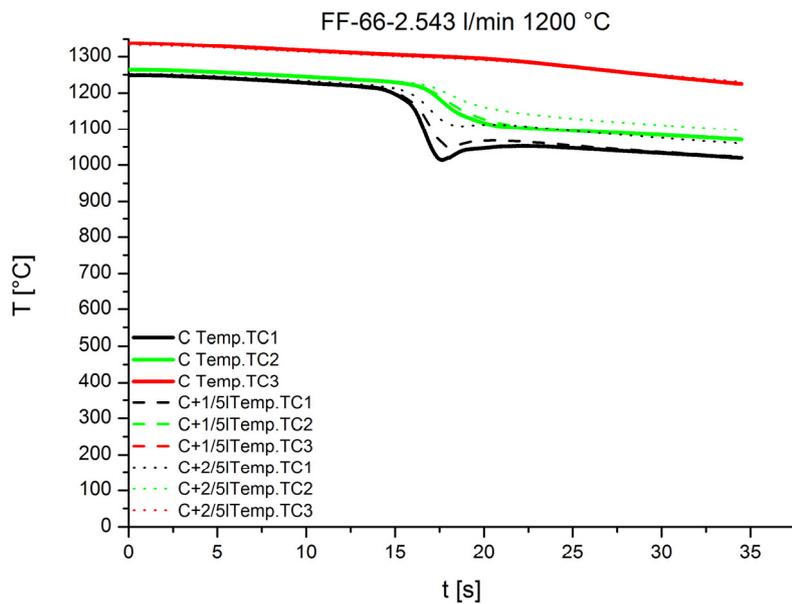


Abbildung A 15: Abkühlkurve FF 66 bei 1200 °C und 2,453 l/min

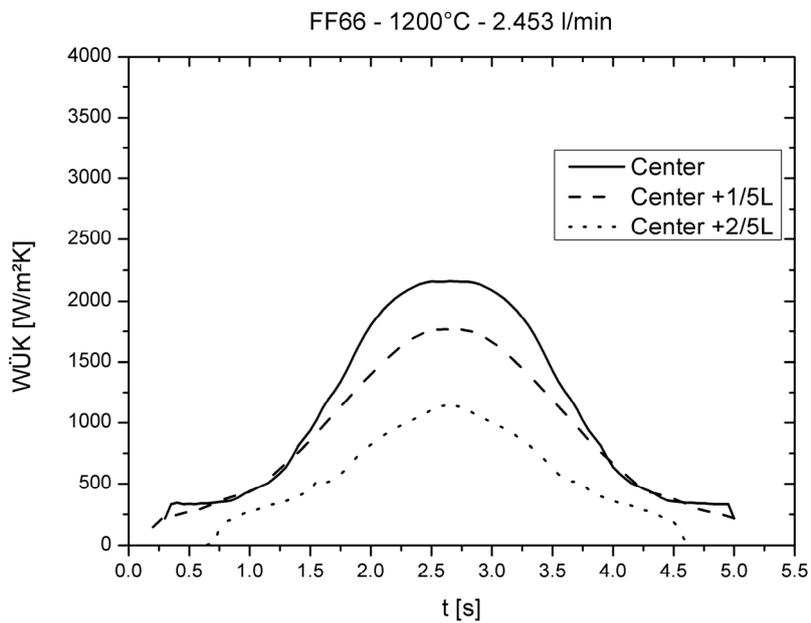


Abbildung A 16: WÜK-Verlauf FF66 bei 1200 °C und 2,453 l/min

A.3 FF 68

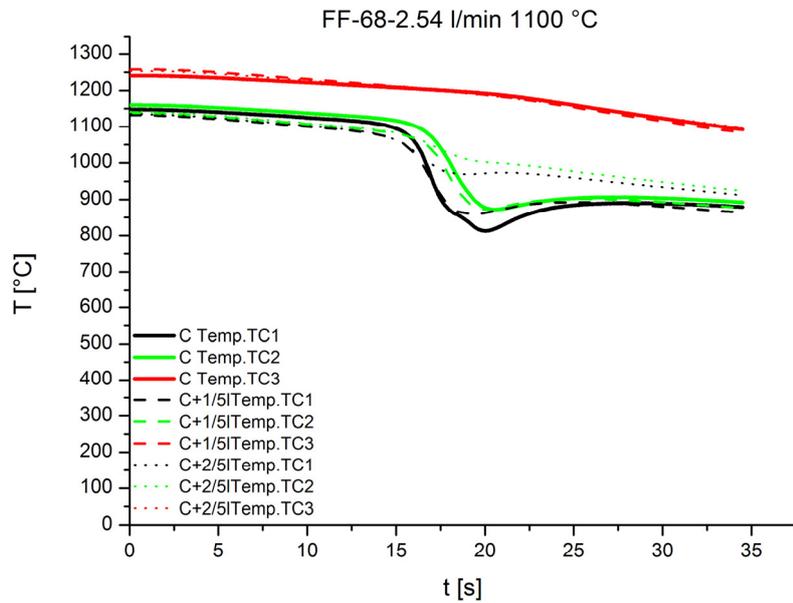


Abbildung A 17: Abkühlkurve FF 68 bei 1100 °C und 2,54 l/min

