



Montanuniversität Leoben
Lehrstuhl für Gießereikunde,
Department für Metallurgie
Vorstand Univ.Prof.Dipl.-Ing.Dr. Peter Schumacher



MASTERARBEIT

Untersuchung zur Kühlwirkung in Druckgussformen

Wolfgang Gössl

Betreuer:

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. Peter Schumacher

Dipl.-Ing. Gerhard Schindelbacher



Leoben, im Oktober 2011

Kurzfassung

Porosität, bedingt durch Lufteinschlüsse bei der Formfüllung oder Lunkerbildung während der Erstarrung, führt bei Druckgussteilen zu erheblich schlechteren mechanischen Eigenschaften. Besonders in der Nähe sogenannter Hotspots entsteht vermehrt Porosität aufgrund der nicht ausreichenden Speisung über den Gießkolben. Durch gezielte lokale Kühlung in den betroffenen Bereichen der Druckgussform, könnten diese Hotspots vermieden und eine bessere Gussqualität erzielt werden.

Das Ziel dieser Arbeit war der Vergleich unterschiedlicher Kühlmethoden und die Evaluierung der Unterschiede zwischen einem Standardwarmarbeitsstahl und neuester Warmarbeitsstähle mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit.

Bei den Versuchen wurde eine Kernkühlung simuliert, welche im Druckguss bedingt durch die geometrischen Eigenschaften die meiste Wärmemenge abtransportieren muss. Unterschiedlichste Kühlnormalien und Kühlmethoden (Wasserkühlung, Ölkühlung, Jet Cooling und CO₂ Kühlung) wurden getestet und miteinander verglichen. Auch der Einfluss höherwertiger Warmarbeitsstähle auf die Kühlleistung wurde ermittelt.

Abstract

Porosity, caused mainly by air entrapment, is one of the major casting defects in high pressure die casting and leads to a lower casting quality and poor mechanical properties. Especially hotspots, which occur during solidification, lead to higher grades of porosity due to insufficient feeding. Controlled cooling in these locations would stop the formation of hotspots and increase the casting quality and mechanical properties.

The aim of this thesis was the comparison of different cooling methods and the influence of several hot working steels with advanced thermal conductivity on heat extraction.

Experiments simulated the situation of core cooling during the high pressure die casting process. Different standard elements as inserts for the core and cooling media (i.e. water cooling, oil cooling, jet cooling and CO₂ cooling) were tested and evaluated. Furthermore, the influence of hot working steels with advanced thermal conductivity on the cooling efficiency was tested.

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.

12. Oktober 2011

.....
Wolfgang Gössl

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Allgemeine Formelzeichen	I
Akronyme.....	II
1 Einleitung	1
1.1 Aufgabenstellung und Zielsetzung	1
2 Theorie.....	3
2.1 Druckguss.....	3
2.2 Wärmehaushalt im Druckguss	9
2.2.1 Wärmeübertragung Allgemein.....	9
2.2.1.1 Wärmeleitung.....	9
2.2.1.2 Wärmestrahlung	10
2.2.1.3 Konvektion	11
2.2.2 Wärmebilanz in der Druckgussform	12
2.2.3 Temperaturverteilung in der Druckgussform	15
2.2.4 Thermophysikalische Eigenschaften von Legierungen	17
2.3 Temperierung der Gussform	19
2.3.1 Temperierung mit Wasser	20
2.3.2 Temperierung mit Wärmeträgeröl.....	21
2.3.3 Sonderkühlverfahren Jet Cooling	22
2.3.4 Sonderkühlverfahren CO ₂ Kühlung	24
3 Experimentelle Methoden	26

3.1	Prüfstand	26
3.1.1	Prüfkopf	26
3.1.1.1	Prüfkopf Werkstoffe	33
3.1.2	Normalien	34
3.1.2.1	Verteilerrohr (VR).....	34
3.1.2.2	Umlenksteg (US)	35
3.1.2.3	Spiralkern eingängig (SKE)	37
3.1.2.4	Spiralkern zweigängig (SKZ)	38
3.1.2.5	Jet Cooling	39
3.1.2.6	CO ₂ Kühlung.....	40
3.1.3	Geräte.....	40
3.1.3.1	Öltemperiergeräte.....	40
3.1.3.2	Wassertemperiergerät	42
3.1.3.3	Jet Cooling	44
3.1.3.4	CO ₂ Kühlung.....	44
3.1.3.5	Schaltschrank	45
3.2	Versuchsdurchführung.....	45
3.2.1	Versuchsdurchführung Wasser- und Öltemperierung.....	45
3.2.2	Versuchsdurchführung Sonderverfahren	50
3.2.3	Ermittlung der Ergebnisse	51
3.2.3.1	Ermittlung der Abkühlkurven	51
3.2.3.2	Ermittlung der Abkühlraten k ₁ und k ₂	52
3.2.3.3	Ermittlung der stationären Temperatur.....	53
3.2.3.4	Ermittlung der Heizleistung P	54
4	Ergebnisse	55
4.1	Vergleich der Stahlsorten.....	55
4.1.1	Temperaturverlauf	55
4.1.2	Abkühlrate.....	57
4.1.3	Stationäre Temperatur.....	58
4.2	Vergleich der Kühlmedien.....	61
4.2.1	Temperaturverlauf	61
4.2.2	Abkühlrate.....	62
4.2.3	Stationäre Temperatur.....	65
4.3	Vergleich der Kühlnormalien.....	67
4.3.1	Temperaturverlauf	67

4.3.2	Abkühlrate.....	71
4.3.3	Stationäre Temperatur.....	75
4.4	Kühlung feiner Kerne mit Sonderkühlverfahren.....	79
4.4.1	Temperaturverlauf	79
4.4.2	Abkühlraten.....	81
5	Zusammenfassung	82
	Danksagung.....	85
	Literaturverzeichnis	86

Allgemeine Formelzeichen

σ	Stefan-Boltzmann Konstante ($\sigma=5,670 \cdot 10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$)
ε	Emissionsgrad [1]
Q	Wärmemenge [J]
\dot{Q}	Wärmestrom [$\text{W} = \text{Js}^{-1}$]
\dot{H}	Enthalpiestrom [Js^{-1}]
M	Massenstrom [kgs^{-1}]
α	Wärmeübergangskoeffizient [$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$]
A	Austauschfläche [m^2]
λ	Wärmeleitfähigkeit [$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$]
Re	Reynoldszahl [1]
w	Geschwindigkeit [ms^{-1}]
ν	Viskosität [m^2s^{-1}]
d	Rohrdurchmesser [m]
T	Temperatur [K]
t	Zeit [s]

Akronyme

VR	Verteilerrohr
US	Umlenksteg
SKE	Spiralkern eingängig
SKZ	Spiralkern zweigängig

1 Einleitung

Der Druckguss ist wahrscheinlich das wichtigste Dauerformgießverfahren der Gegenwart. Durch niedrige Taktzeiten und hohe Automatisierung im Betrieb ist die Herstellung von kompliziert gestalteten und dünnwandigen Bauteilen sehr wirtschaftlich. Der Großteil der Druckgussteile findet seine Anwendung in der Automobilindustrie, wobei vor allem Aluminium- und Magnesiumlegierungen zum Einsatz kommen. Diese Leichtmetalllegierungen ermöglichen die Konstruktion von leichten und effizienten Fahrzeugen und helfen somit den CO₂ - Ausstoß zu reduzieren.

Komplexe Bauteilgeometrie und Materialanhäufungen führen zu Hotspots und in weiterer Folge zu Porositäten. Diese Gussfehler vermindern die Bauteilqualität und die mechanischen Eigenschaften. Gezielte und effiziente Kühlung in diesen Bereichen führt zu einer Reduzierung dieser Defekte und hilft bei der Produktion die Kosten zu senken und die Qualität zu verbessern. Aus diesem Grund ist die Kenntnis über diverse Formtemperierungssysteme und deren Kühleffizienz für die Druckgussindustrie von großem Interesse.

1.1 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Das Ziel dieser Diplomarbeit war die Bewertung und der Vergleich verschiedener Kühlmethoden, Warmarbeitsstähle, Kühlmedien und Kühlnormalien in Bezug auf die Kühlleistung.

Für die Versuche wurde ein Prüfstand gebaut, der eine Kernkühlung im Druckguss simulieren soll. Dabei wird ein Prüfkörper aus Warmarbeitsstahl mit Heizpatronen aufgeheizt und danach wieder abgekühlt. Ein Computerunterstütztes Messsystem zeichnet die Temperaturen im Prüfkörper auf (insgesamt 20 Thermoelemente) welche für die Auswertung herangezogen werden. Mit den aufgezeichneten Temperaturen werden Abkühlkurven erstellt, Kühlraten und stationäre Temperaturen berechnet. Diese Daten wurden ausgewertet um den Einfluss der einzelnen Variablen auf die Kühlleistung zu bestimmen. Über diese Ergebnisse wurden die einzelnen Einflussparameter miteinander verglichen und deren Besonderheiten ausgewertet.

Diese Arbeit soll einen Überblick über alle gängigen Kühlmethoden bieten und die Vor- und Nachteile der einzelnen Kühlsysteme offenlegen.

2 Theorie

2.1 Druckguss

Druckguss ist eine besondere Art des Dauerformgusses bei dem das Metall im flüssigen oder teigigen Zustand unter einem hohen Druck in eine Gießform (Dauerform) gebracht wird. Durch den hohen Druck beim Gießen kann auf besondere Laufsysteme und Speiser verzichtet werden. Dies ermöglicht eine hohe Ausbringung und bei hohen Stückzahlen Vorteile gegenüber anderen Gießverfahren. Neben der besseren Ausbringung führen auch eine gute Oberflächengüte, gute mechanische Eigenschaften und geringfügiges Nacharbeiten zu geringen Stückkosten [1,2].

Heute werden in der Druckgussindustrie Aluminium-, Magnesium-, Kupfer- und Zinklegierungen verwendet und mit unterschiedlichen Druckgussverfahren kombiniert. Die beiden Hauptverfahren sind Kaltkammerdruckguss (Aluminium-, Magnesium- und Kupferlegierungen) mit horizontaler oder vertikaler Gießkammer und Warmkammerdruckguss (Zink- und Magnesiumlegierungen). Verschiedene Sonderverfahren wie beispielsweise Thixo-Casting, Vakuumdruckgussverfahren oder Squeeze-Casting-Verfahren stellen technische Erweiterungen dar [1].

Abbildung 2.1 zeigt die Prozessschritte und die Funktionsweise der beiden wichtigsten Druckgussverfahren, den Warmkammerdruckguss und den Druckguss mit horizontaler Kaltkammer.

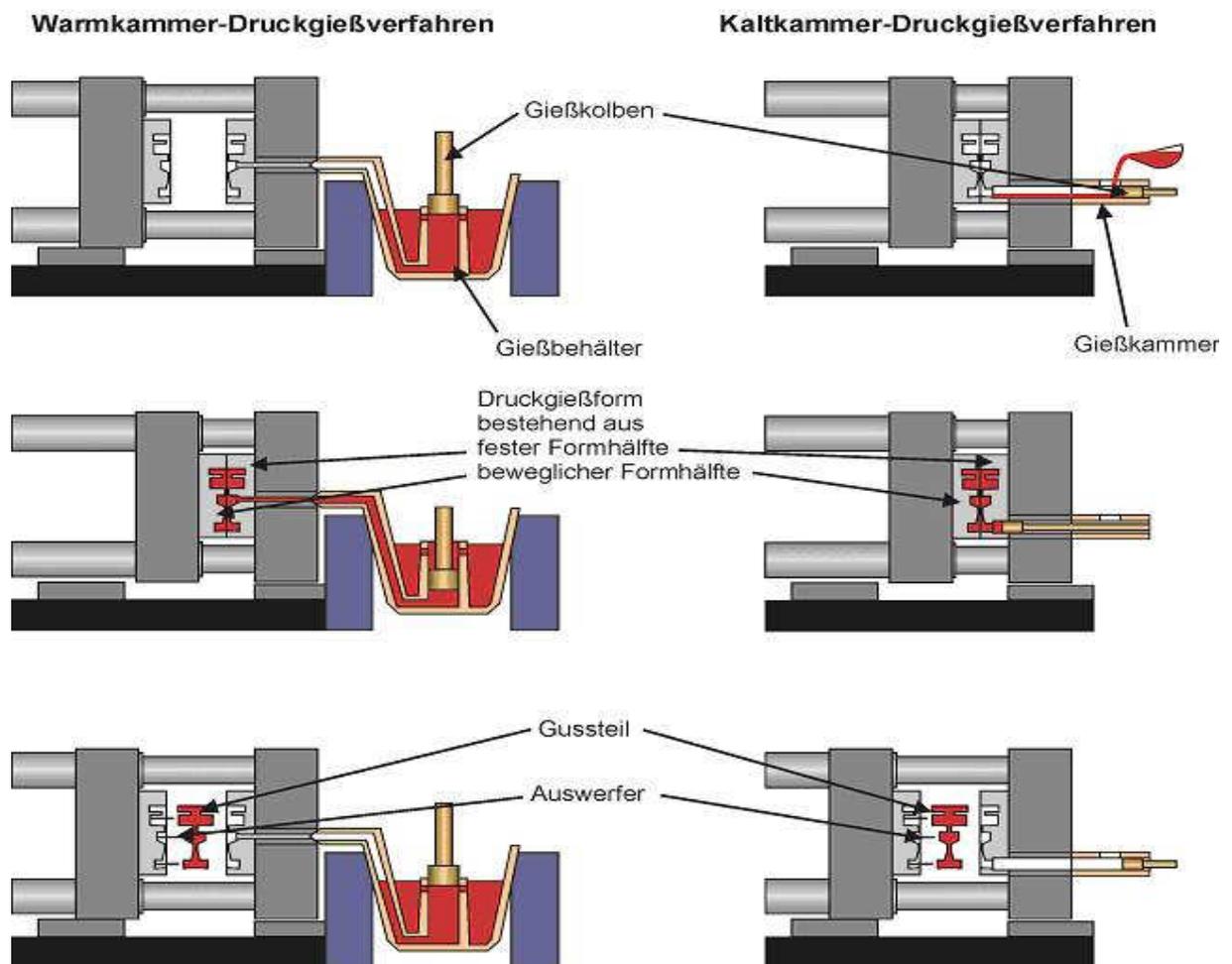


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung von Warmkammer- und Kaltkammerdruckgießverfahren [3].

Aluminiumlegierungen werden heute ausschließlich mit Kaltkammerdruckgussmaschinen vergossen, da die Gießtemperaturen verhältnismäßig hoch sind und das flüssige Aluminium Eisen aufnehmen würde. Dies würde sonst zu Störungen bei Warmkammerdruckgussmaschinen im Gießprozess führen [1].

Zu Beginn des Gießprozesses wird flüssiges Metall mit einem Löffel oder einer automatischen Beschickungseinrichtung in die Gießkammer eingebracht. Anschließend drückt der hydraulische Gießkolben die Schmelze mit einer Geschwindigkeit von bis zu 120 m/s in die Form und durch Nachdrücken im Bereich von 40 bis 100 MPa wird Porenbildung und die Schwindung des Gusstücks in dickwandigen Bereichen verhindert. Nach der Erstarrung werden die Formhälften geöffnet und das Bauteil automatisch mit Hilfe von Auswerferstiften und einem Roboterarm aus der Druckgussmaschine entnommen [1,4].

Wegen der sehr hohen Prozesssicherheit hat sich das Kaltkammerdruckgussverfahren mit horizontaler Gießkammer bei den meisten Anwendungen durchgesetzt, weshalb hier der Gießprozess genauer behandelt wird [5].

Die Abbildung 2.2 zeigt schematisch eine Kaltkammerdruckgussmaschine mit horizontaler Gießkammer.

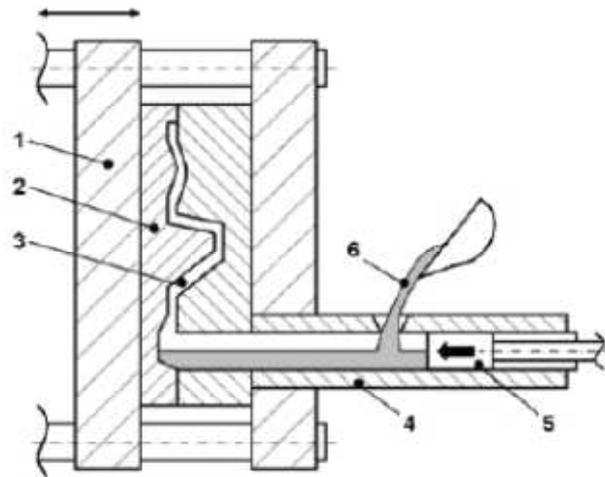


Abbildung 2.2: Kaltkammerdruckguss mit horizontaler Gießkammer. 1 Maschinenrahmen, 2 Druckgussform, 3 Formhohlraum, 4 Gießkammer, 5 Gießkolben, 6 Schmelze. Die bewegliche Formhälfte ist gegenüber der Gießkammer [6].

Der Gießprozess besteht aus drei Phasen und wird über die Kolbengeschwindigkeit v_K und den Kolbendruck p_G charakterisiert (Abbildung 2.3) [1,5,7,8]:

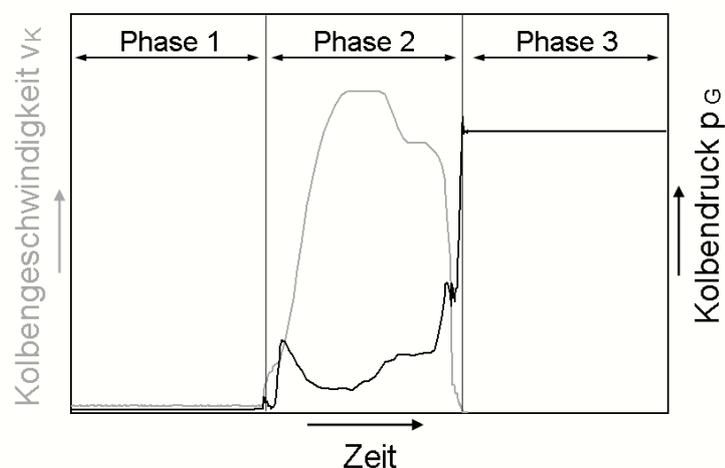


Abbildung 2.3: Kolbengeschwindigkeit und Kolbendruck über der Zeit [8].

1. In der Vorlaufphase (Phase 1) wird die Schmelze langsam den Lauf entlang bis zum Anschnitt geführt. Dabei ist eine Gießkolbengeschwindigkeit kleiner als v_{krit} zu wählen, um Lufteinschlüsse in der Schmelze zu vermeiden (Abbildung 2.4).

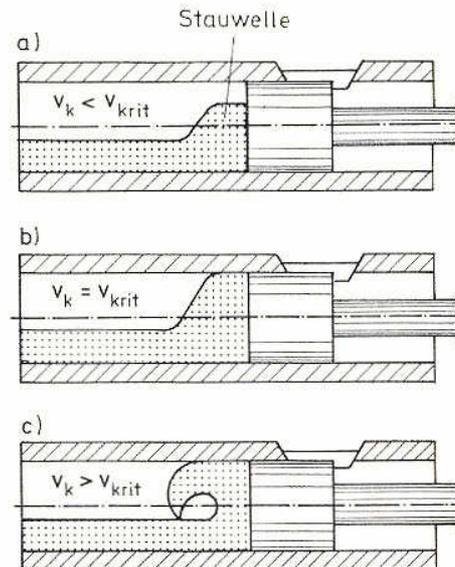


Abbildung 2.4: Einfluss der Kolbengeschwindigkeit in der Vorlaufphase [9].

2. In der zweiten Phase erfolgt die Formfüllung bei der die Gießkolbengeschwindigkeit stark beschleunigt wird. Ist die Form vollständig gefüllt, wird die Kolbengeschwindigkeit schlagartig auf Null abgebremst und der Kolbendruck erhöht sich.
3. In der dritten Phase erfolgt die Nachverdichtung um Porositäten zu minimieren. Dabei wird mit einem Multiplikator der hohe Kolbendruck erzeugt.

Unter zahlreichen verschiedenen Gussfehlern spielen beim Druckguss Porositäten eine zentrale Rolle.

Derzeit ist es selbst mit Spezialverfahren wie dem Vakuumdruckgussverfahren nicht möglich Gussteile gänzlich ohne Poren zu erzeugen. Vor allem in dickwandigen Bereichen von komplexen Bauteilen treten so genannte „Hotspots“ auf, die zu einer vermehrten Porenbildung führen.

Durch beschleunigte Abkühlbedingungen in diesen Bereichen könnte die Erstarrungszeit verkürzt und die Porenbildung minimiert werden. Somit wäre es mit einer effizienten Temperierung und einem Formenstahl mit hoher Wärmeleitfähigkeit durchaus möglich, die

Bauteilqualität durch das Vermeiden von Porositäten in dickwandigen Bereichen maßgeblich zu verbessern [10].

Die beiden verschiedenen und wechselwirkenden Arten von Porosität sind Gaseinschlüsse (Gasporosität) und schrumpfungsbedingte Hohlräume (Mikrolunker, Lunker).

Die Ursachen für Gasporosität im Druckguss sind Lufteinschlüsse aus dem Formhohlraum während der turbulenten Formfüllung, verdampfte Trennmittelreste und freigewordene Gase während der Erstarrung und Abkühlung. Im Zuge der Nachverdichtungsphase beim Druckgießprozess werden die Gasblasen komprimiert und im Gussstück eingefroren. Da Gasporositäten die mechanischen Eigenschaften deutlich verschlechtern, ist das Ziel beim Druckguss möglichst wenig Gase beim Gießprozess einzuschließen und vorhandene Gasblasen während der Nachverdichtungsphase auf mikroskopisch kleine Abmessungen zusammenzudrücken [10, 11].

Mikrolunker und Lunker entstehen während der Erstarrungsphase im Gussstück bei nicht ausreichender Speisung. Beim Druckguss gibt es aufgrund der häufig komplexen Geometrie des Gussstücks und des dünnen Anschnittquerschnitts (ca. 1 bis 2 mm) Probleme beim Speisen von dickwandigen Bereichen. Die Bereiche mit Materialanhäufungen bilden Hotspots und erstarren zuletzt, was ein Speisen bis zur vollkommenen Erstarrung über den Gießkolben unmöglich macht. Je höher die Wanddicke, desto schlechter sind im Allgemeinen die mechanischen Eigenschaften wie Zugfestigkeit, 0,2% Dehngrenze oder Bruchdehnung. Dies lässt sich mit einem gröberen Gefüge und ausgeprägter Porosität in dickwandigen Bereichen erklären [10-13].

Die Abbildung 2.5 zeigt eine Röntgendarstellung einer MAGMA Simulation zum Zeitpunkt eines vollständig erstarrten Anschnittes (bereits erstarrte Bereiche werden ausgeblendet, während Restschmelze färbig dargestellt wird). Das bedeutet, dass ein weiteres Speisen der Hotspots über den Gießkolben nicht möglich ist und es zu einer verstärkten Lunkerbildung in diesen abgetrennten Gusstotbereichen kommt [15].



Abbildung 2.5: Darstellung der flüssigen Bereiche bei einem Druckgussbauteil mit bereits vollständig erstarrtem Anschnitt [15].

Die verschiedenen Einflussgrößen für die Entstehung von Porosität beim Druckguss sind [10]:

- Geometrie des Druckgussteils (z.B. Wanddicke)
- Gießkolbengeschwindigkeit
- Nachdruck
- Gestaltung des Gießlaufsystems
- Gestaltung des Entlüftungssystems
- Gestaltung von Überläufen

2.2 Wärmehaushalt im Druckguss

Für die Wärmebilanz einer Druckgussform sind Wärmestrahlung, freie Konvektion, erzwungene Konvektion und Wärmeleitung von Bedeutung. In den folgenden Kapiteln werden die einzelnen Wärmeübertragungsarten genauer betrachtet um den theoretischen Hintergrund für den Wärmehaushalt einer Druckgussform aufzuzeigen.

2.2.1 Wärmeübertragung Allgemein

2.2.1.1 Wärmeleitung

Unter Wärmeleitung versteht man den Energietransport durch einen festen Körper oder ein nicht bewegtes Fluid, der durch einen Temperaturgradienten ausgelöst wird. Bleibt das Temperaturfeld zeitlich unverändert spricht man von einer stationären Wärmeleitung, verändert sich der Temperaturgradient mit der Zeit ist von einer instationären Wärmeleitung die Rede [16].

Das Fourier'sche Gesetz beschreibt die Wärmestromdichte q in einem homogenen, isotropen Körper.

$$\dot{q} = -\lambda \nabla T \quad (2-1)$$

Die allgemeine Fourier'sche Wärmeleitungsgleichung beschreibt das Temperaturfeld in einem ruhenden, isotropen und inkompressiblen Material mit temperaturabhängigen Stoffwerten ($c_p(T)$ und $\lambda(T)$) [16].

$$\rho c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla [\lambda(T) \nabla T] + \dot{q}_i \quad (2-2)$$

Für konstante Stoffwerte sieht die Fourier'sche Wärmeleitungsgleichung wie folgt aus.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c} \nabla^2 T + \frac{\dot{q}_i}{\rho c} \quad (2-3)$$

Kartesische Koordinaten
(x, y, z)

$$\Delta T = \nabla^2 T = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (2-4)$$

Zylinderkoordinaten
(r, φ, z)

$$\Delta T = \nabla^2 T = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (2-5)$$

Kugelkoordinaten
(r, Θ, φ)

$$\Delta T = \nabla^2 T = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \Theta^2} + \frac{\cos \Theta}{r^2 \sin \Theta} \frac{\partial T}{\partial \Theta} + \frac{1}{r^2 \sin^2 \Theta} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} \quad (2-6)$$

2.2.1.2 Wärmestrahlung

Die Wärmestrahlung ist eine elektromagnetische Strahlung die jeder Körper, der eine Temperatur oberhalb des absoluten Nullpunktes aufweist, aussendet. Wärmestrahlung benötigt kein Trägermedium und kann sich daher auch im Vakuum ausbreiten. Mit dem Stefan-Boltzmann-Gesetz wird dieser Wärmestrom Q berechnet [16].

$$Q = \varepsilon \sigma A T^4 \quad (2-7)$$

Da die Temperatur mit der vierten Potenz in das Ergebnis für den Wärmestrom mit einfließt, hat Wärmestrahlung vor allem bei hohen Temperaturen einen hohen Stellenwert. Im Druckguss treten beim Öffnen der beiden Formhälften für die Entnahme des Gussstücks teilweise hohe Temperaturen an der Formoberfläche auf, weshalb hier die Wärmestrahlung berücksichtigt werden muss.

2.2.1.3 Konvektion

Bei der Konvektion wird Wärme mithilfe strömender Fluide übertragen. Es gibt zwei verschiedene Arten von Konvektion:

- freie Konvektion (bzw. natürliche Konvektion)
- erzwungene Konvektion

Freie Konvektion tritt dann ein, wenn durch Wärmeübertragung ein Temperatur und Dichteunterschied im Fluid entsteht, der wiederum eine Bewegung des Mediums auslöst. Bei der erzwungen Konvektion wird die Bewegung des Fluids durch ein Druckgefälle (z.B. Pumpen, Ventilator,...) erzeugt.

Der Wärmeübergang von einer Wand auf ein Fluid wird mit dem Newton'schen Gesetz beschrieben [16].

$$Q = \alpha A (T_{Wand} - T_{Fluid}) \quad (2-8)$$

Dabei ist der Wärmeübergangskoeffizient α die Kenngröße für den konvektiven Wärmeübergang und ist von verschiedensten Einflussgrößen abhängig [16]:

- Geschwindigkeit und Strömungsverhältnis (laminar oder turbulent) des Wärmeträgermediums
- Temperaturverhältnisse
- Stoffparameter des Fluids (dynamische Viskosität, Dichte, Wärmeleitkoeffizient, spezifische Wärmekapazität und Volumenausdehnungskoeffizient)
- Geometrie

Bei der Temperierung von Druckgussformen ist die erzwungene Konvektion die vorliegende Wärmeübertragungsart. Da turbulente Strömung einen besseren Wärmeübergang gegenüber laminarer Strömung aufweist (aufgrund der Bewegung der Teilchen quer zur Strömung) wird diese in den Kühlkanälen der Druckgussform angestrebt. Über die Reynoldszahl Re lässt sich feststellen welche Strömungsart vorliegt [16].

Allgemein

$$Re = \frac{wL}{\nu} \quad (2-9)$$

Rohrströmung

$$\text{Re} = \frac{w_{\text{Fluid}} d}{\nu} \quad (2-10)$$

Überschreitet die Reynoldszahl einen kritischen Wert (Rohrströmung $\text{Re}_{\text{krit}} \sim 2300$), findet ein Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung statt [16].

Der Enthalpiestrom wird über folgende Formel berechnet.

$$\dot{H} = \dot{M} c_p T \quad (2-11)$$

Bei einem Formtemperiersystem kann man über den zugeführten und abgeführten Enthalpiestrom die aus dem System abgeführte Energie berechnen.

$$\dot{Q}_{\text{Kühlung}} = \dot{H}_{\text{Aus}} - \dot{H}_{\text{Ein}} \quad (2-12)$$

2.2.2 Wärmebilanz in der Druckgussform

Eine Druckgussform muss als geschlossenes System betrachtet werden, um eine Wärmebilanz aus zugeführter und abgeführter Wärme aufstellen zu können. Die zugeführte Wärme Q kommt vom Gussstück und diese Wärmemenge wird über die Umgebung Q_U und das Temperiersystem Q_{TS} wieder abgegeben. Dies ist die Voraussetzung für gleich bleibende Bedingungen im Gießprozess und damit für eine konstante Produktqualität.

$$Q = Q_U + Q_{TS} \quad (2-13)$$

Allgemein kann man davon ausgehen, dass ca. 40 bis 60% der über die Schmelze zugeführten Wärmemenge über das Temperiersystem abgeführt wird und der Rest über die Umgebung bzw. das Gussstück selbst. Dadurch ist eine ausreichend gute Temperierung mit richtig positionierten Temperierkanälen in der Druckgussform notwendig [19].

Die Haupteinflussparameter auf die Effektivität der Temperierung sind [18]:

- Geometrie und Position der Kühlkanäle in der Form sind entscheidend für eine gute Temperierung der Druckgussform.
- Der Kühlmitteldurchsatz hat einen Einfluss von bis zu $\pm 20\%$ auf die Kühlleistung.
- Die Kühlmitteltemperatur.
- Der Druck wird in der Literatur teilweise erwähnt, wobei es keine klare Meinung über den Einfluss auf die Kühlleistung gibt.
- Die Kühlmittelart (Wasser, Öl).

Innerhalb einer Druckgussform gibt es Bereiche mit verschiedenen hohen Wärmeeinträgen aus der Schmelze. So sind zum Beispiel Kerne besonders heiße Zonen welche eine gute Kühlung erfordern. Dies wird mit speziellen Temperierelementen für Kerne gewährleistet, wie einem Umlenksteg oder einem Spiralkern. Diese, auch Normalien genannten Elemente, sind durch Temperierkanäle miteinander verbunden und benötigen einen Zu- und Abfluss für die Wärmeträgerflüssigkeit [17].

Um eine ausreichende Wärmeabfuhr zu ermöglichen, muss das Temperiersystem (Austauschfläche der Temperierkanäle) richtig dimensioniert sein. Eine möglichst große Austauschfläche A_K ist dabei meist vorteilhaft [19].

Die Gleichung (2-14) beschreibt dabei den Zusammenhang der über das Temperiersystem abgeführten Wärmemenge Q_{TS} der Temperaturdifferenz ΔT (Zwischen Form und Wärmeträgerflüssigkeit) und der Wärmeübergangszahl α der Wärmeträgerflüssigkeit (Öl ca. $1000 - 1800 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, Wasser ca. $2300 - 3500 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$) [19].

$$Q_{TS} = \alpha \cdot \Delta T \cdot A_K \quad (2-14)$$

In der Praxis hat sich folgende Richtlinie für die Auslegung von Temperierkanälen in der Druckgussform durchgesetzt. Bei Öl als Wärmeträgerflüssigkeit sind auf Basis der Zeichnung in Abbildung 2.6 die Abstände E und d wie folgt definiert [19].

$$E > 1,5 \cdot D \quad (2-15)$$

$$d \approx (3 \text{ bis } 5) \cdot D \quad (2-16)$$

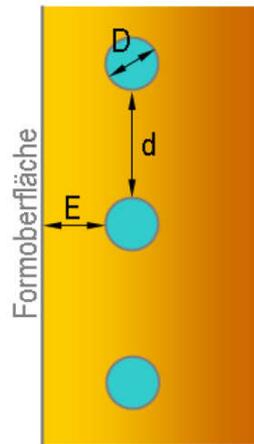


Abbildung 2.6: Auslegung von Temperierkanälen [19].

Verschiedene Versuche am Österreichischen Gießerei-Institut haben gezeigt, dass die Temperierung einer Druckgussform fast ausschließlich von der Fördermenge der Wärmeträgerflüssigkeit und der Wärmeleitfähigkeit der Form abhängt. Diese Durchflussmenge durch das Temperiersystem ist wiederum abhängig von der Auslegung der Temperierkanäle bezüglich Lage, Durchmesser und Länge. Die theoretische Heiz- und Kühlleistung von Temperiergeräten bzw. die Regelung spielen bei der Effektivität nur eine untergeordnete Rolle [19].

Auch die Versuche von Hu [20] zeigen, dass mit dem Erhöhen des Kühlmitteldurchflusses ebenfalls die Kühlleistung zunimmt (Abbildung 2.7).

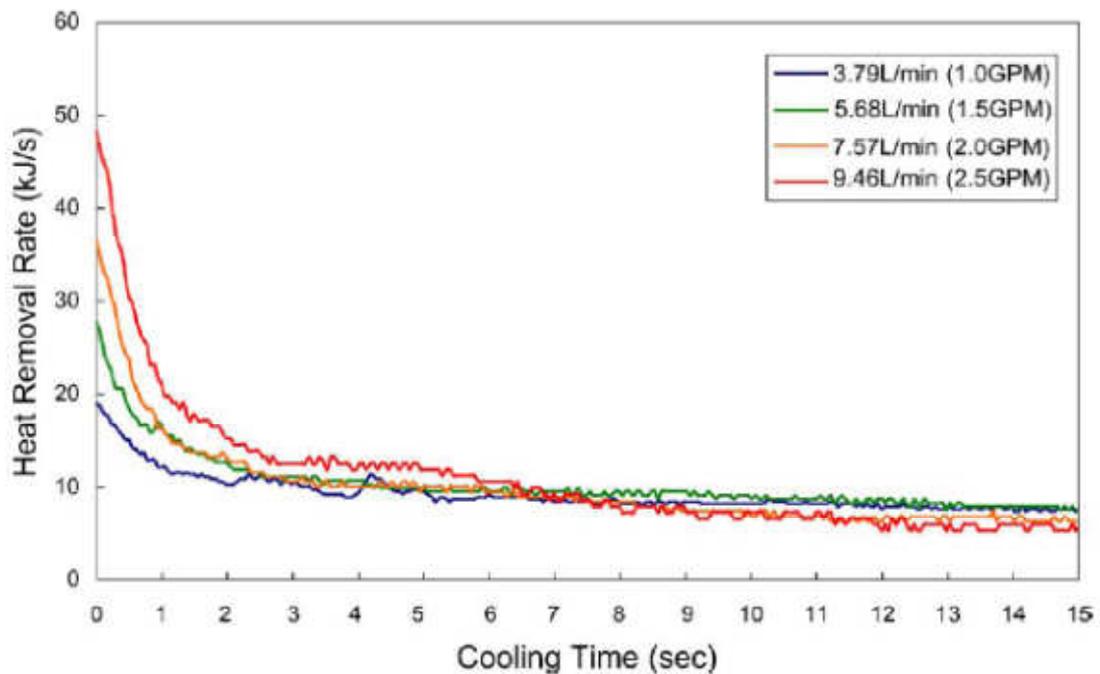


Abbildung 2.7: Kühlleistung abhängig von der Zeit und Durchflussmenge [20].

2.2.3 Temperaturverteilung in der Druckgussform

Durch den zyklischen Gießprozess kommt es zu einer instationären Temperaturverteilung in der Druckgussform. In Abbildung 2.8 ist die Oberflächentemperatur einer Druckgussform in Abhängigkeit der Zeit abgebildet. Die Erstarrungszeit wird mit t_e dargestellt und Δt beschreibt die Dauer für einen Gießzyklus. Die Vorwärmtemperatur der Druckgussform wird mit T_m , die Schmelztemperatur mit T_s und die maximale Oberflächentemperatur mit T_0 bezeichnet [21].

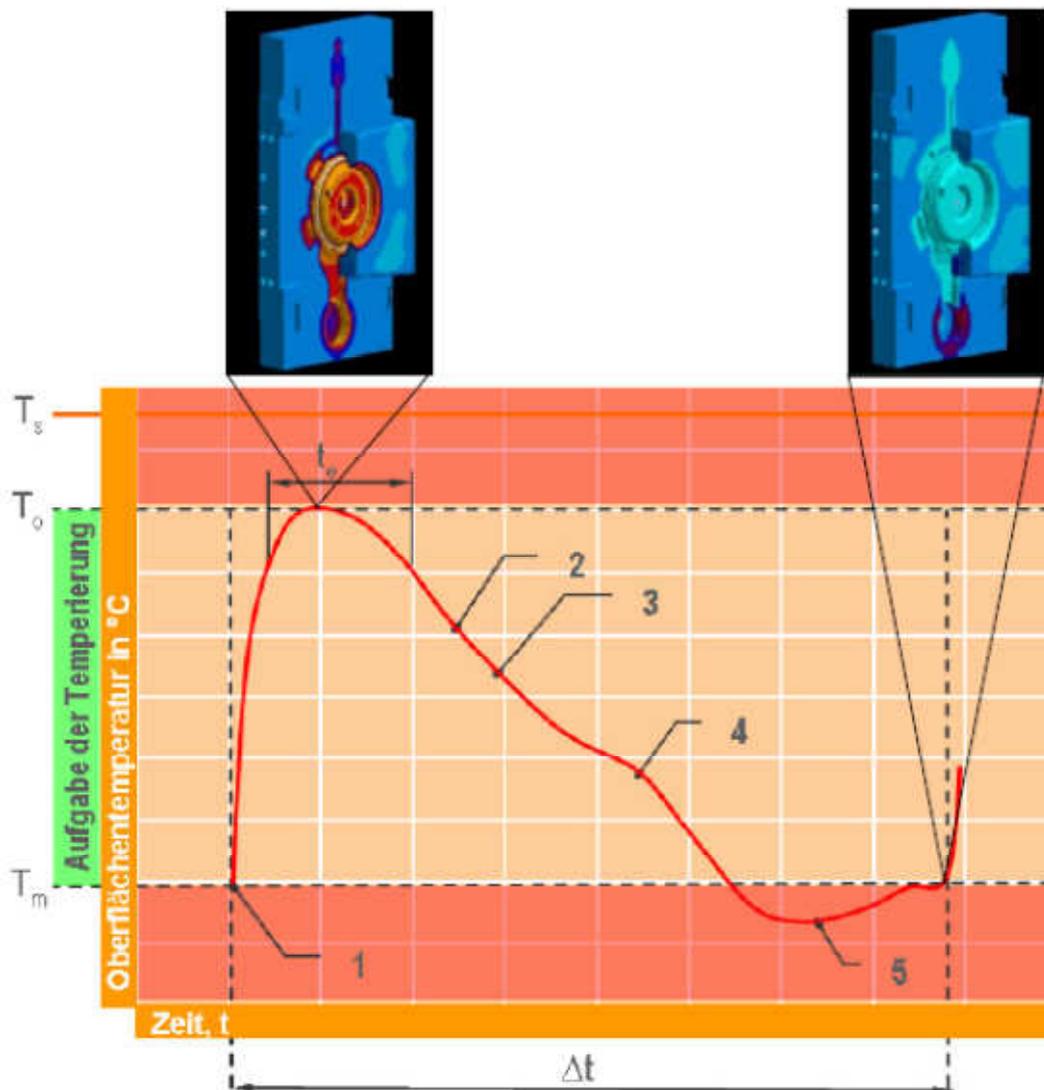


Abbildung 2.8: Oberflächentemperatur einer Druckgussform in Abhängigkeit von der Zeit für einen Gießzyklus (kleine Bilder zeigen die Temperaturverteilung) [21].

Die einzelnen Phasen im Gießzyklus sind mit den Nummern 1 bis 5 in der Abbildung 2.8 dargestellt [21].

1. Start der Formfüllung
2. Ankühlen des Gussteils in der Form
3. Öffnen der Form
4. Sprühbeginn
5. Schließen der Form

Im Gießereibetrieb ist es wichtig, die Vorwärmtemperatur konstant zu halten, damit alle Gussstücke unter den selben Bedingungen abgegossen werden. Dies ist wichtig für eine konstante Qualität der Gussstücke, denn schon geringste Abweichungen können zu Ausschuss führen [19].