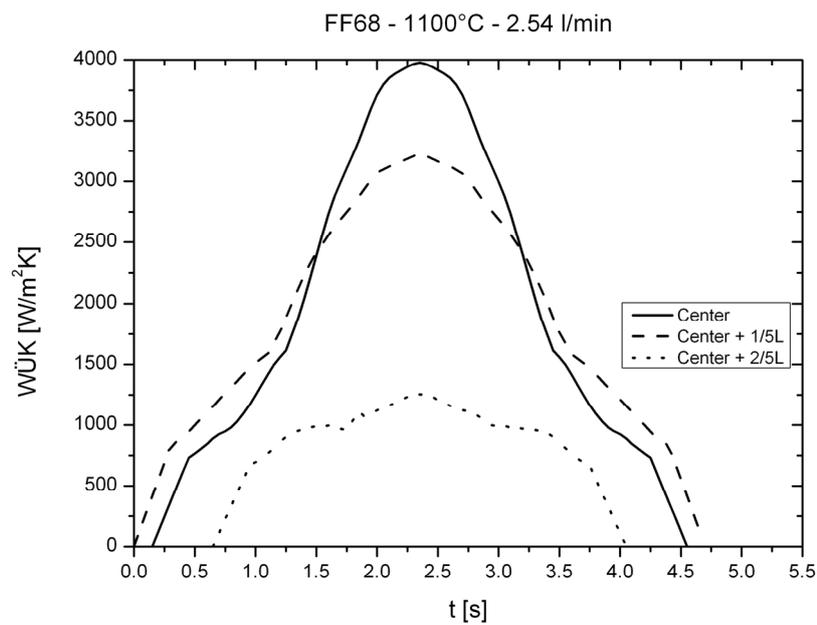


Abbildung A 18: WÜK-Verlauf FF68 bei 1100 °C und 2,54 l/min

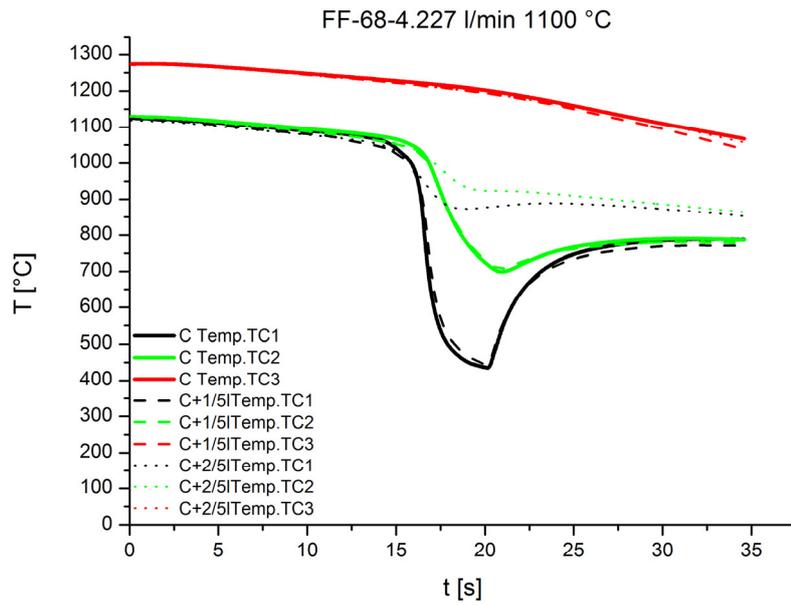


Abbildung A 19: Abkühlkurve FF 68 bei 1100 °C und 4,227 l/min

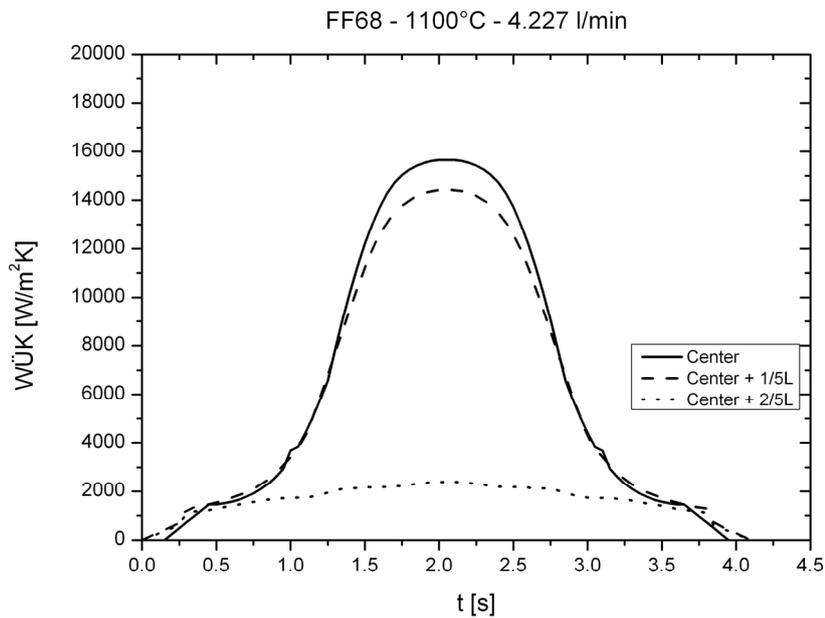


Abbildung A 20: WÜK-Verlauf FF68 bei 1100 °C und 4,227 l/min

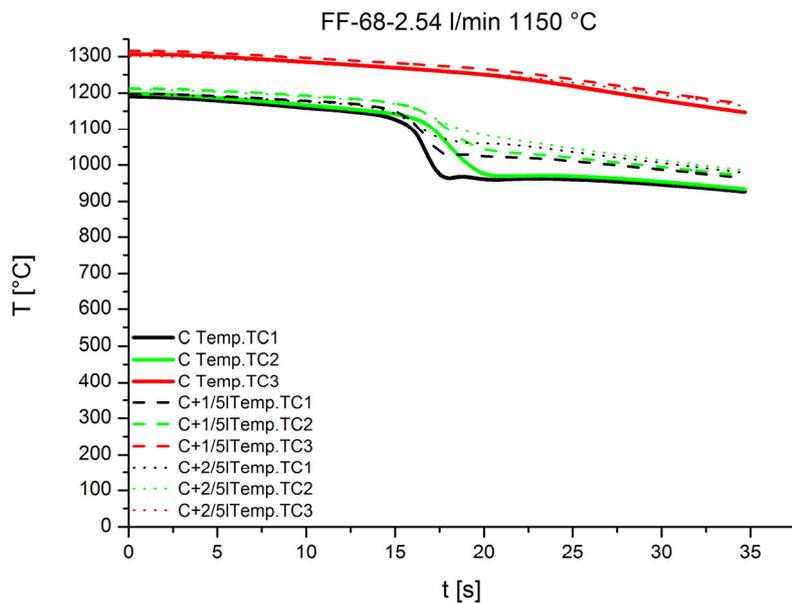