Auch aufgrund der begrenzten Wärmeleitfähigkeit der Form gibt es große Temperaturunterschiede während eines Gießzyklus. So erwärmen sich Bereiche tiefer in der Form nicht so stark, wie Bereiche nah am Gussstück. Die Abbildung 2.9 zeigt das sehr deutlich. Hier erreicht die Oberflächentemperatur einen Maximalwert von ca. 500 °C, während der Bereich 30 mm von der Oberfläche entfernt nur etwas über 200 °C warm wird [21].

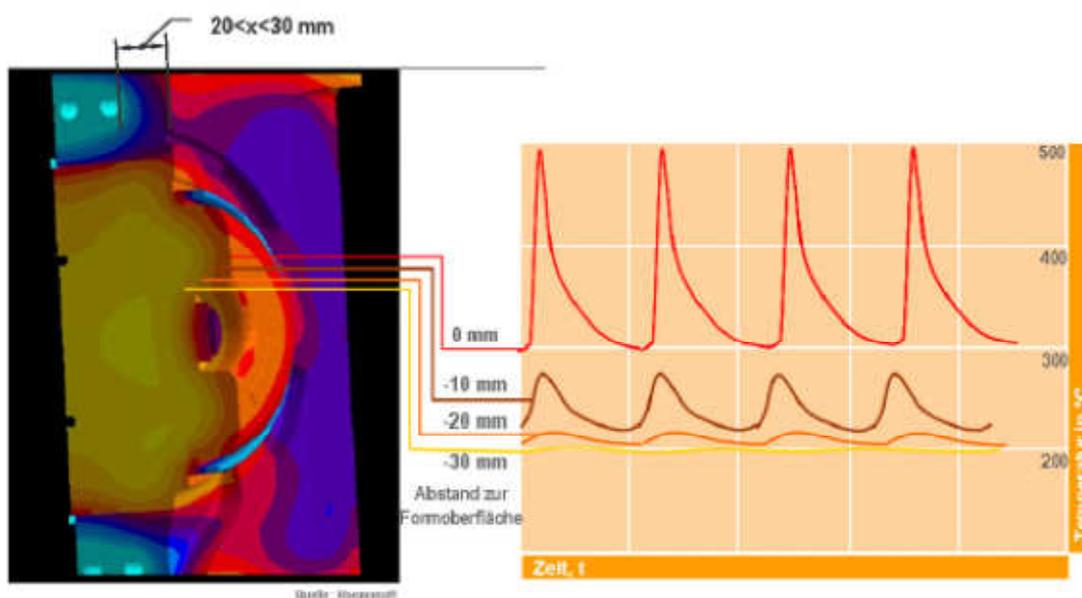


Abbildung 2.9: Verlauf der Temperatur in Abhängigkeit des Abstandes von der Formoberfläche [21].

2.2.4 Thermophysikalische Eigenschaften von Legierungen

Die Kenntnis dieser physikalischen Eigenschaften ist wichtig für die Bestimmung von Wärmebilanzen in Druckgussformen und die Auslegung von Kühlung und Temperierung.

Die Wärmekapazität nimmt mit steigender Temperatur bis zum Schmelzpunkt leicht zu, dann findet eine Vergrößerung der spezifischen Wärmekapazität im Schmelzbereich statt, die im flüssigen Zustand anhält [22].

Die Schmelzwärme von Aluminium-Silizium-Legierungen nimmt mit steigendem Siliziumgehalt zu, da Silizium eine höhere Schmelzwärme als Aluminium besitzt. Bei einem

Siliziumgehalt von 14 bis 16% wird ein Maximum erreicht und mit einer weiteren Erhöhung vom Siliziumgehalt sinkt die Schmelzwärme wieder [23].

Bei Untersuchungen wurde festgestellt, dass Magnesiumlegierungen eine ähnliche Schmelzwärme wie Reinmagnesium besitzt [24].

Die Wärmeleitfähigkeit ist abhängig von der Legierung und nimmt im Gegensatz zu Reinmetallen mit steigender Temperatur zu. Es gibt auch Ausnahmen wie die Legierung AlSi12, die eine annähernd konstante Wärmeleitfähigkeit bis zum Schmelzpunkt aufweist. Am Schmelzpunkt sinkt bei allen Legierungen die Wärmeleitfähigkeit rapide ab, um mit einer Zunahme der Temperatur wieder leicht zu steigen [22, 25].

Tabelle 2.1 und Tabelle 2.2 zeigen die Thermophysikalischen Eigenschaften von Druckgusslegierungen.

Tabelle 2.1: Thermophysikalische Eigenschaften der genormten Druckgusslegierungen [22].

Legierungen	Eigenschaften	RT	T _S	T _L
Aluminium-Legierungen	Dichte in kgm ⁻³	2600-2700	2400-2600	2300-2400
	Wärmekapazität in Jkg ⁻¹ K ⁻¹	850-910	1030-1100	1060-1120
	Wärmeleitfähigkeit in Wm ⁻¹ K ⁻¹	90-140	140-170	64-80
	Schmelzwärme in kJkg ⁻¹	390-420		
Magnesium-Legierungen	Dichte in kgm ⁻³	1700-1820	1640-1690	1600-1640
	Wärmekapazität in Jkg ⁻¹ K ⁻¹	1000-1030	1170-1200	1310-1350
	Wärmeleitfähigkeit in Wm ⁻¹ K ⁻¹	50-90	80-100	45-60
	Schmelzwärme in kJkg ⁻¹	370		
Kupfer-Legierungen	Dichte in kgm ⁻³	7800-8060	7400-7660	7100-7300
	Wärmekapazität in Jkg ⁻¹ K ⁻¹	370-390	450-480	470-500
	Wärmeleitfähigkeit in Wm ⁻¹ K ⁻¹	63-87	160-190	80-100
	Schmelzwärme in kJkg ⁻¹	140-190		
Zink-Legierungen	Dichte in kgm ⁻³	5000-6700	4700-6400	4500-6100
	Wärmekapazität in Jkg ⁻¹ K ⁻¹	400-460	460-530	500-570
	Wärmeleitfähigkeit in Wm ⁻¹ K ⁻¹	105-125	94-100	50-52
	Schmelzwärme in kJkg ⁻¹	105-130		

Tabelle 2.2: Thermophysikalische Eigenschaften von Druckgusslegierungen [26].

Legierungen	Eigenschaften	RT	T _s	T _L
Aluminium-Legierungen	Dichte in kgm ⁻³	2600-2800	2400-2600	2200-2400
	Wärmekapazität in Jkg ⁻¹ K ⁻¹	880-920	1100-1200	1100-1200
	Wärmeleitfähigkeit in Wm ⁻¹ K ⁻¹	100-180	150-210	60-80
	Schmelzwärme in kJkg ⁻¹	400-500		
Magnesium-Legierungen	Dichte in kgm ⁻³	1750-1850	1650-1750	1550-1650
	Wärmekapazität in Jkg ⁻¹ K ⁻¹	1000-1050	1150-1250	1200-1350
	Wärmeleitfähigkeit in Wm ⁻¹ K ⁻¹	50-85	80-120	50-70
	Schmelzwärme in kJkg ⁻¹	280-380		

2.3 Temperierung der Gussform

Druckgussformen müssen während des Betriebes auf eine bestimmte Temperatur temperiert werden, um eine möglichst gute Gussqualität und lange Standzeiten der Formen zu ermöglichen. Formtemperiergeräte regeln die Temperatur der Wärmeträgerflüssigkeit und können sowohl heizen, als auch kühlen. Typische Formtemperaturen bei unterschiedlichen Legierungen zeigt die Tabelle 2.3 [8].

Tabelle 2.3: Form- und Gießtemperaturen im Druckguss [8].

Legierung	Formtemperatur [°C]	Gießtemperatur [°C]
Blei	70 - 120	280 – 320
Zink	150 – 200	410 – 425
Aluminium	180 – 320	650 – 750
Magnesium	200 - 250	650 – 750
Kupfer (Messing)	300 - 350	1150 (950)

Zu niedrige oder zu hohe Formtemperaturen führen zu diversen Problemen im Gießprozess.

Zu niedrige Formtemperatur verursacht [8]:

- Erhöhten Formverschleiß (Risse durch starken Temperaturwechsel)
- Unvollständige Formfüllung
- Kaltschweißen

- Behinderung der Entformbarkeit der Kerne durch starkes Aufschumpfen

Zu hohe Formtemperatur verursacht [8]:

- Störungen an beweglichen Maschinenteilen (Wärmeausdehnung)
- Blasenbildung
- Anstieg des Trennmittelverbrauchs
- Verlängerung der Taktzeiten
- Erhöhte Klebeneigung des Gussstücks
- Verformungen durch Auswerfen bei zu hohen Temperaturen

Bei der Temperierung von Druckgussformen werden Wasser und Wärmeträgeröle verwendet. Der Hauptfaktor für die Bestimmung der Wärmeträgerart ist die Betriebstemperatur des Mediums. Bei niedrigen Temperaturen (bis 90°C) wird für die Temperierung fast ausschließlich Wasser als Wärmeträger verwendet. Ab einer Temperatur von 90°C können entweder Druckwassergeräte (bis ca. 160°C) oder Wärmeträgeröle (bis ca. 400°C) verwendet werden. Die einzelnen Vor- und Nachteile der beiden Medien werden im folgenden Teil genauer beschrieben [27].

2.3.1 Temperierung mit Wasser

Wasser ist generell bis Temperaturen von etwa 160°C gegenüber Wärmeträgerölen zu bevorzugen. Die Qualität des Kühlwassers ist jedoch von entscheidender Bedeutung.

Bei reinem Trinkwasser treten nur selten Probleme wie Korrosion auf, da aber behandeltes Kreislaufwasser verwendet wird müssen bestimmte Dinge beachtet werden, um eventuelle Nachteile zu vermeiden.

Generell gibt es bezüglich Gesamthärte (4 – 18 °dH), Karbonathärte (2 – 12 °dH), Kalk-Kohlensäure-Gleichgewicht (7 – 9 KKG), pH-Wert (8,5 – 9,5) und Leitwert (1000 µS/cm) Grenzwerte, die eingehalten werden müssen [27].

Vorteile [27]:

- Hohe Wärmekapazität (etwa doppelt so hoch wie bei Wärmeträgerölen)
- Hohe Wärmeübergangszahl
- Geringe Viskosität (bleibt im gesamten Einsatzbereich konstant)

- Einfache Entsorgung/Handhabung
- Kleine Ausdehnung bei Temperaturzunahme
- Kleinere und preisgünstigere Temperiergeräte mit hoher spezifischer Leistung

Nachteile [27]:

- Das Verdunsten von Wasser erhöht mit der Zeit den Anteil der Zusatzstoffe (der Leitwert und die Härte erhöhen sich)
- Verkalkung von Rohrleitungen und Temperierkanälen möglich
- Hohe Temperaturen führen zur Bildung von Kesselstein (dies verschlechtert den Wärmeübergang bei Heizelementen und verhindert optimale Temperierung)
- Hohe Eindickung mit Inhaltsstoffen kann zu Korrosion führen
- Kavitation in der Pumpe kann das Laufrad beschädigen

2.3.2 Temperierung mit Wärmeträgeröl

Es gibt unterschiedliche Wärmeträgeröle (Wärmeträgeröle auf Mineralölbasis synthetische Polyglykole und Silikonöle), die üblicherweise bei Systemtemperaturen von 200 bis 400 °C eingesetzt werden [27].

Wichtige Anforderungen an Wärmeträgeröle [27]:

- Hoher Siedepunkt
- Große spezifische Wärmekapazität
- Gute Wärmeleitfähigkeit
- Niedrige Viskosität
- Hohe thermische Stabilität
- Gute Oxidationsbeständigkeit
- Umweltfreundlich (einfach zu entsorgen, geruchlos, geringe Toxizität)
- Hoher Flammpunkt (ab ca. 200 °C)
- Hohe Selbstentzündungstemperatur

Wärmeträgeröle auf Mineralbasis beginnen bereits unterhalb der Siedetemperatur zu altern und sich zu zersetzen, womit die maximale Vorlauftemperatur mit ca. 40 °C unterhalb der Siedetemperatur begrenzt ist. Synthetische Öle haben eine bessere thermische Stabilität und können bis zur Siedetemperatur eingesetzt werden [27].

Alle organischen Wärmeträgeröle altern durch Aufspaltung in kleinere Moleküle (Kracken) und unter besonderen Bedingungen auch durch Bildung größerer Moleküle. Dies führt zu einer Abnahme des Flammpunktes, einer Änderung der Viskosität und einer Bildung von koksartigen Rückständen.

Die Anwesenheit von Luft führt schon bei tiefen Temperaturen von ca. 70°C zur Oxidation des Öls. Gleichzeitig werden Polymerisationen unter dem Einfluss von Wärme, Sauerstoff und Katalyse (Metalle) beobachtet, welche zu einer erhöhten Viskosität führen. Dies kann aber Anlagentechnisch verhindert werden [27].

Der Flammpunkt gängiger Wärmeträgeröle liegt bei ca. 200°C. Da die Systemtemperatur teilweise über dem Flammpunkt liegt, müssen Maßnahmen getroffen werden. Das Temperiergerät muss über einen Ausdehnungsbehälter mit Stickstoffüberlagerung verfügen, damit keine Öldämpfe austreten können. Außerdem ist eine spezielle Bauweise des Erhitzers erforderlich, um die Filmtemperatur gering zu halten. Im Sinne der Sicherheit ist regelmäßige Kontrolle und Wartung ebenfalls notwendig [27].

2.3.3 Sonderkühlverfahren Jet Cooling

Kerne mit geringem Durchmesser und großer Länge können mit herkömmlichen Methoden wie Wasser- oder Ölkühlung nicht gekühlt werden. Jet Cooling ist eine Möglichkeit, Kerne mit wenigen Millimetern Durchmesser (min. 4 mm) effektiv zu kühlen, um Hotspots zu vermeiden.

Bei diesem Verfahren wird durch feine Röhrchen Wasser mit einer Temperatur von ca. 25°C unter hohem Druck (ca. 15 - 20 bar) in die Kernbohrung geleitet. Dabei erhitzt sich das Wasser und verdampft teilweise, wodurch der Umgebung Wärme entzogen wird. Nachdem die Kühlphase abgeschlossen ist, wird mit Druckluft das restliche Wasser aus dem Kern verdrängt und der Gießvorgang kann erneut gestartet werden [28,29].

Abbildung 2.10 zeigt ein mit Jet Cooling gekühlten Kern im Druckguss.

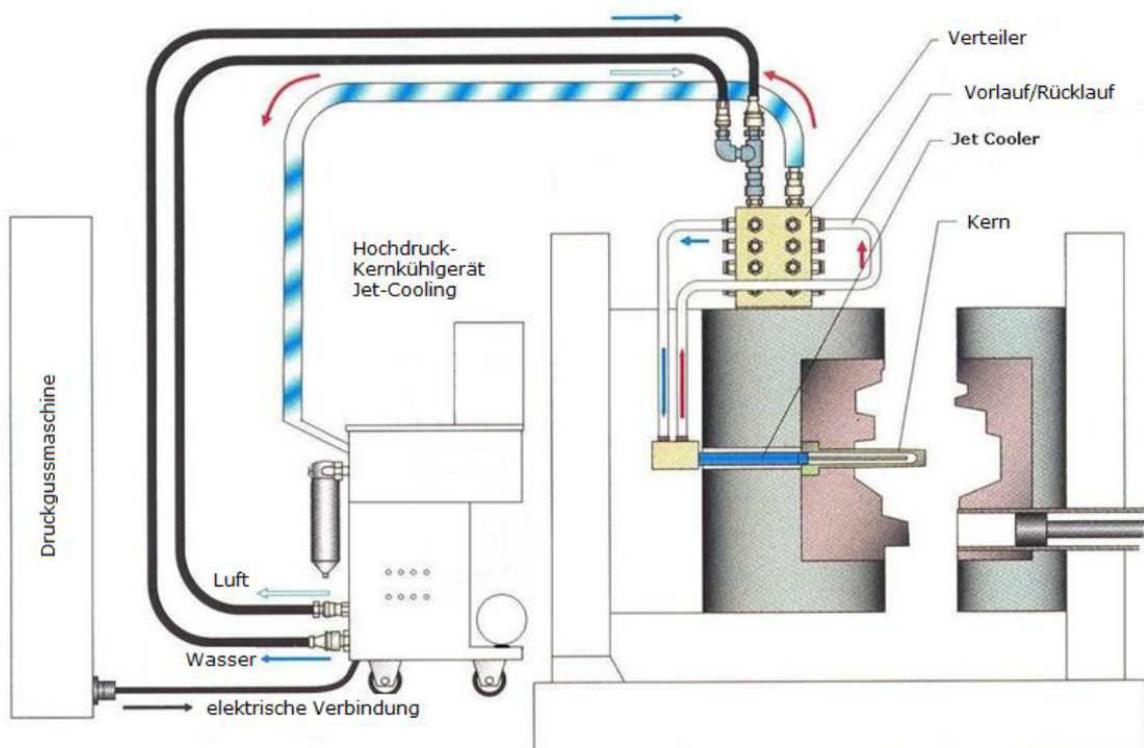


Abbildung 2.10: Darstellung Jet Cooling beim Druckguss [29].

Die Abbildung 2.11 zeigt einen in der Praxis typischen Zyklus für das Jet Cooling Verfahren. Die hier angegebenen Zykluszeiten (Kühlung 20 Sekunden, Wasser ausblasen 3 Sekunden und Kernbruchkontrolle 20 Sekunden) sind variabel und müssen den jeweiligen Anforderungen angepasst werden.

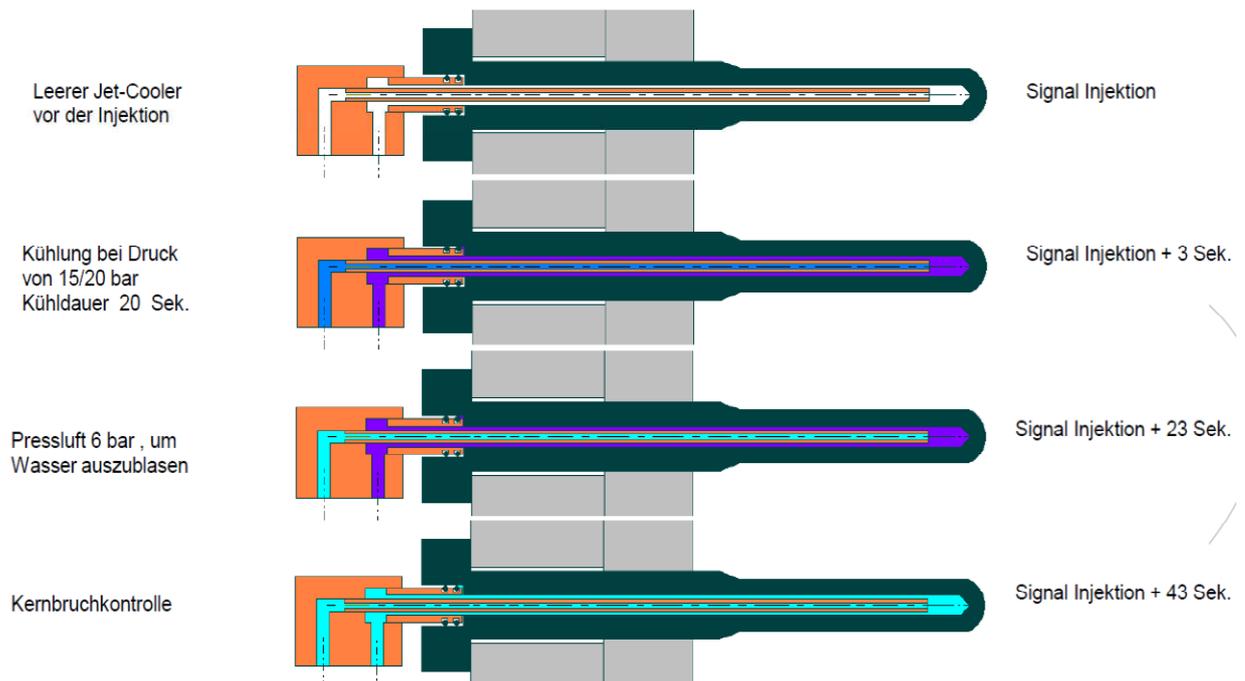


Abbildung 2.11: Beschreibung eines Zyklus [29].