Abbildung A 21: Abkühlkurve FF 68 bei 1150 °C und 2,54 l/min

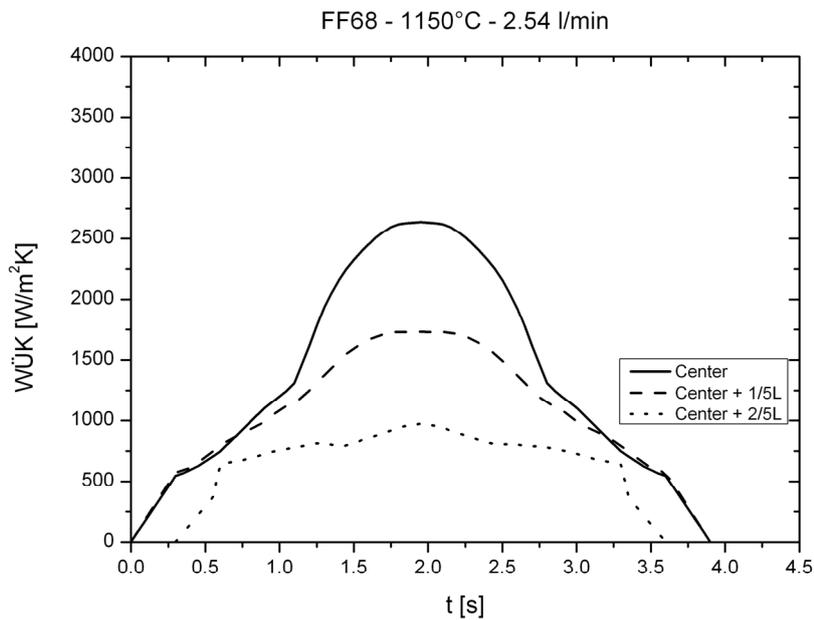


Abbildung A 22: WÜK-Verlauf FF68 bei 1150 °C und 2,54 l/min

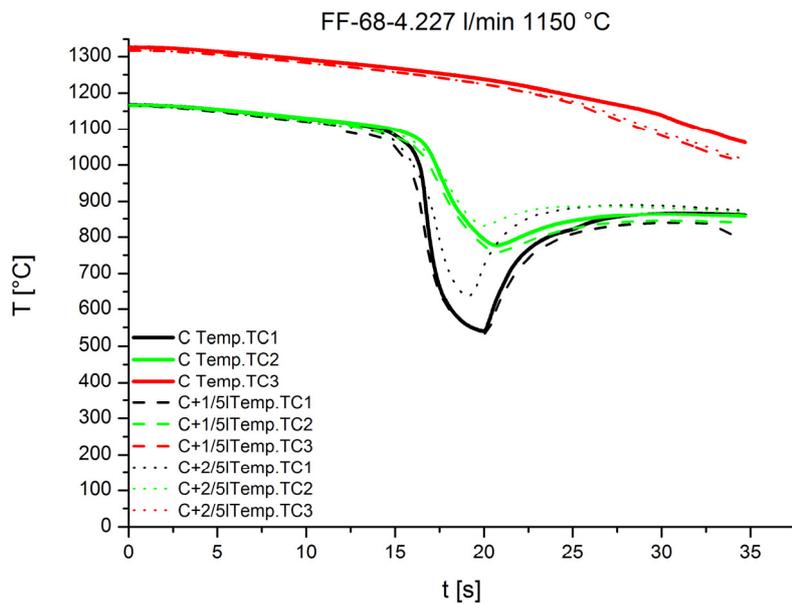


Abbildung A 23: Abkühlkurve FF 68 bei 1150 °C und 4,227 l/min

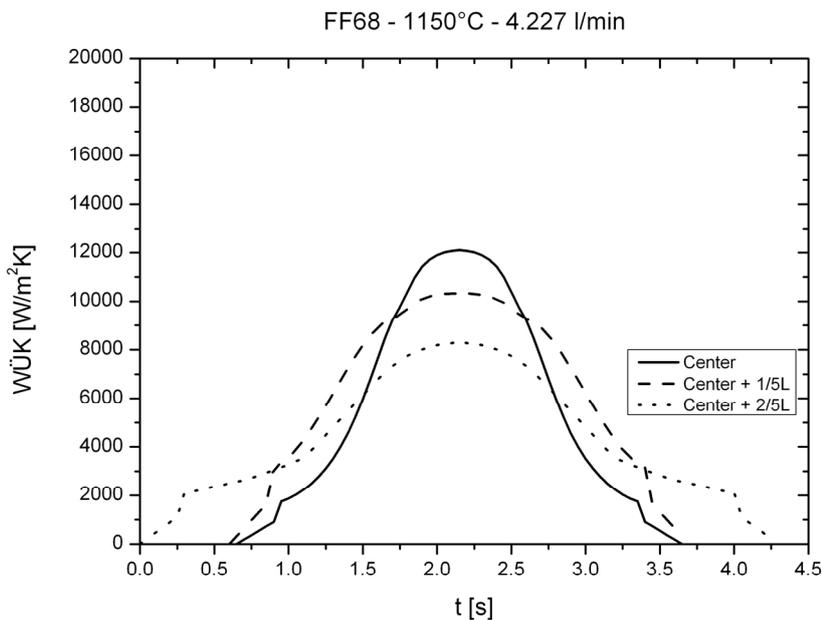