2.3.4 Sonderkühlverfahren CO₂ Kühlung

Die Kühlung mit flüssigen CO₂ wird wie das Jet Cooling vorwiegend für Kerne mit geringem Durchmesser eingesetzt. Dabei fließt flüssiges CO₂ durch ein feines Röhrchen mit einem Maximaldurchmesser von 1,6 mm in den Kühlkern (Minimaldruck vor dem Ventil von ca. 45 bar). Durch die Expansion entsteht eine Mischung aus CO₂-Schnee und Gas, welche dem Kern Wärme entzieht. Das bei diesem Vorgang sublimierte CO₂ wird erhitzt und über freie Abluftkanäle aus dem Kern geleitet. Die Kühlung erfolgt bei diesem Verfahren pulsartig, wobei die Pulszeiten (Kühlung, Pause) variabel einstellbar sind [30].

Abbildung 2.12 zeigt eine schematische Darstellung einer Kernkühlung mit CO₂.

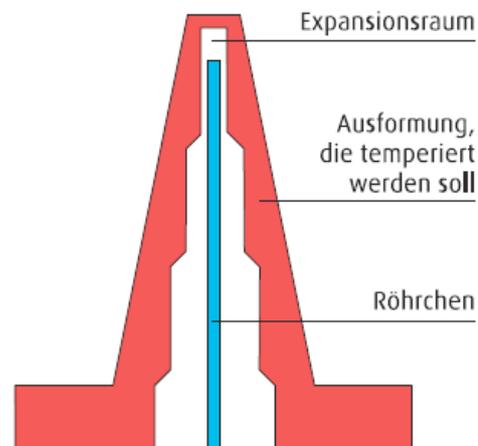


Abbildung 2.12: Schematische Darstellung eines Kernes mit CO₂ Kühlung [30].

Abbildung 2.13 zeigt das Druck – Temperatur Phasendiagramm von CO₂. Bei den vorherrschenden Bedingungen im Kern (1 bar Druck) herrscht eine Sublimationstemperatur des CO₂ von -78,5°C.

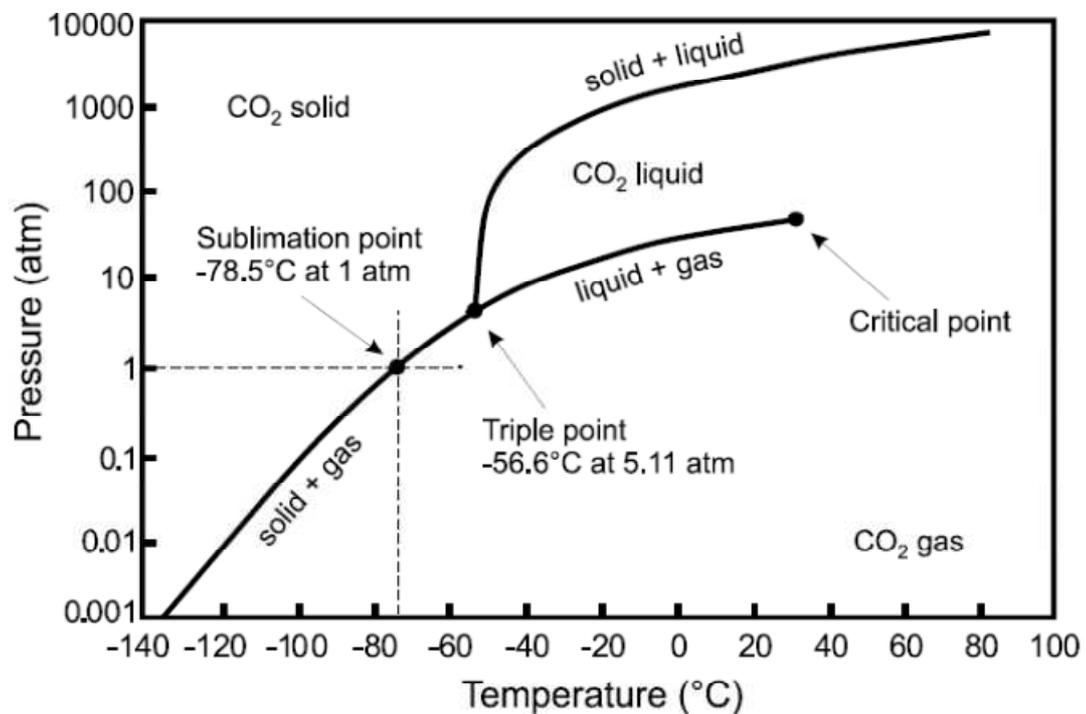


Abbildung 2.13: Druck – Temperatur Phasendiagramm für CO₂ [31].

3 Experimentelle Methoden

3.1 Prüfstand

3.1.1 Prüfkopf

Um die Wärmeabfuhr verschiedener Kühlmedien und Kühlnormalien und die unterschiedliche Wärmeleitung diverser Warmarbeitsstähle experimentell ermitteln zu können, wurde ein Konzept für einen Prüfstand entwickelt.

In Abbildung 3.1 ist dieses Konzept dargestellt. Es handelt sich um einen isolierten Heizblock mit einem Kühlkern und einer temperierten Grundplatte. Die Isolierung und die temperierte Grundplatte verhindern weitestgehend Wärmeverluste und die Heizelemente im Heizblock simulieren die durch die Metallschmelze in die Druckgussform eingebrachte Wärmemenge.

Die Kühlung erfolgt durch unterschiedliche in den Kühlkern eingeschraubte Normalien, welche das Kühlmedium auf verschiedene Art durch den Kühlkern führen. Dort wird das Kühlmittel erwärmt und wieder aus dem Kern geleitet.

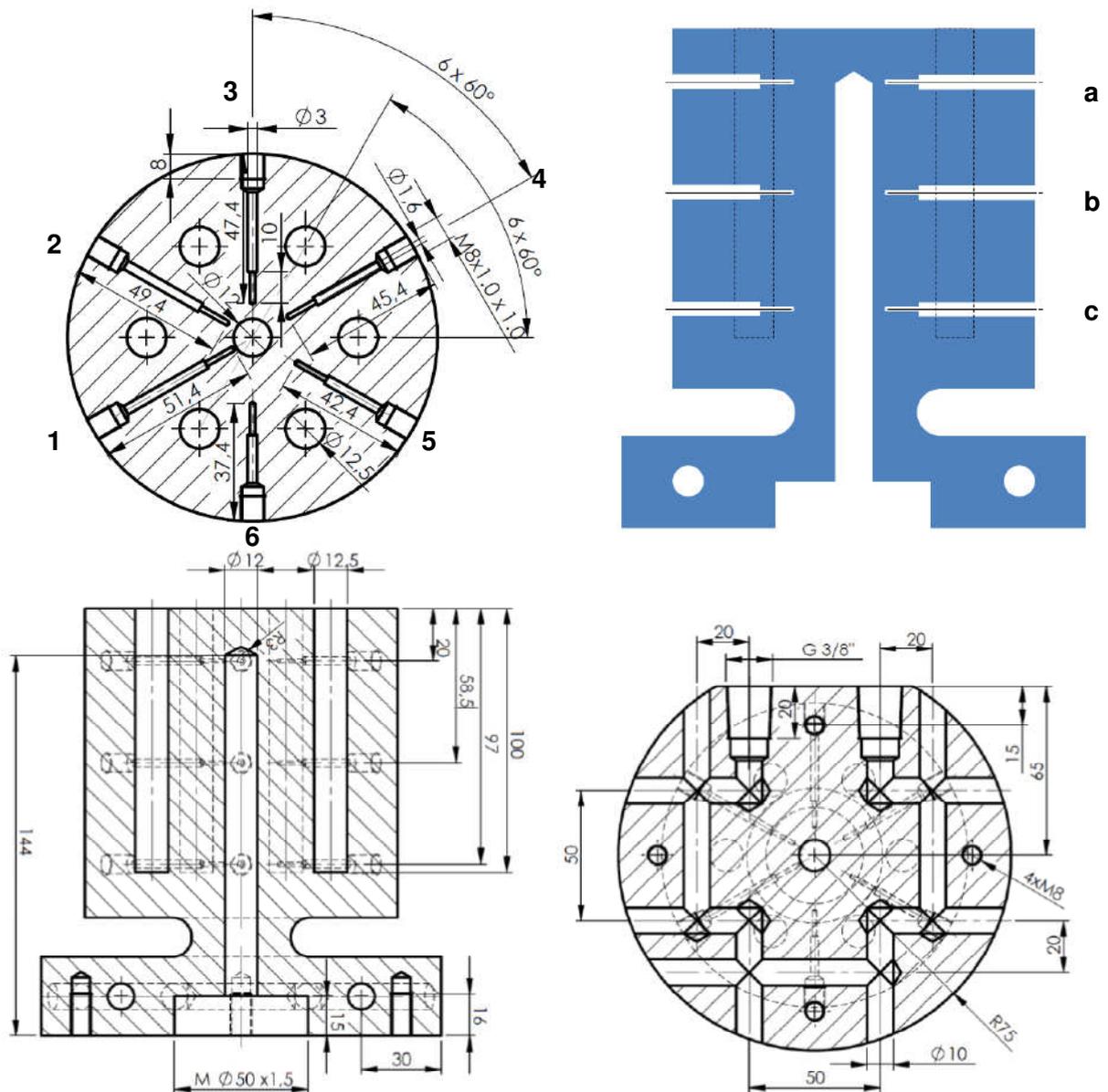


Abbildung 3.2: CAD Zeichnung des Temperierprüfstandes mit 12 mm Kernbohrung.

Die Grundplatte wurde mit Kanälen für die Öltemperierung und 2 Bohrungen für Thermoelemente versehen.

Die Abbildung 3.3 zeigt die CAD Zeichnung des Prüfkopfes mit 2 mm Kernbohrung. Mit diesem Prüfstand werden die Sonderverfahren wie CO₂ Kühlung und Jet Cooling untersucht. Die Anordnung und die Entfernung der Thermoelemente vom Kühlkern ist mit dem anderen Prüfkopf ident.

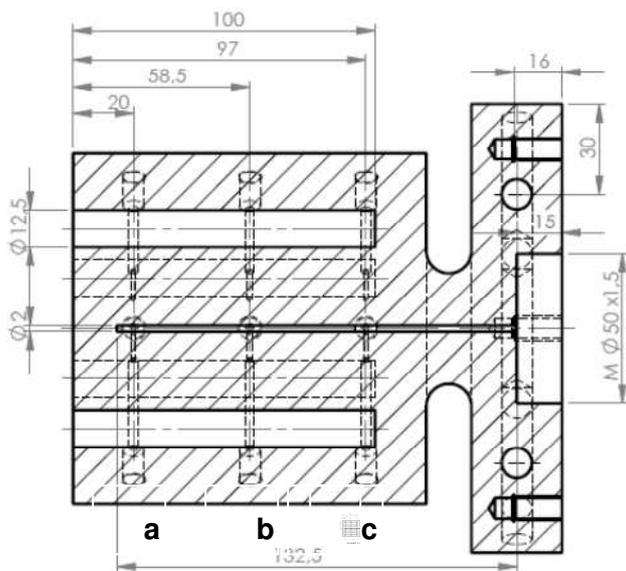
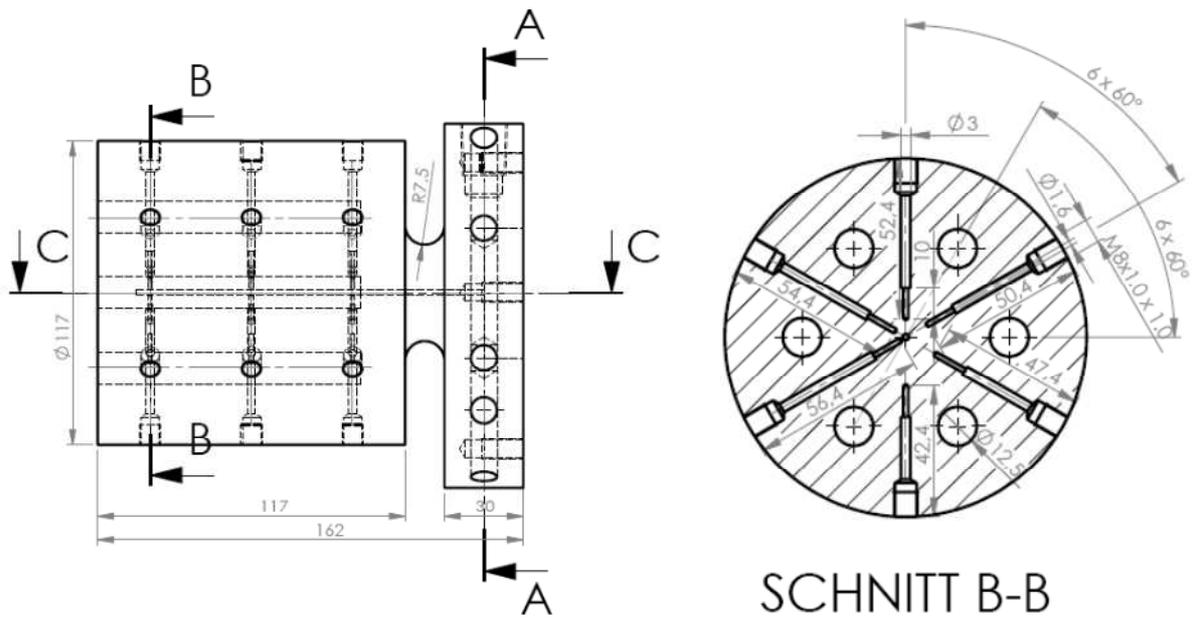


Abbildung 3.3: CAD Zeichnung des Temperierprüfstandes mit 2 mm Kernbohrung.

In Tabelle 3.1 sind die Bezeichnungen und die Entfernung der Thermoelemente vom Kühlkern genau aufgelistet.

Tabelle 3.1: Thermoelemente.

Thermoelement Bezeichnung	Anschlussnummer am Schaltschrank	Abstand vom Kühlkern	Typ
1a	1	2 mm	K
1b	2	2 mm	K
1c	3	2 mm	K
2a	4	4 mm	K
2b	5	4 mm	K
2c	6	4 mm	K
3a	7	6 mm	K
3b	8	6 mm	K
3c	9	6 mm	K
4a	10	8 mm	K
4b	11	8 mm	K
4c	12	8 mm	K
5a	13	11 mm	K
5b	14	11 mm	K
5c	15	11 mm	K
6a	16	16 mm	K
6b	17	16 mm	K
6c	18	16 mm	K
Grundplatte 1	19	-	K
Grundplatte 2	20	-	K

Die Abbildung 3.4 zeigt den Prüfkopf aus Warmarbeitsstahl (1.2343). Von oben werden für den Versuch 6 Heizpatronen eingeführt und seitlich werden die 18 Thermoelemente platziert.



Abbildung 3.4: Prüfkopf von oben.

Die Abbildung 3.5 zeigt den Prüfkopf von unten mit einem zentralen M50 Gewinde für das Verschrauben der Normalienhalterung und vier Bohrungen für die Fixierung auf einer mobilen Konstruktion bzw. für Thermoelemente zur Kontrolle der Temperierung der Grundplatte.



Abbildung 3.5: Prüfkopf von unten.

Abbildung 3.6 zeigt den fertigen Prüfkopf ohne Isolierung und mit an den Stromkreis angeschlossenen Heizpatronen. Wie aus der Abbildung ersichtlich, wurden die Thermoelemente vom Typ K in die seitlichen Bohrungen eingeführt und mit dem Prüfkopf verschraubt. Außerdem wurde an der Grundplatte das Öltemperiergerät angeschlossen.

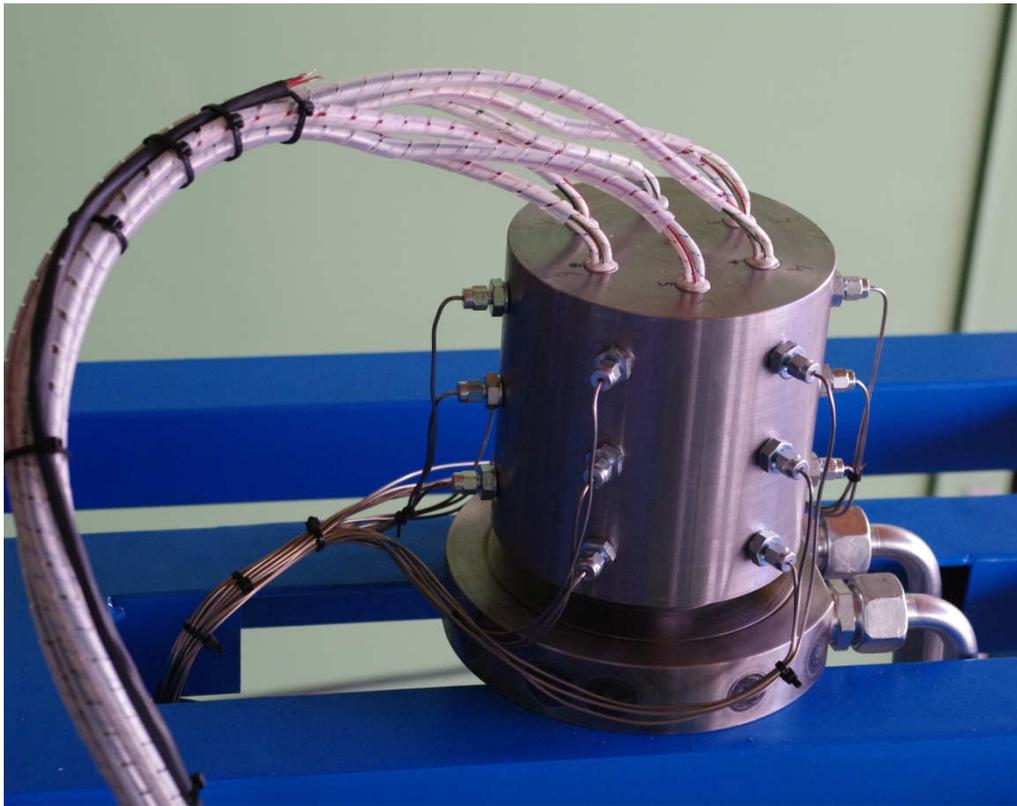


Abbildung 3.6: Prüfkopf.

Die Abbildung 3.7 zeigt den mit Keramikfasermatten isolierten Prüfkopf. Durch die Isolierung wird der Temperaturverlust über die Oberfläche stark vermindert wie auch Infrarotbilder mit einer Wärmebildkamera beweisen (Abbildung 3.8). Die Metallgitterhülle über der Isolierung wird im Betrieb maximal 50 °C warm.

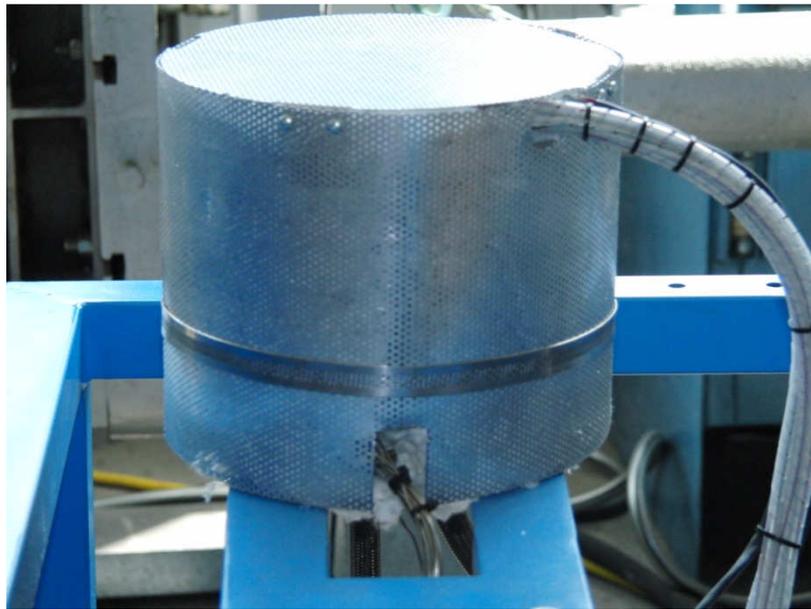


Abbildung 3.7: Prüfkopf isoliert.

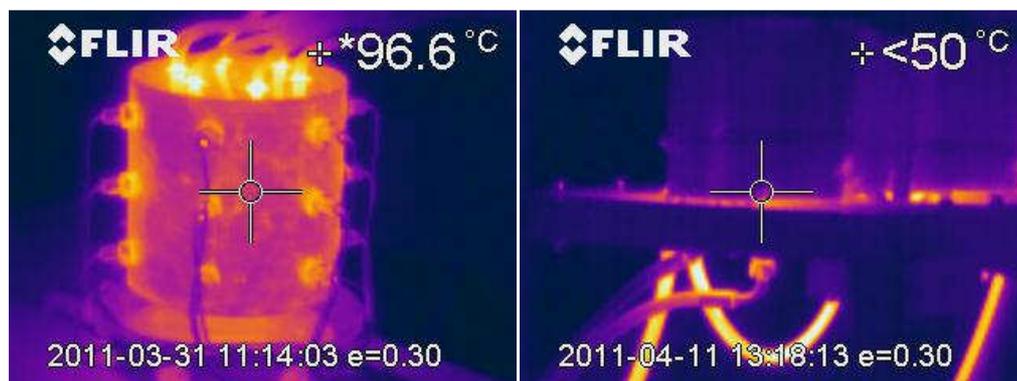


Abbildung 3.8: Thermographiebilder (Links: ohne Isolierung, Rechts: mit Isolierung).

3.1.1.1 Prüfkopf Werkstoffe

Für die Versuche mit 12 mm Kühlkerndurchmesser wurden der Standardwarmarbeitsstahl mit der der Bezeichnung 1.2343 und zwei Neuentwicklungen der Firma Böhler Uddeholm (Bezeichnung: Böhler A und Böhler B) mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit verwendet.

Der Prüfkopf für die Sonderkühlverfahren (2 mm Kühlkerndurchmesser) wurde nur aus dem Standardstahl 1.2343 gefertigt.

In der Druckgussindustrie ist der Stahl 1.2343 mit der Bezeichnung nach DIN – Norm X 38 CrMoV 51 der am meisten für den Formenbau verwendete Warmarbeitsstahl. Die chemische Zusammensetzung ist in Tabelle 3.2 gegeben:

Tabelle 3.2: Richtanalyse für den Warmarbeitsstahl 1.2343.

Element	C	Si	Mn	Cr	Mo	V
Massenprozent	0,38	1,00	0,40	5,30	1,20	0,40

3.1.2 Normalien

In der Druckguss- und Spritzgussindustrie werden zum Kühlen der Formen unterschiedliche Normalien eingesetzt. Ein wichtiger Aspekt dieser Arbeit ist der objektive Vergleich der gängigen Kühlnormalien und deren Bewertung. Hierfür wurden vier Normalien der Firma Hasco untersucht.

3.1.2.1 Verteilerrohr (VR)

Beim Verteilerrohr wird das Kühlmedium von innen durch ein Rohr in den Kühlkern geleitet wo es am Ende aus dem Rohr strömt und erhitzt wird. Das erhitzte Kühlmittel wird dann außen am Rohr vorbei aus dem Kern geführt.

Abbildung 3.9 zeigt den Strömungsverlauf des Kühlmediums im Kühlkern.

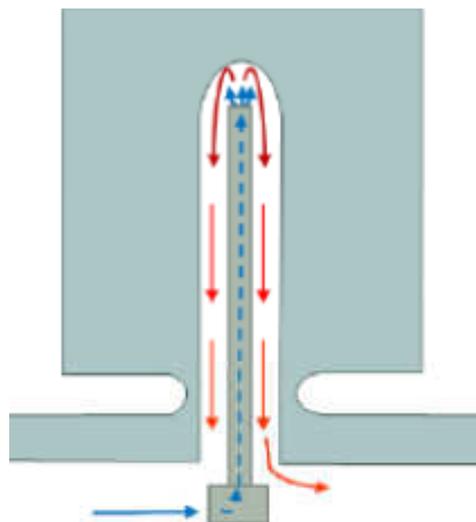


Abbildung 3.9: Verteilerrohr (Strömung im Kern).

Abbildung 3.10 zeigt das verwendete Verteilerrohr welches bereits mit dem Normalienhalter fixiert wurde. Der Zulauf des Kühlmediums in das Verteilerrohr wird unten

und der Ablauf seitlich angeschlossen. Zur Verifizierung eventueller Unterschiede in der Kühlleistung wird bei einem Versuch der Anschluss bewusst vertauscht.



Abbildung 3.10: Verteilerrohr.

3.1.2.2 Umlenksteg (US)

Abbildung 3.11 zeigt den Strömungsverlauf des Kühlmediums in der Form mit eingeschraubtem Umlenksteg. Das Kühlmedium wird an einer Seite in den Kühlkern geleitet, wo es stetig erhitzt wird und auf der anderen Seite wieder aus dem Kern geführt wird.

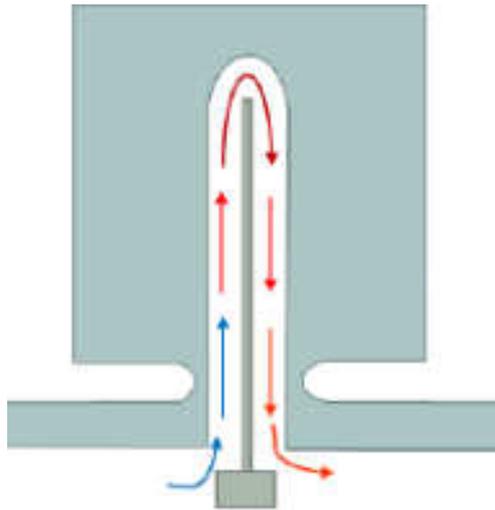


Abbildung 3.11: Umlenksteg (Strömung im Kern).

Abbildung 3.12 zeigt den verwendete Umlenksteg, welcher bereits mit dem Normalienhalter fixiert wurde. Zu- und Abflüsse können beliebig vertauscht werden da es keine Auswirkungen auf die Kühlleistung gibt.



Abbildung 3.12: Umlenksteg.

3.1.2.3 Spiralkern eingängig (SKE)

Abbildung 3.13 zeigt den Strömungsverlauf des eingängigen Spiralkerns in der Form. Das Kühlmedium wird innen durch ein gebohrtes Loch in der Normalie in den Kühlkern geführt, wo es erhitzt wird und außen über eine Spirale aus der Form geleitet wird.

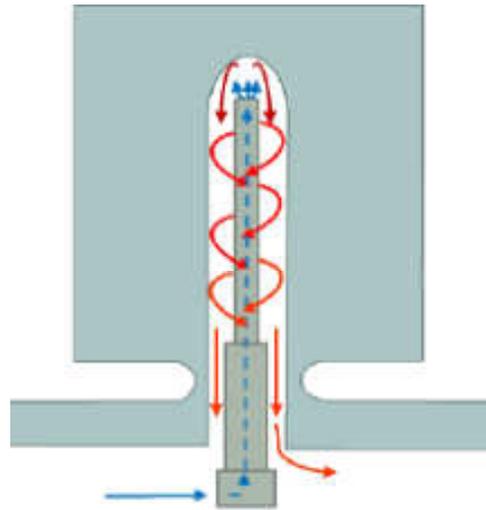


Abbildung 3.13: Spiralkern eingängig (Strömung im Kern).

Abbildung 3.14 zeigt den verwendeten eingängigen Spiralkern mit dem Normalienhalter. Der Zulauf des Kühlmittels ist wie beim Verteilerrohr unten und der Ablauf seitlich angebracht. Zur Verifizierung eventueller Unterschiede in der Kühlleistung wird ein Versuch mit vertauschten Anschlüssen durchgeführt.



Abbildung 3.14: Spiralkern eingängig.

3.1.2.4 Spiralkern zweigängig (SKZ)

Abbildung 3.15 zeigt den Strömungsverlauf eines zweigängigen Spiralkerns. Das Kühlmittel wird an einer Seite den Spiralgang entlang in den Kühlkern geführt, wo das Kühlmedium stetig erhitzt wird. Nach dem das Kühlmedium am Ende der Normalie angelangt ist, strömt es in den zweiten Spiralgang und wird über diesen aus der Form geführt.

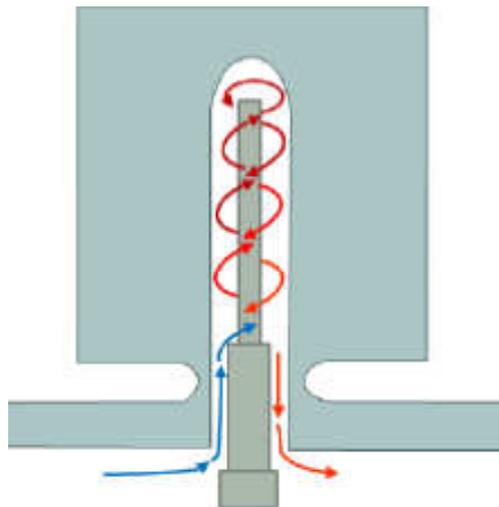


Abbildung 3.15: Spiralkern zweigängig (Strömunglenkung in der Form).

Den zweigängigen Spiralkern mit Normailienhalter zeigt die Abbildung 3.16. Die Anschlüsse für Zu- und Ablauf können vertauscht werden, da es keinen Unterschied in der Kühlleistung gibt.



Abbildung 3.16: Spiralkern zweigängig.

3.1.2.5 Jet Cooling

Es wurden zwei verschiedene Normalien beim Jet Cooling verwendet. Die Normalie für den Kern mit 12 mm Durchmesser (Abbildung 3.17) besteht aus einem Rohr, durch das das Kühlwasser bzw. die Pressluft zur Kernspitze geführt wird. Der Innendurchmesser des Rohres beträgt 6 mm. An der Außenseite wird dann das Kühlmedium bzw. die Pressluft wieder aus dem Kern geleitet. Hier wird das gleiche einfache Prinzip wie beim Verteilerrohr verwendet.



Abbildung 3.17: Injektoren für Jetcooling (oben: 12 mm Kerndurchmesser, unten: 2 mm Kerndurchmesser).

Für die Versuche mit 2 mm Kerndurchmesser wurde eine Normalie mit einem Innendurchmesser des Röhrchens von 0,85 mm verwendet. Das Funktionsprinzip und alle verwendeten Maschinenteile blieben ident.

3.1.2.6 CO₂ Kühlung

Bei der CO₂ Kühlung werden feine Edelstahlröhrchen in den Kühlkern geführt und fixiert. Für die Versuche wurden folgende Innendurchmesser der Röhrchen gewählt:

- 0,40 mm
- 0,80 mm
- 1,05 mm

3.1.3 Geräte

3.1.3.1 Öltemperiergeräte

Das Regloplas 300LD (Abbildung 3.18) ist ein Öltemperiergerät mit elektronischer Durchflussmessung. Dieses Gerät wurde für die Kühlung der Prüfköpfe mit Öl verwendet. Für die Versuche wurde das Wärmeträgeröl auf 30°C temperiert, um die maximale

Kühlleistung zu gewährleisten. Vor dem Versuch wurde kurz die Temperierung eingeschaltet, damit das Kühlsystem vollständig mit Öl gefüllt ist. Während der Aufheizphase bleibt das Gerät abgeschaltet und wird erst unmittelbar zu Beginn der Kühlung eingeschaltet.

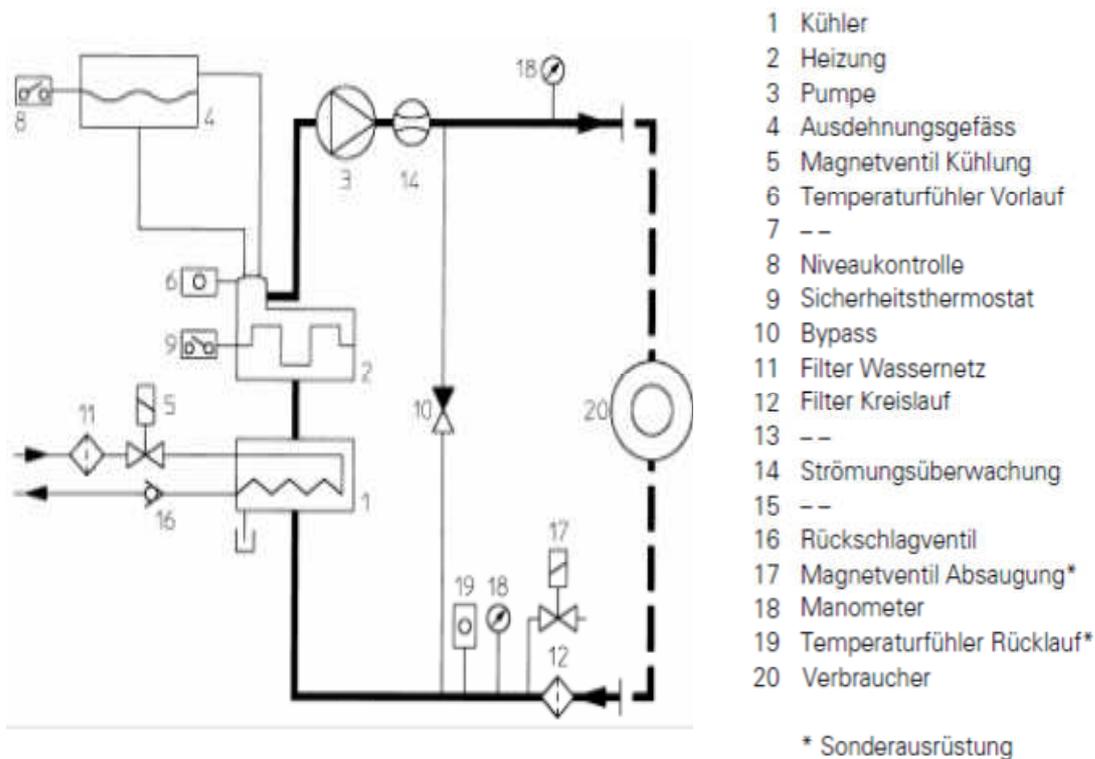


Abbildung 3.18: Schema des Öltemperiergerätes [32].

Das Robomat Thermocast 5212 wird als Öltemperiergerät für die Temperierung der Grundplatte auf 260 °C verwendet.

Die Abbildung 3.19 zeigt das Schema des verwendeten Gerätes.

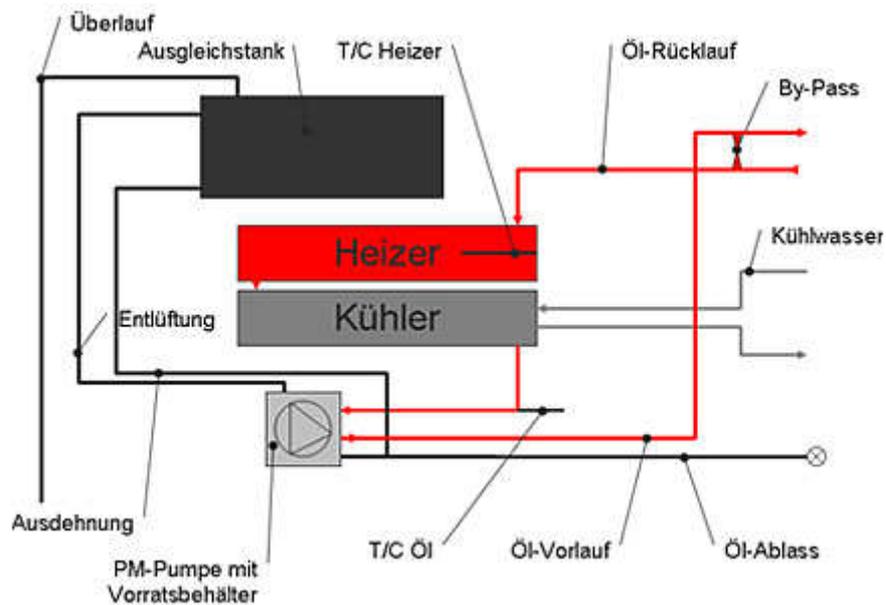


Abbildung 3.19: Schema des Öltemperiergerätes [33].

3.1.3.2 Wassertemperiergerät

Das Robomat Thermocast 2501 ist ein Wassertemperiergerät mit dem das Kühlwasser durch die Normalien gepumpt und der Prüfkopf gekühlt wird. Die Temperierung des Kühlwassers beträgt 30 °C.

Die Abbildung 3.20 zeigt das Schema des verwendeten Wassertemperiergerätes.

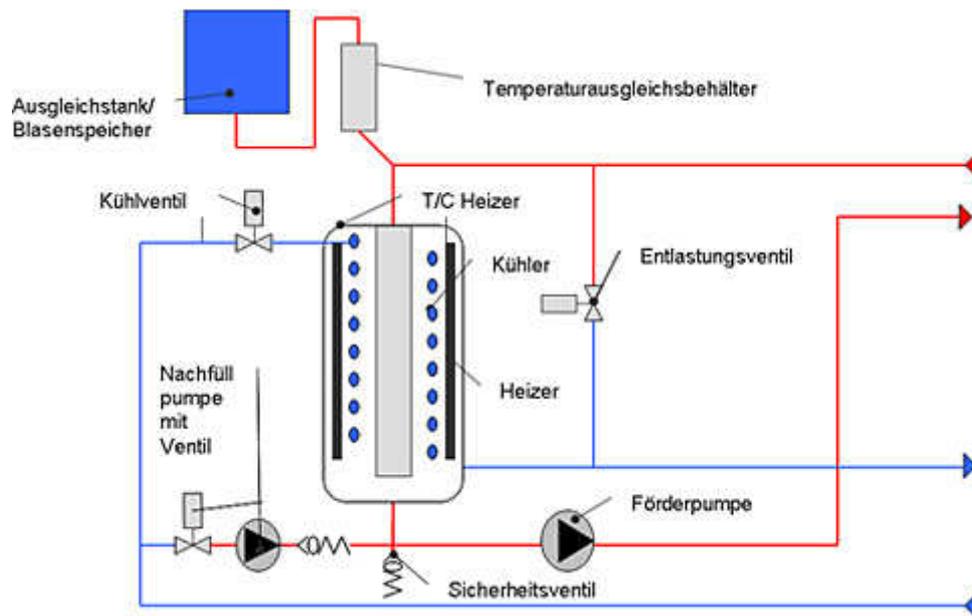


Abbildung 3.20: Schema des Wassertemperiergerätes [33].

Da bei den Versuchen nicht ständig gekühlt wird, wurde ein Kugelhahn zwischen Ablauf und Pumpe angeschlossen.

Während der Heizphasen ist der Hahn geschlossen und die Pumpe pumpt das Wasser über den Bypass. Zum Einschalten der Kühlung wird zuerst der Kugelhahn geöffnet und unmittelbar danach der Bypass geschlossen.

Die Abbildung 3.21 zeigt den an den Ablauf angeschlossenen Kugelhahn.



Abbildung 3.21: Kugelhahn zur Regelung der Kühlung.

3.1.3.3 Jet Cooling

Das verwendete Jet Cooling Gerät wurde von der Firma Lethiguel zur Verfügung gestellt. Das System HDK 4-20 hat einen Betriebsdruck von 20 bar, einen maximalen Durchfluss von 20 Liter pro Minute und insgesamt 4 Kühlkreise. Das Gerät verfügt darüber hinaus über einen geschlossenen Kühlkreis für das Kühlwasser und eine Kernbruchkontrolle. Die Temperatur des Kühlwassers betrug während der Versuche ca. 30°C.



Abbildung 3.22: Jet Cooling Gerät Typ HDK 4-20 [29].

3.1.3.4 CO₂ Kühlung

Das verwendete Gerät für die CO₂ Kühlung wurde von der Firma RMK zur Verfügung gestellt. Dabei wird über ein Ventilsystem mit elektronischer Steuerung flüssiges CO₂ aus einer Gasflasche mit Steigrohr in den Kühlkern geleitet. Bei der Steuerung lassen sich diverse Parameter wie Einspritzdauer, Pause und Anzahl der Pulse einstellen. Durch diese Parameter ist die Kühlleistung variabel steuerbar und lässt sich auf die jeweiligen Anforderungen einstellen.

3.1.3.5 Schaltschrank

Die Steuereinheit der Firma Koller&Bichler GmbH ist mit einem SIMATIC Multi Panel und einer Gesamtleistung von 30 kW ausgestattet. Mit diesem Gerät werden die Heizpatronen gesteuert und die Temperaturen von insgesamt 20 Thermoelementen aufgezeichnet. Die Aufzeichnung erfolgt über einen externen Computer mit Datenlogger der Firma Deltalogic oder bei Aufzeichnungsraten ab einer Sekunde auch direkt über den Schaltschrank. Daten wie Energieverbrauch, Temperaturen und Uhrzeit werden in einer Exceltabelle als CSV – Datei für die weitere Versuchsauswertung gespeichert.

Die Abbildung 3.23 zeigt die Steuereinheit für die Versuchsreihe.



Abbildung 3.23: Schaltschrank.

3.2 Versuchsdurchführung

3.2.1 Versuchsdurchführung Wasser- und Öltemperierung

Für eine Vergleichbarkeit der Versuche und Ergebnisse wurde eine Betriebskurve erstellt, die Rücksicht auf die Regelung der Heizpatronen und die Kühlleistung nimmt. In der

Abbildung 3.24 dargestellten Kurve wird jeder Teilbereich des Versuchs detailliert dargestellt und in vier Phasen unterteilt.