Abbildung A 24: WÜK-Verlauf FF68 bei 1150 °C und 4,227 l/min

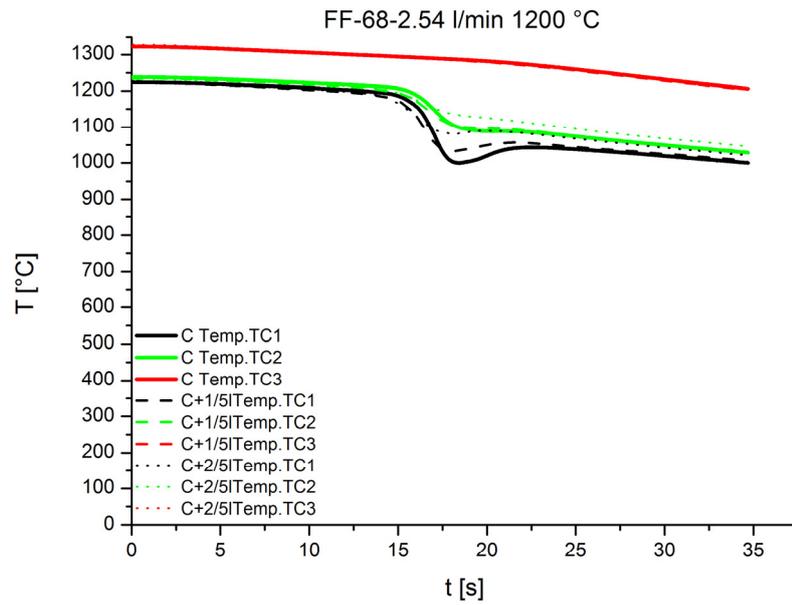


Abbildung A 25: Abkühlkurve FF 68 bei 1200 °C und 2,54 l/min

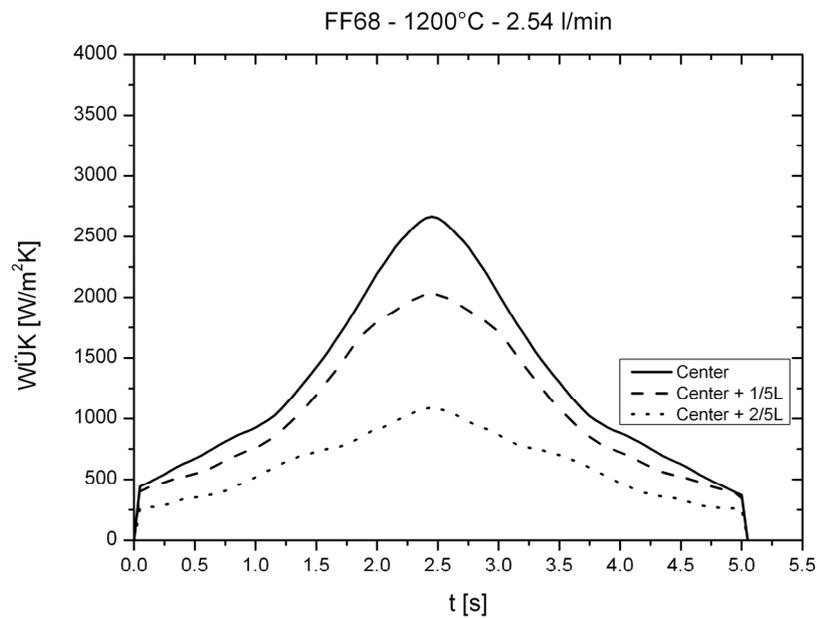


Abbildung A 26: WÜK-Verlauf FF68 bei 1200 °C und 2,54 l/min

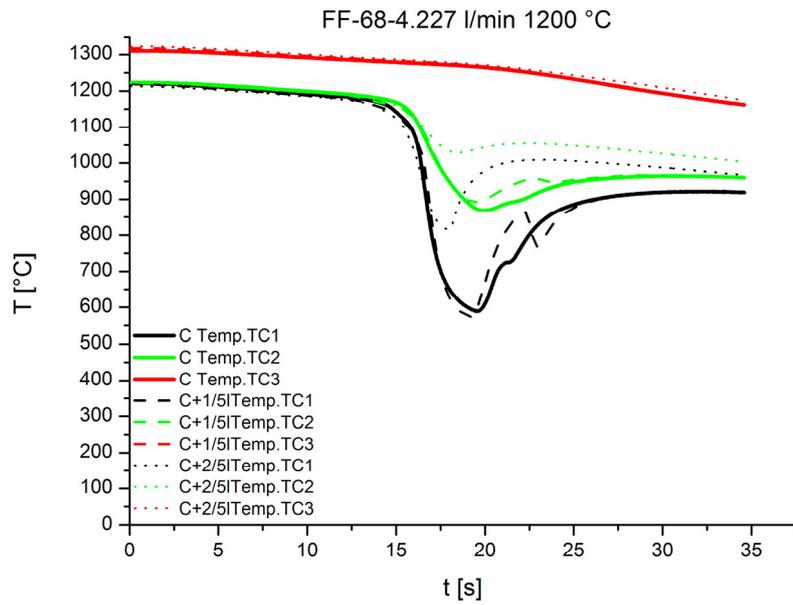


Abbildung A 27: Abkühlkurve FF 68 bei 1200 °C und 4,227 l/min

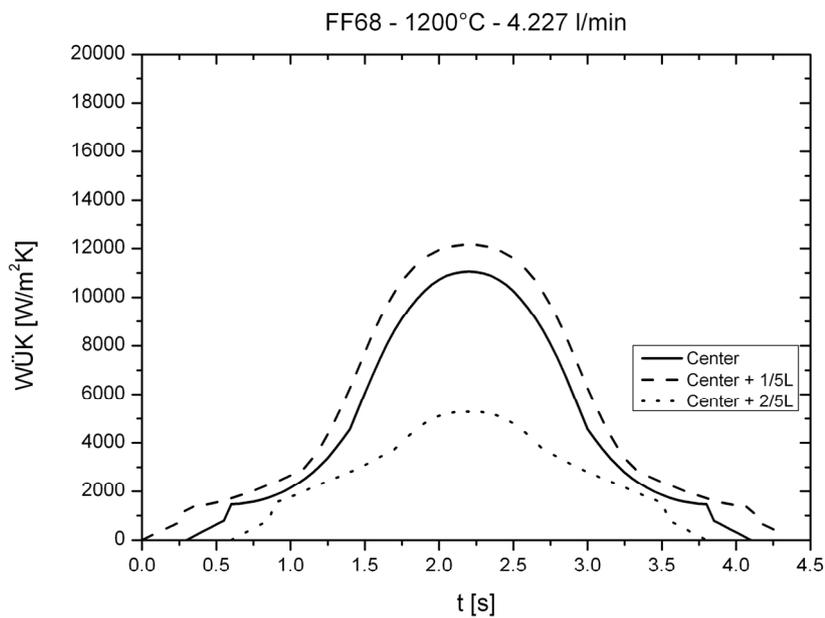


Abbildung A 28: WÜK-Verlauf FF68 bei 1200 °C und 4,227 l/min

A.4 FF 70

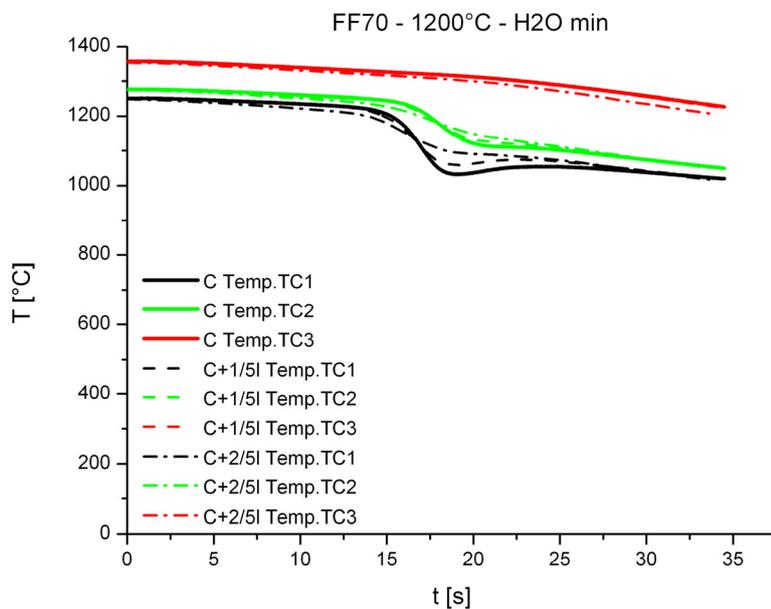


Abbildung A 29: Abkühlkurve FF 70 bei 1200 °C und 3,81 l/min

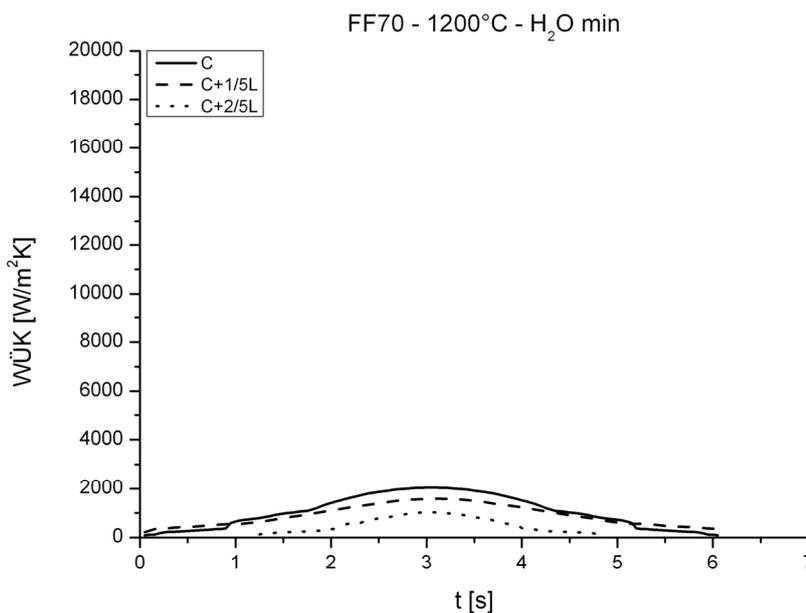


Abbildung A 30: WÜK-Verlauf FF70 bei 1200 °C und 3,81 l/min