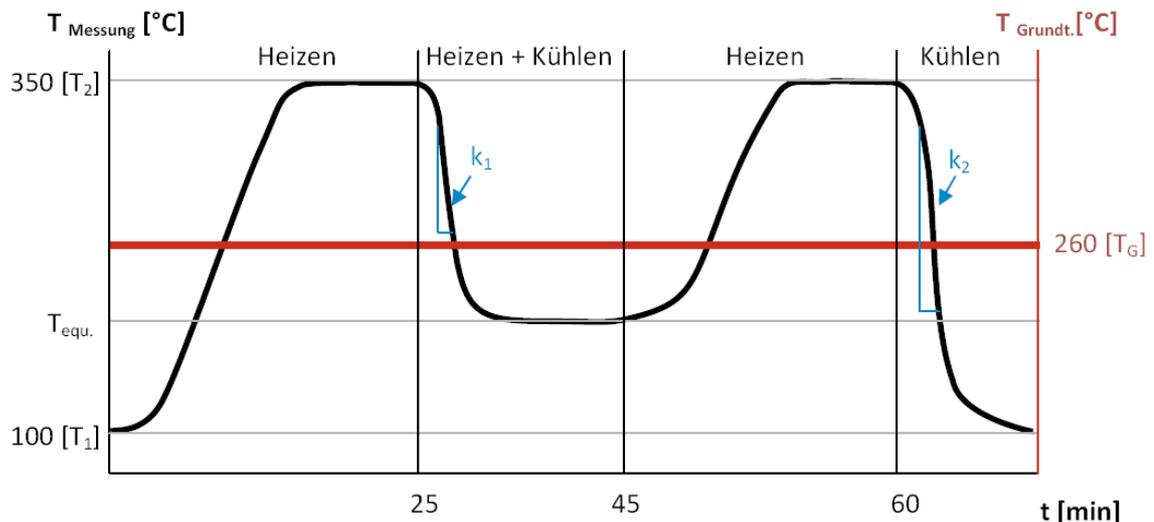


Abbildung 3.24: Betriebskurve.

Nach einer vorangegangenen Temperierung der Grundplatte auf 260°C folgen die vier Phasen des Versuches:

1. Aufheizen des Prüfkopfes auf 350°C über eine Dauer von 25 Minuten. Die Leistung der Heizpatronen wird über den Mittelwert von drei Thermoelementen (1a, 1b, 1c) geregelt.
2. Nach dem Aufheizen des Prüfkopfes bleibt die Steuerung der Heizpatronen bei einem Sollwert von 350°C . Durch plötzliches Kühlen sinkt die Temperatur schlagartig ab und das Steuergerät versucht durch verstärkte Heizleistung den Abfall auszugleichen. Nach einiger Zeit kommt es zu einem statischen Temperaturprofil im Prüfkopf.
3. In der dritten Phase wird nach 45 Minuten Versuchslaufzeit die Kühlung wieder abgeschaltet um den Prüfkopf wieder auf 350°C aufzuheizen. Durch die gespeicherte Wärmeenergie in den äußeren Regionen kommt es zu einem raschen Anstieg der Temperatur auf den Sollwert.
4. Nach 60 Minuten beginnt die letzte Phase des Versuchs, bei der die Heizung ab- und die Kühlung eingeschaltet wird. Es kommt zur zweiten Abkühlkurve, welche ebenfalls bewertet wird. Nach einigen Minuten (Öl: 15 Minuten, Wasser: 10 Minuten) zeigen alle Thermoelemente eine niedrige Temperatur (weniger als 100°C) an und der Messzyklus ist beendet.

Die Abbildung 3.25 zeigt real gemessene Temperaturkurven der Thermoelemente 1a, 1b, 1c, 6a, 6b, 6c und der Temperierung. Wie man an diesen Beispiel erkennen kann, ist die Steigung k während der Abkühlung für alle Thermoelemente unterschiedlich und ebenfalls das statische Temperaturprofil der Phase 2 lässt sich erkennen.

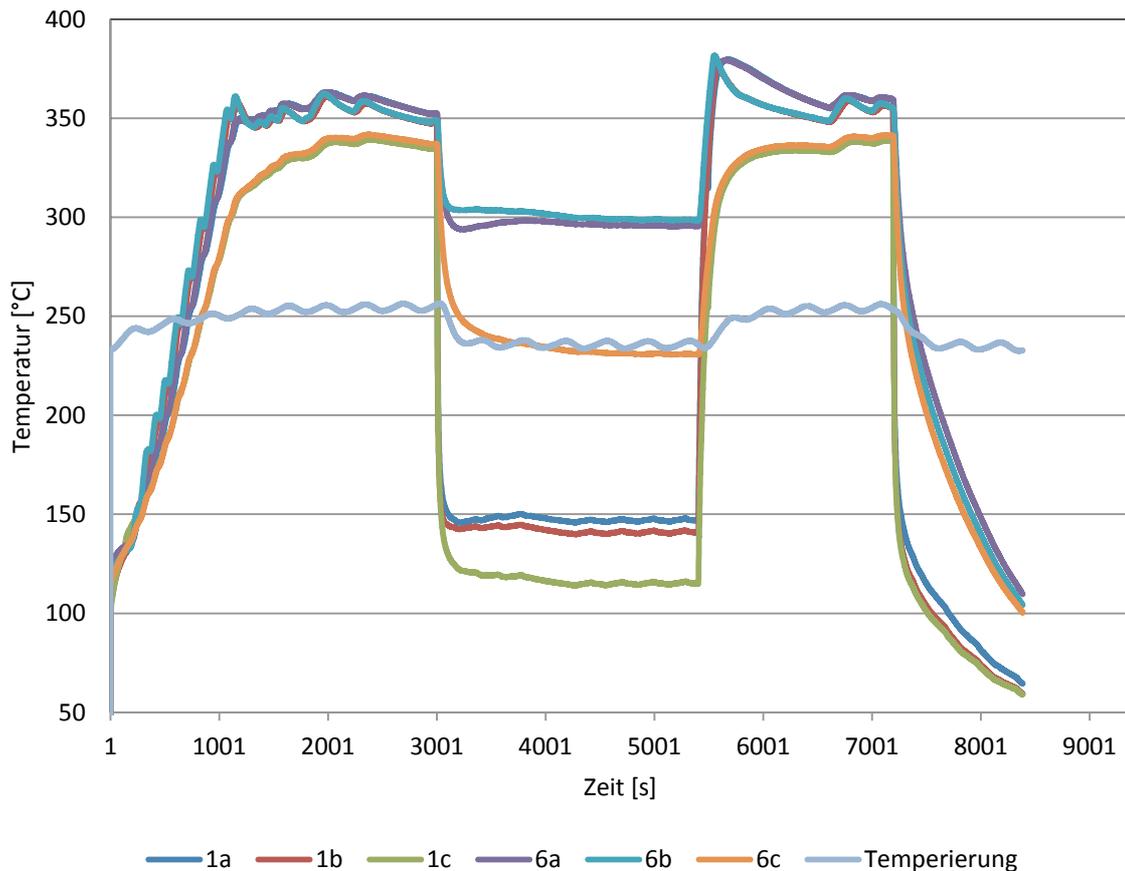


Abbildung 3.25: Realer Temperaturverlauf (Stahl: 1.2343, Wassertemperatur, VR, Versuch A, Thermoelemente 1c, 2c, 3c, 4c, 5c, 6c).

Die Abbildung 3.26 zeigt den typischen Verlauf der Wirkarbeit (die erbrachte elektrische Wirkarbeit der Heizpatronen) über die Zeit während eines Versuches. Während der zweiten Phase ist durch die gleichzeitig eingeschaltete Heizung und Kühlung der Energieverbrauch am größten, was man sehr gut an der Steigung der Kurve ablesen kann. Im Gegensatz dazu ist der Energieverbrauch in Phase 3 sehr gering, was an der gespeicherten Wärmeenergie in den Randbereichen des Prüfkopfes liegt.

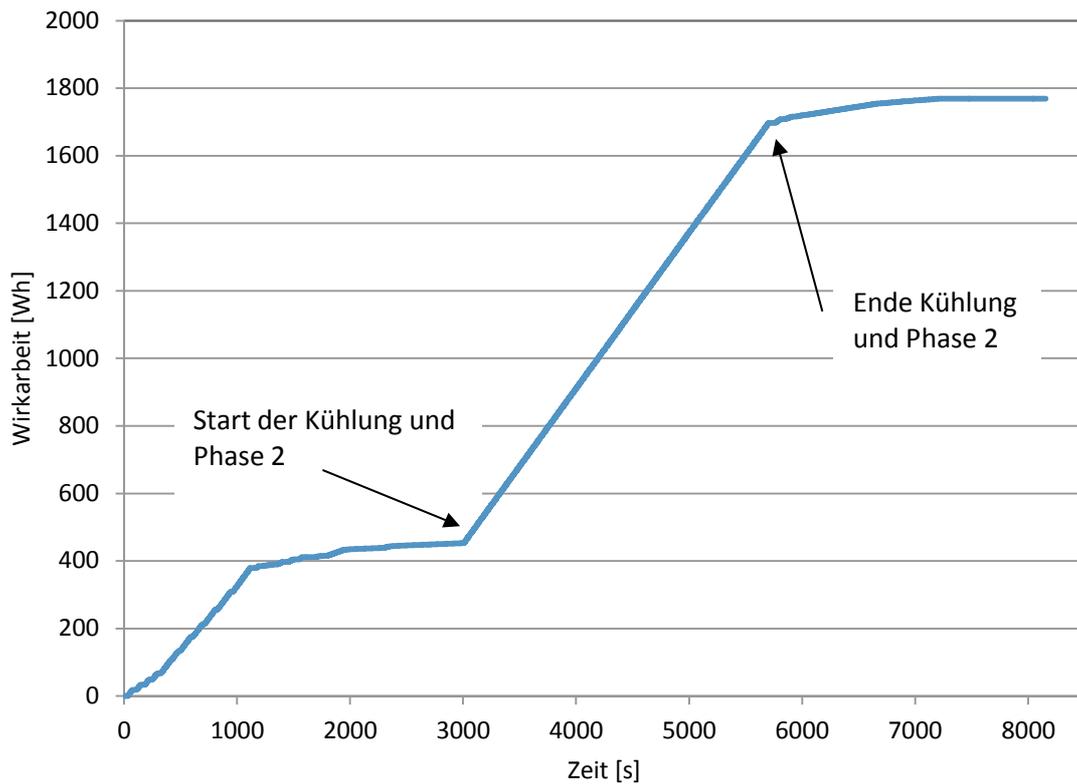


Abbildung 3.26: Wirkarbeit über der Zeit während eines Versuchs (Stahl: Böhler B, VR, Wasser, Versuch A).

Die Tabelle 3.3 zeigt die Versuchsmatrix aller durchgeführten Versuche. Zur Verifizierung wurden alle Versuche doppelt durchgeführt und bei den Ergebnissen (Abkühlrate) jeweils der Mittelwert herangezogen.

Tabelle 3.3: Versuchsmatrix

Werkstoff	Kühlmedium	Normalie
1.2343	Öl	VR
		US
		SKE
		SKZ
	Wasser	VR
		US

		SKE	
		SKZ	
		Wasser + Luft	Jet Cooling
		CO ₂	Flüssig CO ₂
Böhler A	Öl	VR	
		US	
		SKE	
		SKZ	
	Wasser	VR	
		US	
		SKE	
		SKZ	
	Wasser + Luft	Jet Cooling	
	Böhler B	Öl	VR
			US
			SKE
SKZ			
Wasser		VR	
		US	
		SKE	
		SKZ	
Wasser + Luft		Jet Cooling	

3.2.2 Versuchsdurchführung Sonderverfahren

Da diese Geräte nicht für den Dauerbetrieb über mehrere Minuten ausgelegt sind, wurde ein Versuchszyklus in zwei Phasen unterteilt. Dieser Zyklus wurde pro Experiment viermal wiederholt.

1. In der ersten Phase wurde der Prüfkopf auf 350°C aufgeheizt, während die Regelung der Heizpatronen nach den Thermoelementen 1a, 1b und 1c erfolgt. Diese Phase dauert beim Jet Cooling zehn Minuten und bei der CO₂ Kühlung 5 Minuten. Während dieser Phase erfolgte beim Jet Cooling ebenfalls das Ausblasen des Restwassers aus dem Kühlkern und eine Leckageprüfung.
2. Zu Beginn der zweiten Phase wurde die Heizung abgeschaltet und die Kühlung gestartet. Die Kühlung war dann für eine Dauer von einer Minute aktiv. Danach begann der Zyklus von vorne.

Die Abbildung 3.27 zeigt den Temperaturverlauf der Thermoelemente 1a und 6a für einen Versuch mit Jet Cooling.

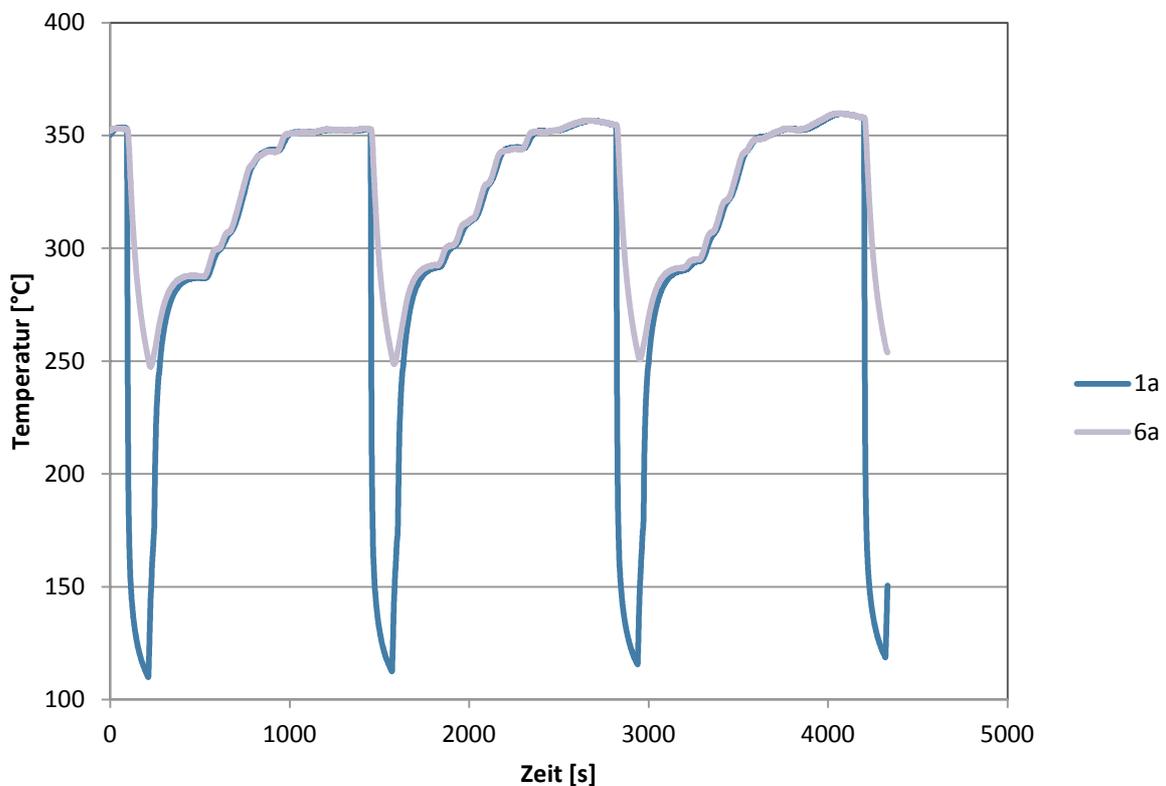


Abbildung 3.27: Temperaturverlauf beim Versuch mit Jet Cooling (12 mm Kerndurchmesser, Böhler A).

3.2.3 Ermittlung der Ergebnisse

3.2.3.1 Ermittlung der Abkühlkurven

Für die Darstellung der Temperaturverläufe während der Kühlphase wurden die Abkühlkurven ohne Heizung (Phase 4 ab der 60. Minute) herangezogen und die ersten 10 Sekunden in einem Diagramm dargestellt.

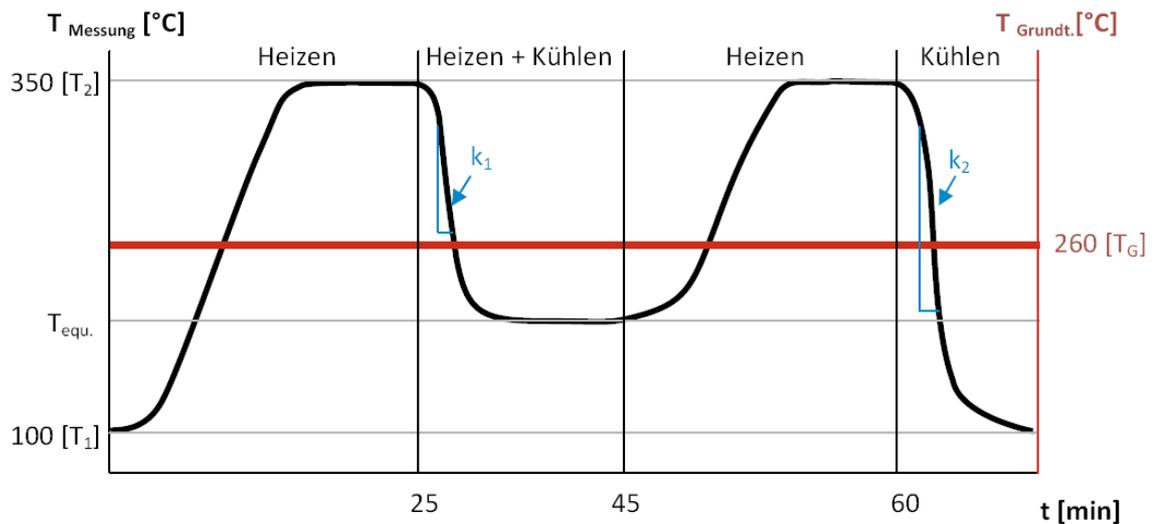


Abbildung 3.28: Versuchsablauf.

Die Abbildung 3.29 zeigt ein Diagramm wie es in der Auswertung verwendet wurde. In der Abbildung die beiden Kühlmedien Wasser und Öl miteinander verglichen.

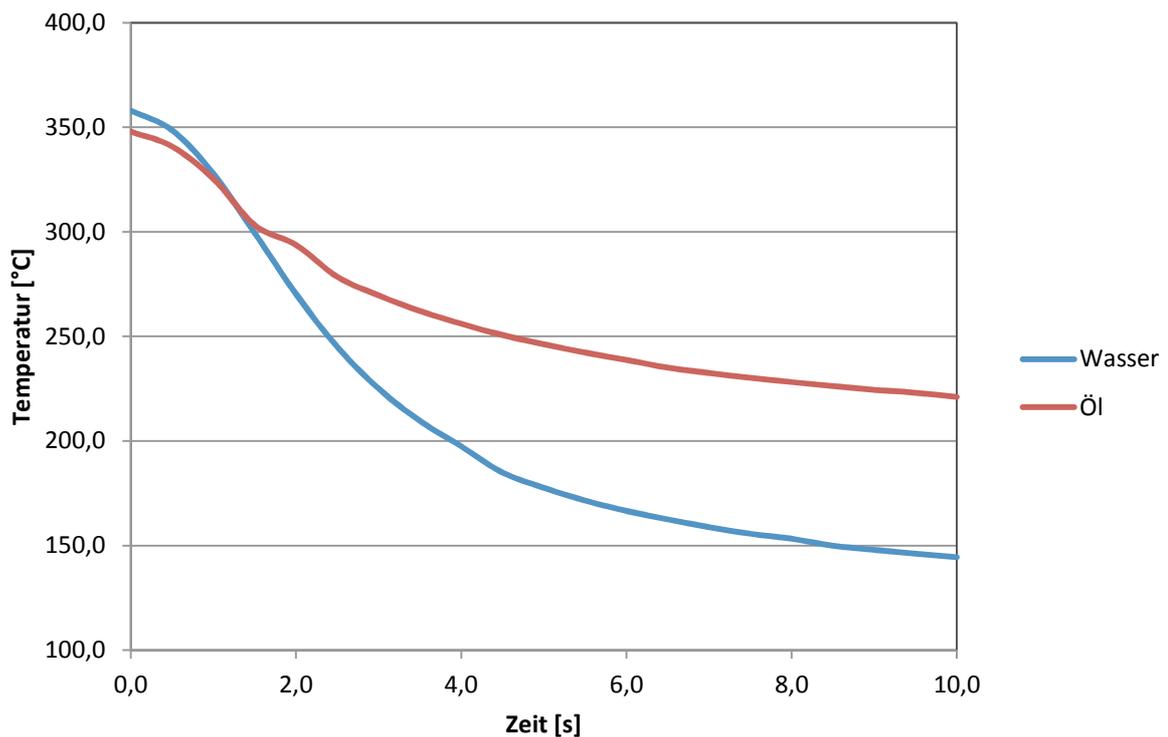


Abbildung 3.29: Beispiel für die Darstellung der Temperaturverläufe während der Kühlphase (Böhler A, SKE, 1a).