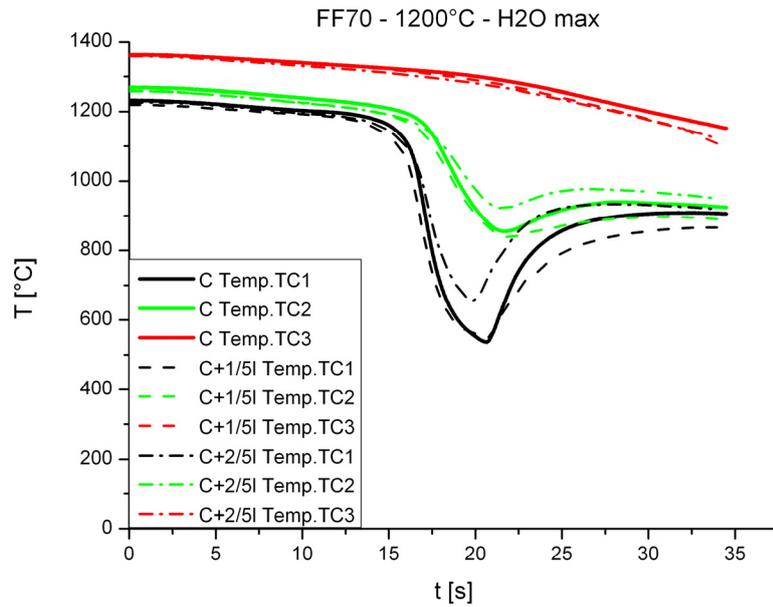


Abbildung A 31: Abkühlkurve FF 70 bei 1200 °C und 6,34 l/min

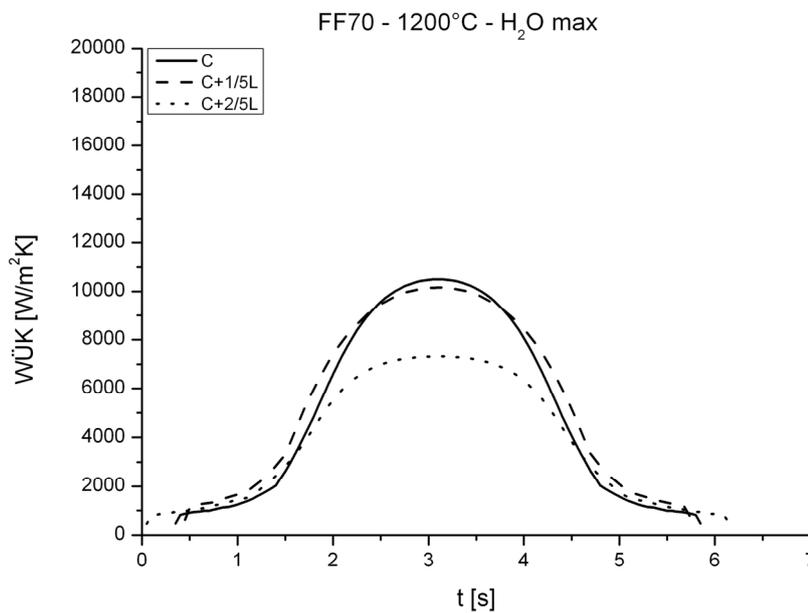


Abbildung A 32: WÜK-Verlauf FF70 bei 1200 °C und 6,34 l/min

A.5 FC 00

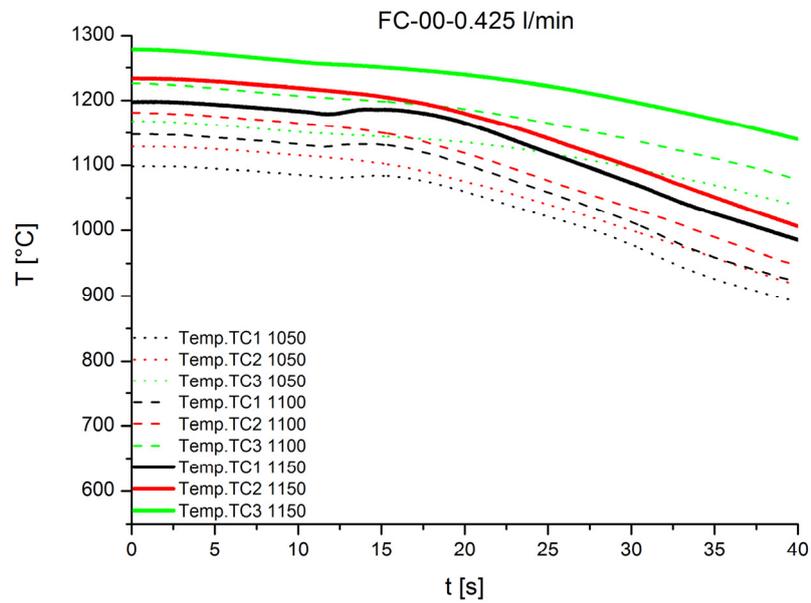


Abbildung A 33: Abkühlkurve FC 00 bei 0,34 l/min