3.2.3.2 Ermittlung der Abkühlraten k_1 und k_2

Die beiden Werte k_1 und k_2 beschreiben die Abkühlgeschwindigkeit pro Zeiteinheit. Am Beginn der Kühlung bildet sich eine annähernd lineare Abkühlkurve aus, die später abflacht. Diese Kurve ist einer natürlichen Exponentialfunktion nachempfunden.

Für die Bestimmung der k -Werte wird ein kleines Zeitfenster (5 Sekunden) zu Kühlbeginn näher untersucht. In diesem Bereich ist die Abkühlgeschwindigkeit annähernd linear und es lässt sich über eine lineare Trendfunktion der k -Wert berechnen.

In Abbildung 3.30 ist diese Bestimmung von k_1 des Thermoelementes 3a dargestellt. Der ermittelte Wert wird auf eine Kommastelle gerundet und ergibt $-13,2$ K/s.

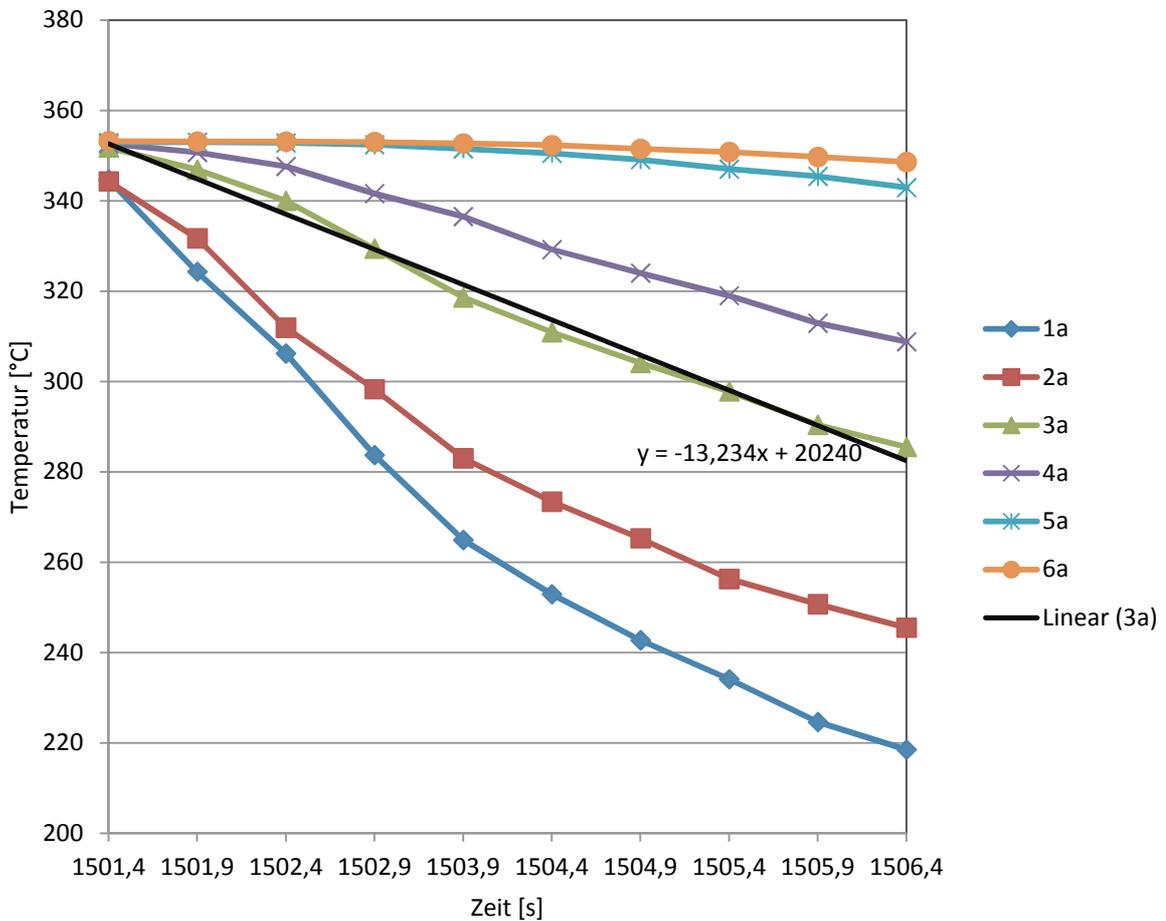


Abbildung 3.30: Bestimmung der Abkühlrate k_1 bei dem Thermoelement 3a (SKE, Wasser, 1.2343, Versuch A).

3.2.3.3 Ermittlung der stationären Temperatur

Wie man in Abbildung 3.28 erkennen kann, stellt sich in Phase 2 des Versuchs nach einigen Minuten ein stationärer Zustand ein. In diesem Bereich sind die Temperaturschwankungen sehr gering und es wurden über einen Bereich von 5 Minuten (39. bis 44. Minute des Versuchs) die Durchschnittstemperaturen der einzelnen Thermoelemente ermittelt.

$$T_{\text{stat}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n T_i \quad (3-1)$$

3.2.3.4 Ermittlung der Heizleistung P

In der zweiten Phase des Versuches stellte sich nach einigen Minuten ein stationärer Zustand ein. In diesem Zustand wurde gleich viel Wärme durch die Heizpatronen zugeführt wie über die Kühlung abgeführt wurde. Der Steuerstand speichert neben den Temperaturen auch den Energieverbrauch in Wh. Mit diesem Energieverbrauch kann man die Heizleistung mit folgender Formel berechnen.

$$P = \frac{\Delta E}{\Delta t} \quad (3-2)$$

Das Ergebnis der Gleichung liefert die Heizleistung in Watt bzw. Joule pro Sekunde. Für die Berechnung wird dasselbe Zeitfenster wie für T_{stat} gewählt.

Da die Kühlleistung mit Wasser größer als die maximale Heizleistung ist, ist dieses Ergebnis nur für die Öltemperierung relevant. Bei der Temperierung mit Wasser stellt sich bei allen Normalien dieselbe maximale Heizleistung von ca. 3300 Watt ein.

4 Ergebnisse

4.1 Vergleich der Stahlsorten

Hier werden die unterschiedlichen Eigenschaften der drei verwendeten Stahlsorten aufgezeigt. Aufgrund der gleichmäßigen und guten Kühleigenschaften des eingängigen Spiralkernes wurde für die Auswertung der Ergebnisse nur diese Normalie herangezogen.

4.1.1 Temperaturverlauf

Die Abbildung 4.2 und Abbildung 4.3 zeigen die Abkühlkurven der Stahlsorten 1.2343, Böhler A und Böhler B. Die Temperaturkurven stammen von dem Thermoelement mit der Bezeichnung 1a, welches 2 mm von der Kernkühlung entfernt ist (Abbildung 4.1). Wie zu erkennen ist, besitzen die Stähle mit einer höheren Wärmeleitfähigkeit (Böhler A und Böhler B) besser Kühleigenschaften. Die Kurve ist am Beginn der Kühlphase steiler und die erreichte Temperatur nach zehn Sekunden liegt bedeutend niedriger. Dabei besitzt der Sonderstahl Böhler A geringe Vorteile gegenüber den Sonderstahl Böhler B.

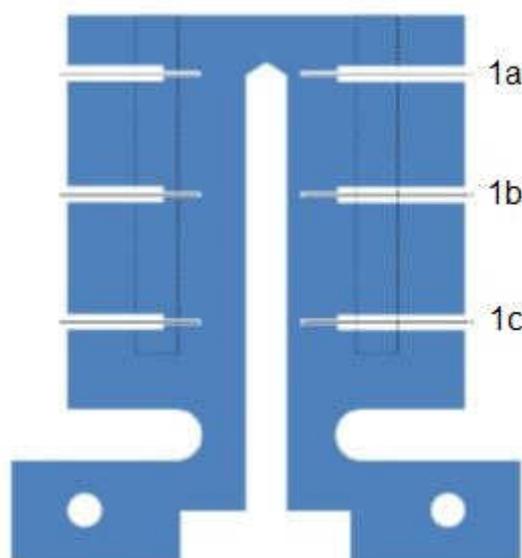


Abbildung 4.1: Position der Thermoelemente 1a, 1b und 1c im Prüfkopf (jeweils 2 mm von der Kernbohrung entfernt).

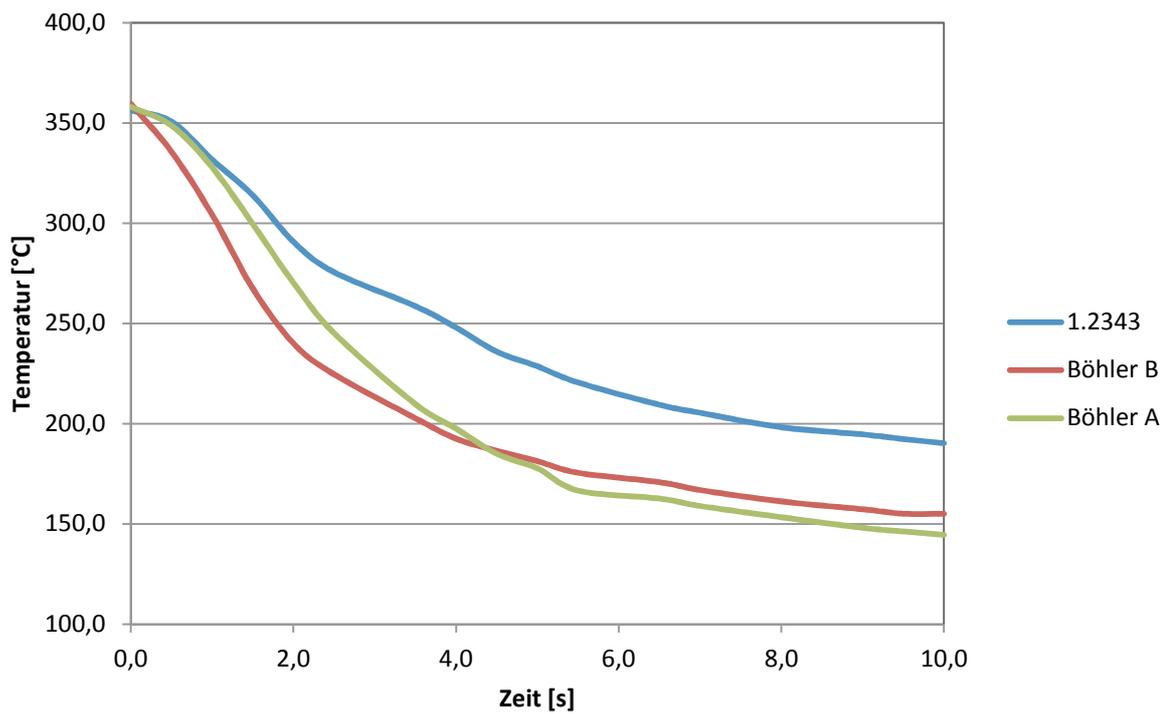


Abbildung 4.2: Vergleich der Abkühlkurven (Wassertemperierung, SKE, Thermoelement 1a).

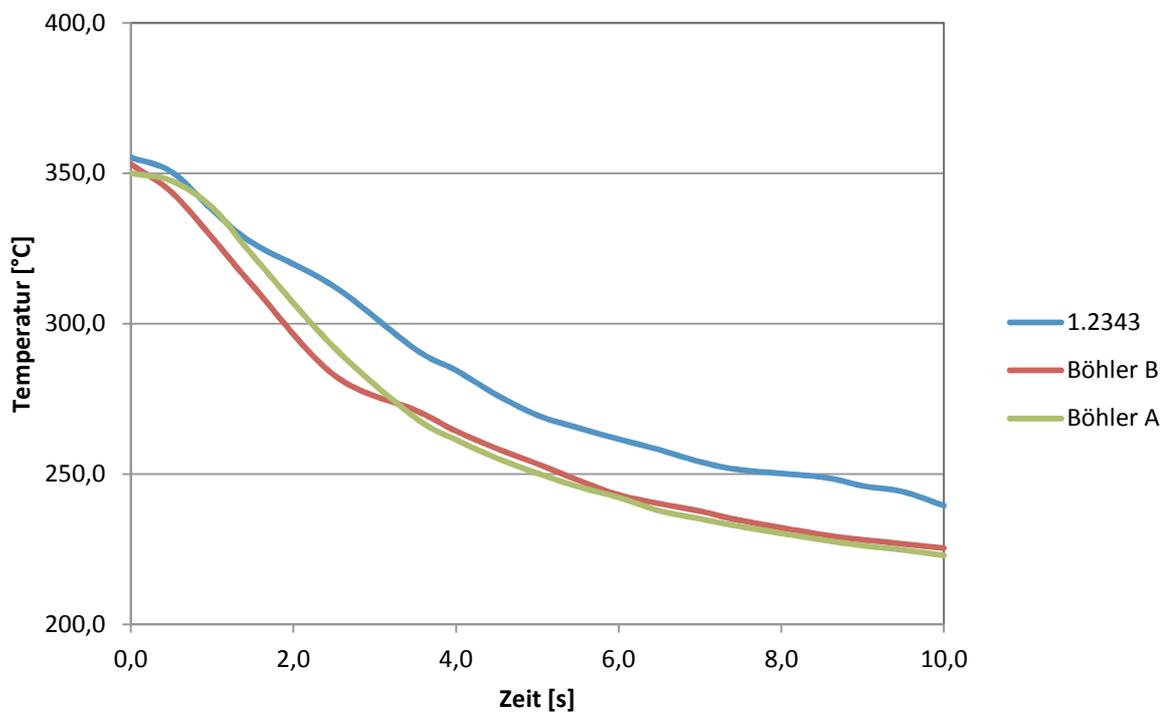


Abbildung 4.3: Vergleich der Abkühlkurven (Öltemperierung, SKE, Thermoelement 1a).

4.1.2 Abkühlrate

Die Abkühlraten beschreiben die durchschnittliche Steigung der Abkühlkurve während der ersten fünf Sekunden der Kühlphase in Kelvin pro Sekunde. Dabei zeigen Abbildung 4.4 und Abbildung 4.5, dass auch die Abkühlraten bei den Sonderstählen Böhler A und Böhler B jeweils deutlich besser sind als beim Standardwarmarbeitsstahl 1.2343. Dieser Effekt nimmt mit der Entfernung vom Kühlkern ab. Im Bereich vom Thermoelement 4a (8 mm von der Kernbohrung entfernt) sind die Unterschiede bei den Abkühlraten zwischen den verschiedenen Stahlsorten deutlich geringer.

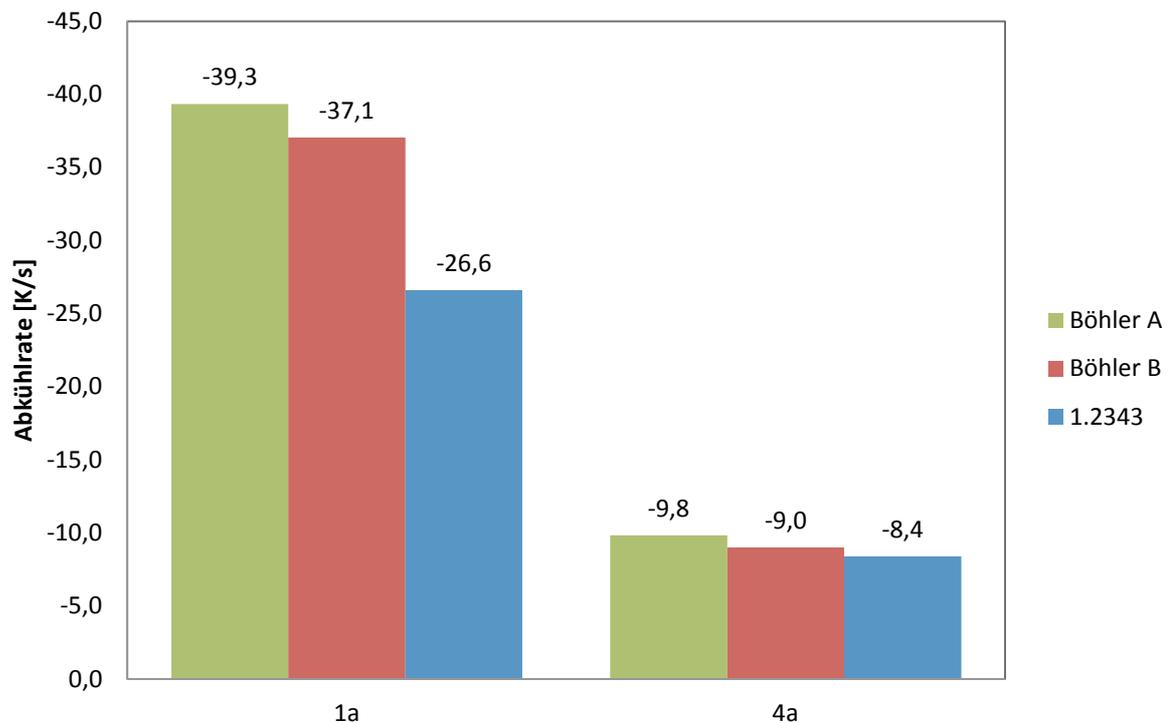


Abbildung 4.4: Abkühlraten (Wassertemperierung, SKE, Thermoelemente 1a und 4a).

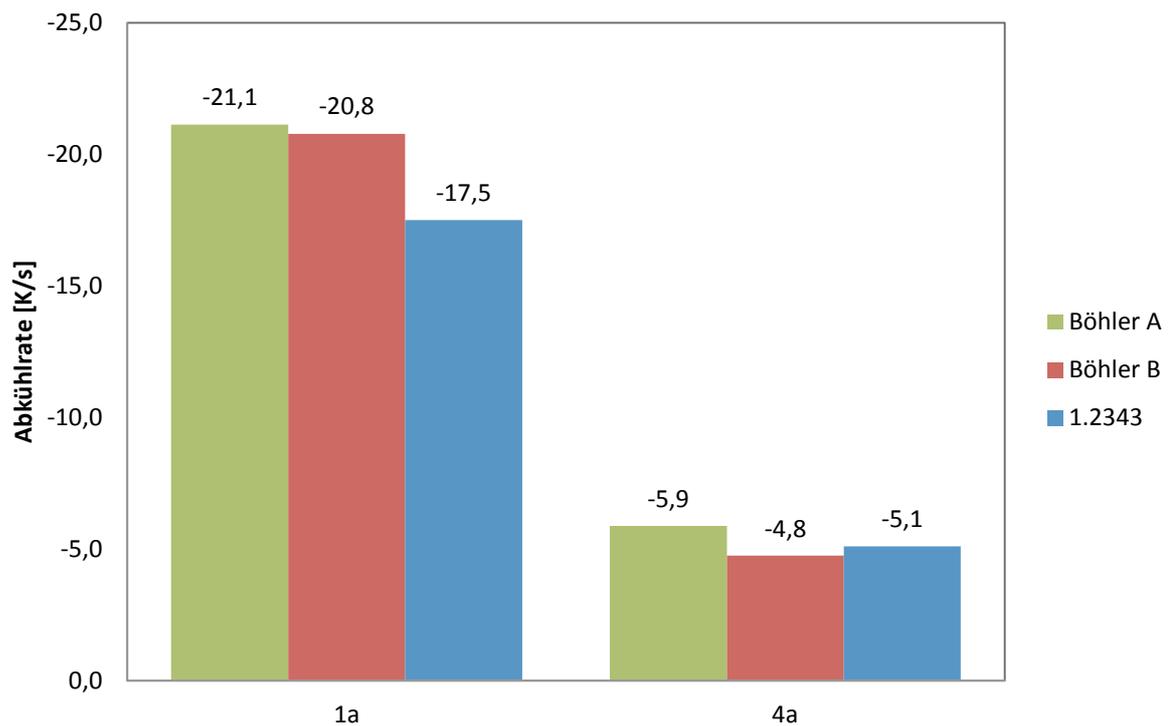


Abbildung 4.5: Abkühlraten (Öltemperierung, SKE, Thermoelemente 1a und 4a).