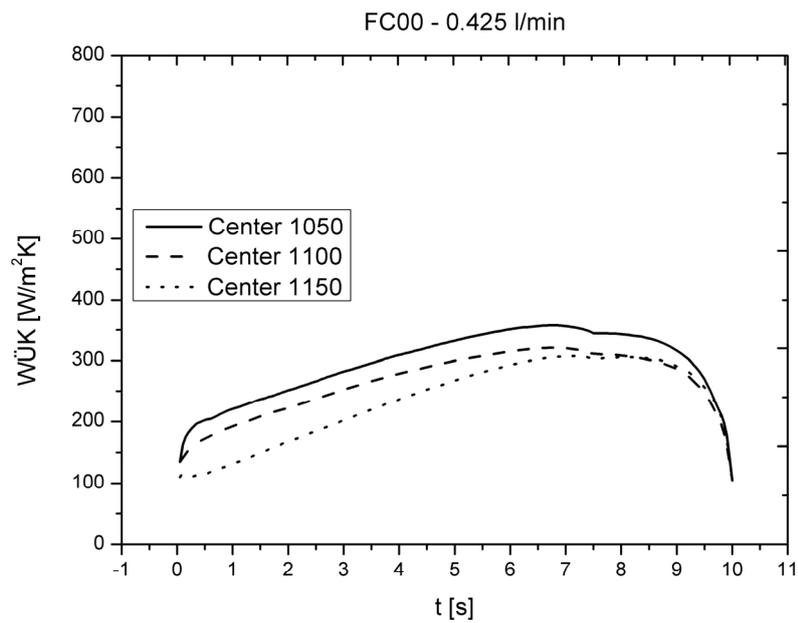


Abbildung A 34: WÜK-Verlauf FC 00 bei 0,34 l/min

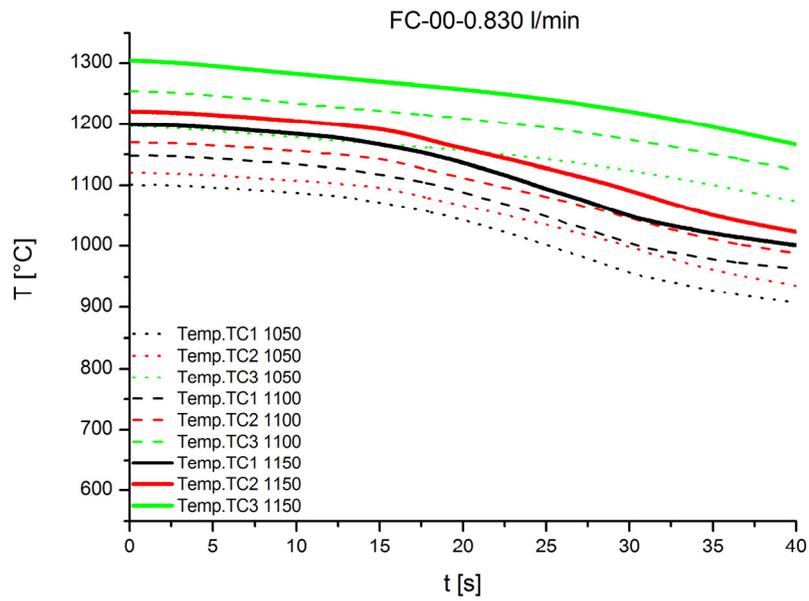


Abbildung A 35: Abkühlkurve FC 00 bei 0,830 l/min

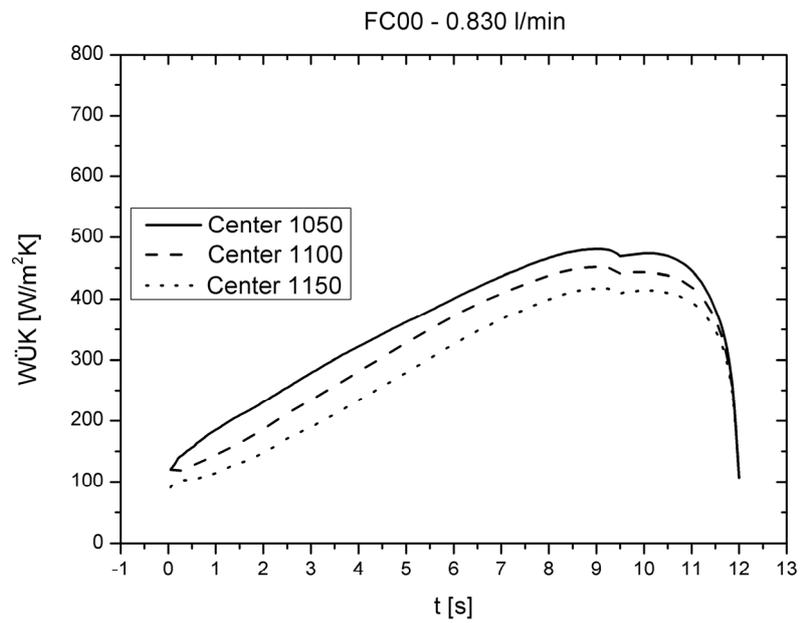


Abbildung A 36: WÜK-Verlauf FC 00 bei 0,830 l/min

A.6 FC 12

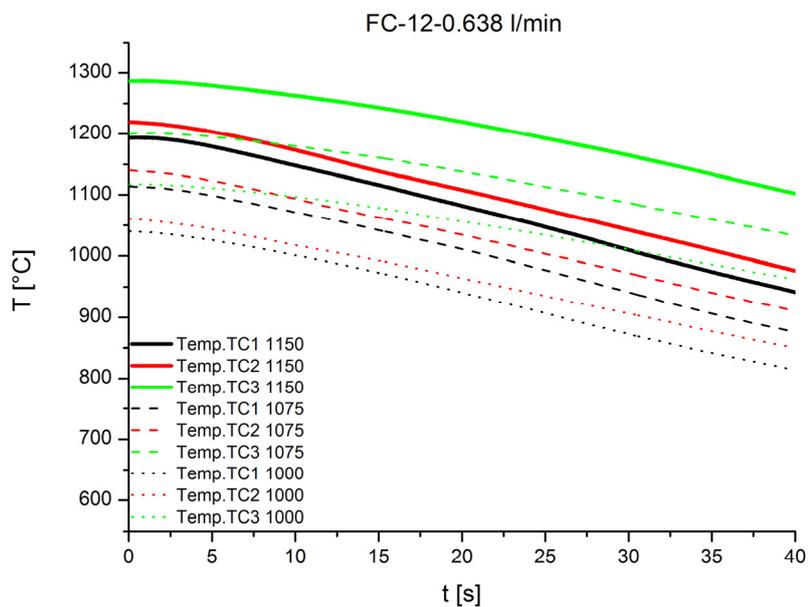


Abbildung A 37: Abkühlkurve FC 12 bei 0,638 l/min

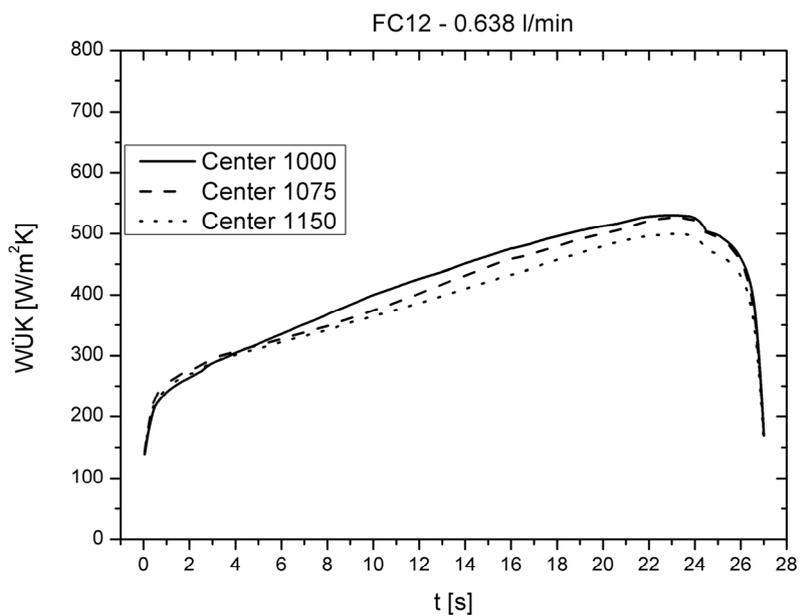


Abbildung A 38: WÜK-Verlauf FC 12 bei 0,638 l/min

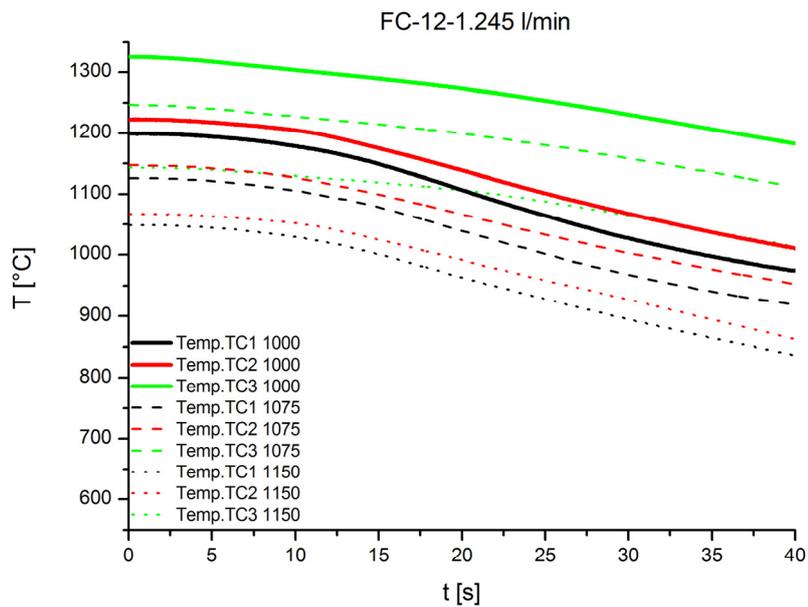


Abbildung A 39: Abkühlkurve FC 12 bei 1,245 l/min

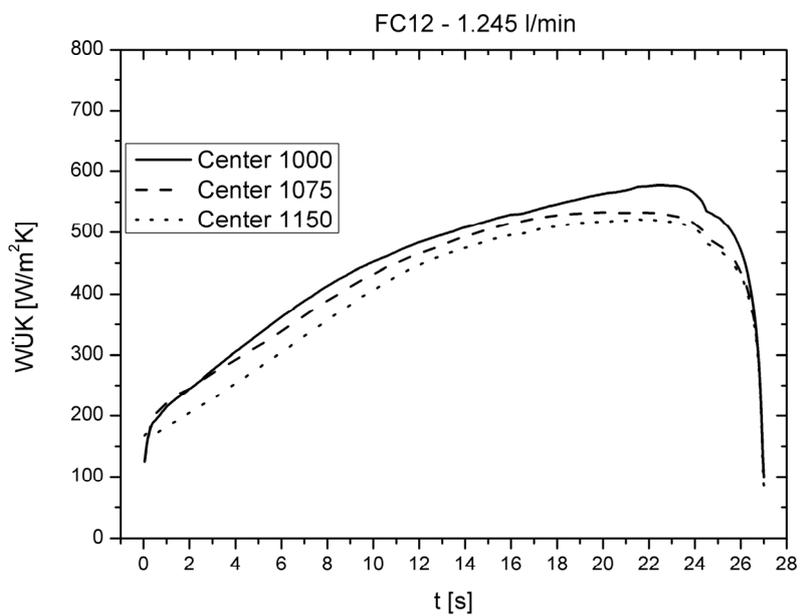


Abbildung A 40: WÜK-Verlauf FC 12 bei 1,245 l/min