4.1.3 Stationäre Temperatur

Die stationäre Temperatur ist jene Temperatur, die sich nach einigen Minuten in der zweiten Phase des Versuchs einstellt (gleichzeitiges Heizen und Kühlen des Prüfkörpers). Die zugeführte Wärmemenge ist somit genau gleich groß, wie die abgeführte Wärmeenergie und ein stationäres Temperaturprofil im Prüfkopf entsteht.

Bei unseren Versuchen sind Q , A , T_{Wand} und T_{Fluid} konstant. Wenn also die Wandtemperatur am Kühlkern (T_{Wand}) geringer ist, führt das zu einem höheren Wärmeübergangskoeffizient α welcher der wichtigste Indikator für die Kühleffizienz ist. Eine geringe stationäre Temperatur ist somit ein Zeichen für eine hohe theoretische Kühlleistung.

$$Q = \alpha A (T_{Wand} - T_{Fluid}) \quad (4-1)$$

Die Abbildung 4.6 zeigt die stationären Temperaturen der unterschiedlichen Stähle bei den Thermoelementen 1a und 4a. Wie deutlich zu erkennen, stellt sich bei den Sonderstählen eine deutlich niedrigere stationäre Temperatur in allen Bereichen des Prüfkörpers ein.

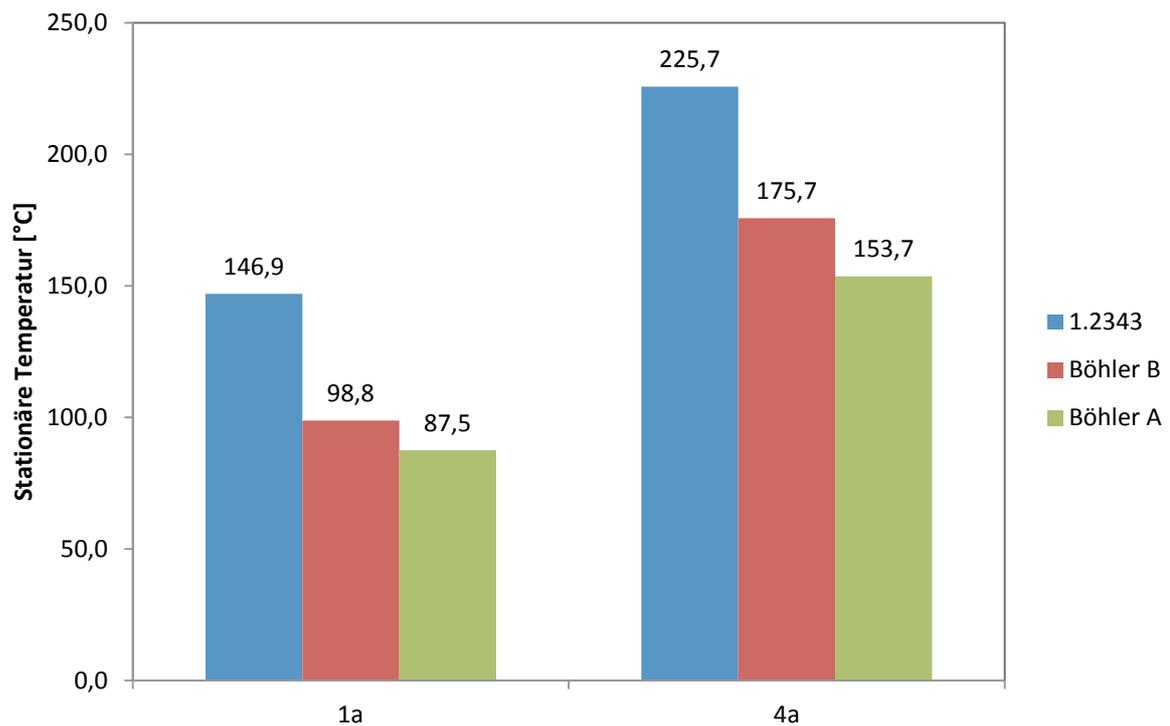


Abbildung 4.6: Stationäre Temperatur (Wassertemperierung, SKE, Thermoelemente 1a und 4a).

Beim Standardwarmarbeitsstahl 1.2343 war im Gegensatz zu den Sonderstählen bei der Temperierung mit Öl die Kühlleistung geringer als die maximale Heizleistung. Um das Überhitzen des Prüfkörpers zu verhindern, wurde die Heizleistung durch das Steuersystem automatisch geregelt. Die zugeführte Heizleistung ist also bei der Kühlung mit Öl beim Standardstahl geringer, was für die Auswertung von großer Bedeutung ist (Abbildung 4.7).

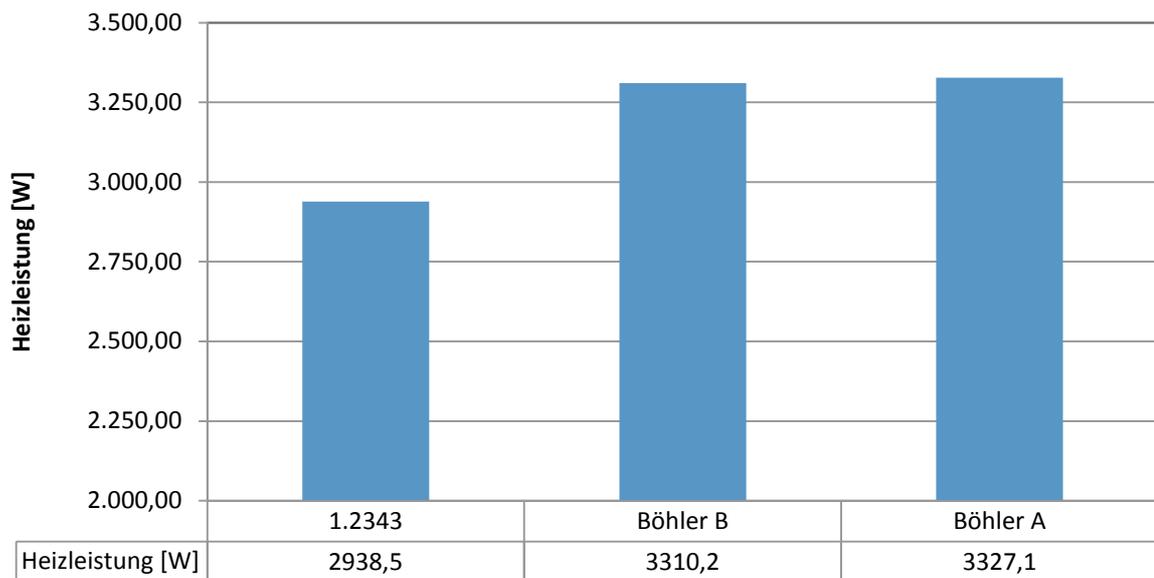


Abbildung 4.7: Heizleistung während der stationären Phase (Öltemperierung, SKE).

Die Abbildung 4.8 zeigt die stationären Temperaturen mit Öltemperierung. Die Unterschiede zwischen den Stahlsorten sind hier deutlich geringer, jedoch wurde auch nur ca. 88% der maximalen Heizleistung zugeführt. Dies bedeutet, dass hier ebenfalls die Sonderstähle deutlich bessere Ergebnisse zeigen.

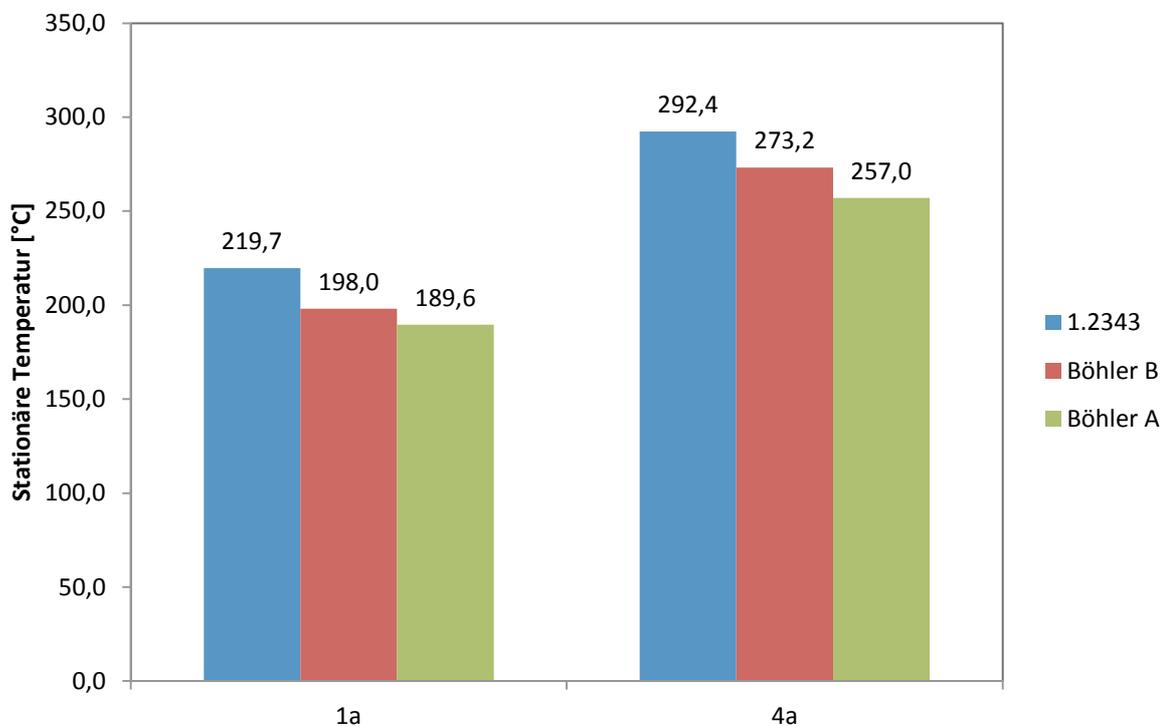


Abbildung 4.8: Stationäre Temperatur (Öltemperierung, SKE, Thermoelemente 1a und 4a).

4.2 Vergleich der Kühlmedien

Das Kühlmedium hat einen entscheidenden Einfluss auf die Kühlleistung von Temperiersystemen. Wasser hat eine etwa doppelt so hohe Wärmekapazität wie Wärmeträgeröle und besitzt dabei auch noch eine geringere Viskosität. Diese Eigenschaften führen dazu, dass Temperiersysteme mit Wasser deutlich effizienter sind als Temperierungen mit Öl.

4.2.1 Temperaturverlauf

Die Abbildung 4.9 zeigt die Abkühlkurven der beiden Kühlmedien Wasser und Öl. Bei diesem Versuch wurde der Standardwarmarbeitsstahl mit der Bezeichnung 1.2343 und der eingängige Spiralkern verwendet. Die betrachtete Abkühlkurve stammt vom Thermoelement mit der Bezeichnung 1a welches 2 mm von der Kernbohrung entfernt liegt.

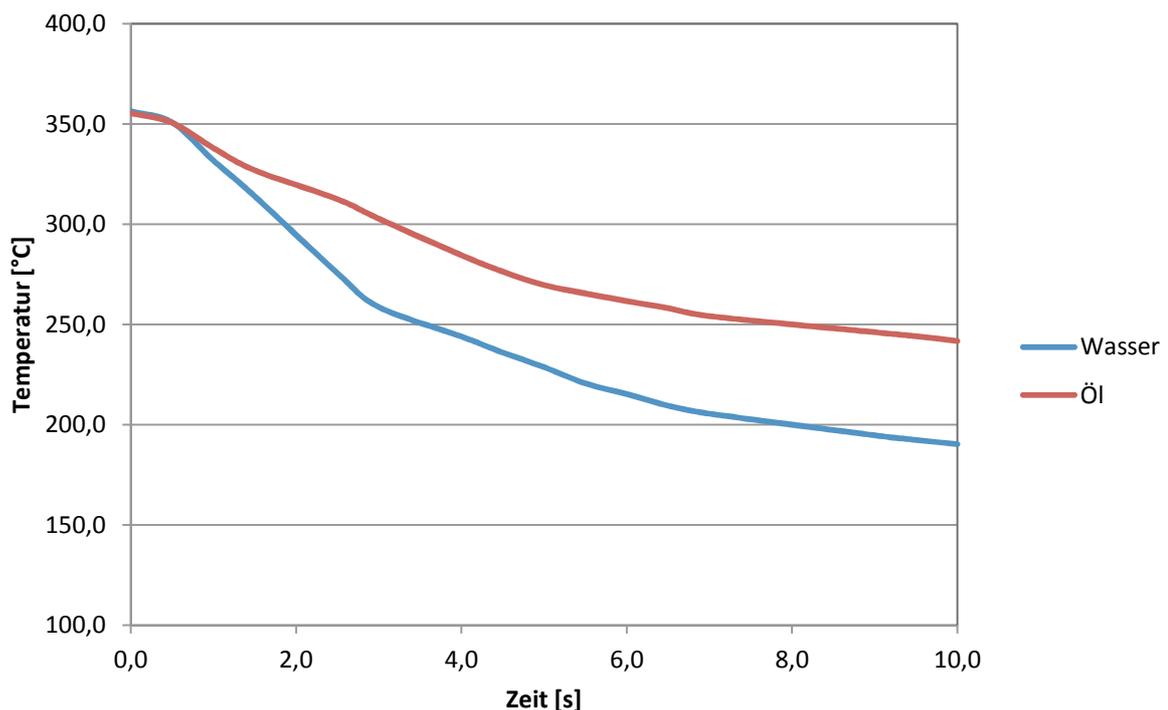


Abbildung 4.9: Vergleich der Abkühlkurven (Temperierung mit Öl und Wasser, SKE, Thermoelement 1a, Standardstahl 1.2343).

Die Abbildung 4.10 zeigt die Abkühlkurven der beiden Kühlmedien Wasser und Öl. Bei diesem Versuch wurde ein neuentwickelter Warmarbeitsstahl der Firma Böhler (Böhler A)

und ein eingängiger Spiralkern verwendet. Die betrachtete Abkühlkurve stammt vom Thermoelement mit der Bezeichnung 1a, welches 2 mm von der Kernkühlung entfernt liegt.

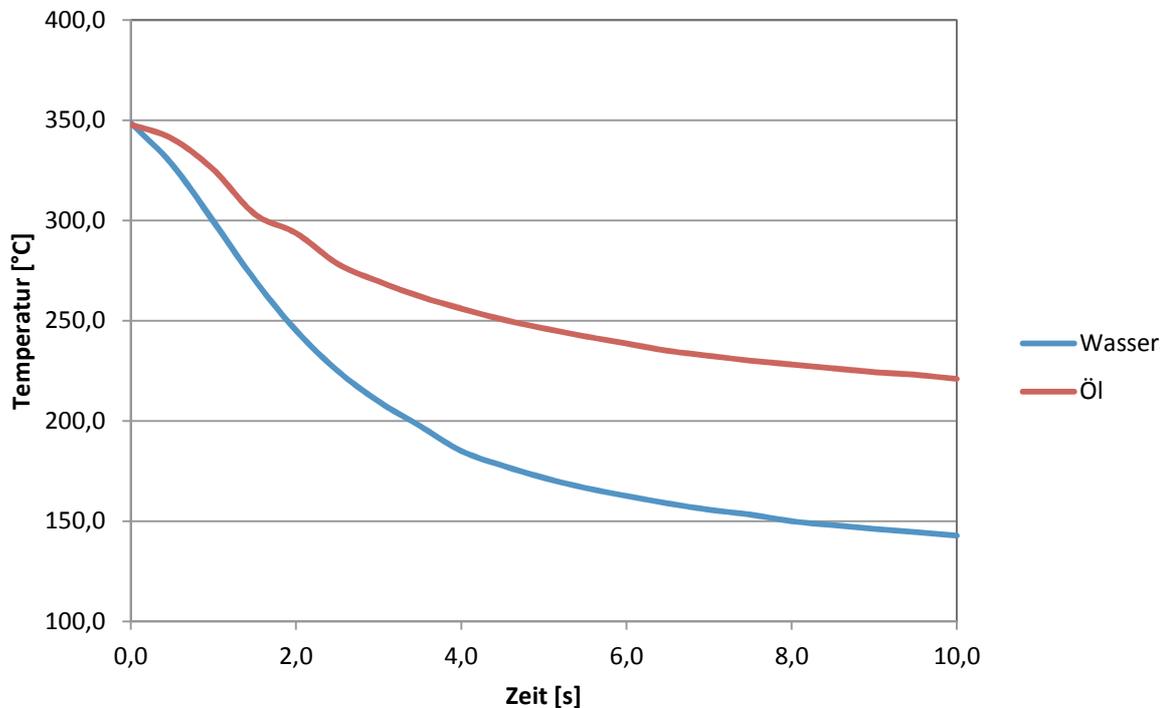


Abbildung 4.10: Vergleich der Abkühlkurven (Temperierung mit Öl und Wasser, SKE, Thermoelement 1a, Stahl Böhler A).

Die Abkühlkurven zeigen die Vorteile des Kühlmediums Wasser gegenüber Öl im Bezug auf die Kühlleistung. Beim Standardstahl 1.2343 tritt bereits nach 10 Sekunden ein Temperaturunterschied zwischen Wasser- und Öltemperierung von 51,5°C auf, während beim Sonderstahl mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit dieser Temperaturunterschied mit 76,5°C noch größer ausfällt.

4.2.2 Abkühlrate

Bei den Abkühlraten zeigt sich ebenfalls die bessere Kühlleistung des Wassers gegenüber dem Öl.

Abbildung 4.11, Abbildung 4.12 und Abbildung 4.13 zeigen den Unterschied in den Abkühlraten von Öl- und Wassertemperierung. Für die Auswertung wurden die Versuche mit eingängigen Spiralkern herangezogen, da diese Normalie die ausgewogenste und beste Kühlleistung besitzt.

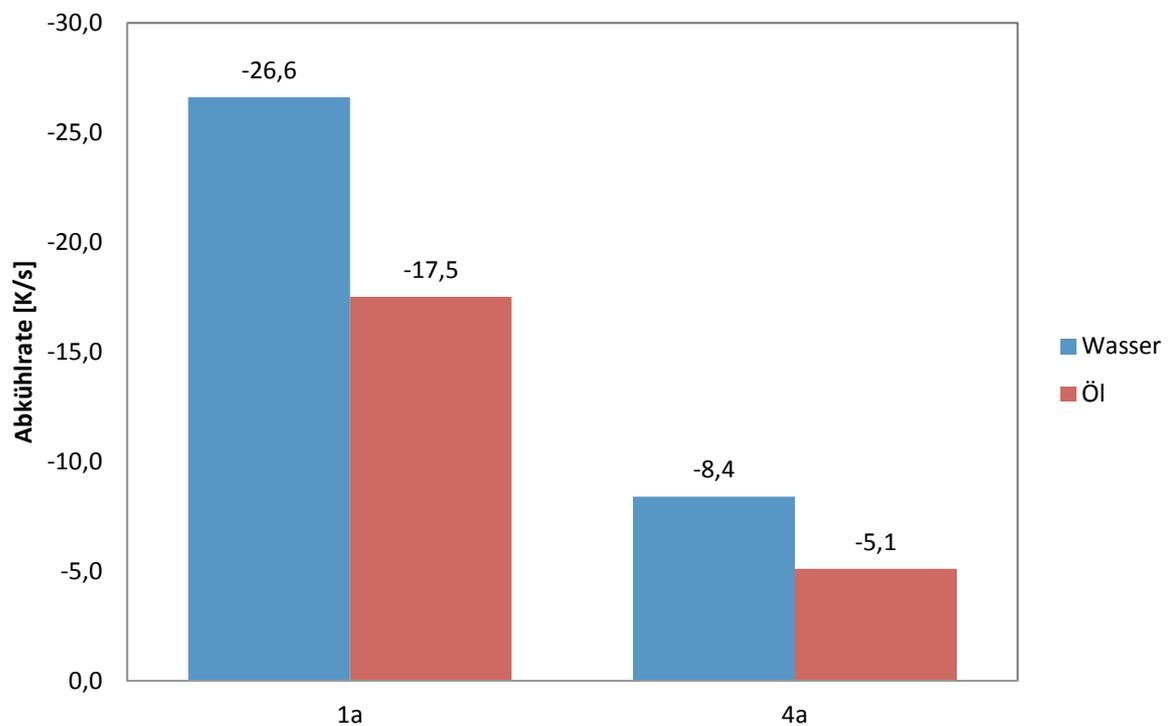


Abbildung 4.11: Vergleich der Abkühlraten von Wasser- und Öltemperierung (Stahl: 1.2343, SKE, Thermoelemente 1a und 4a).

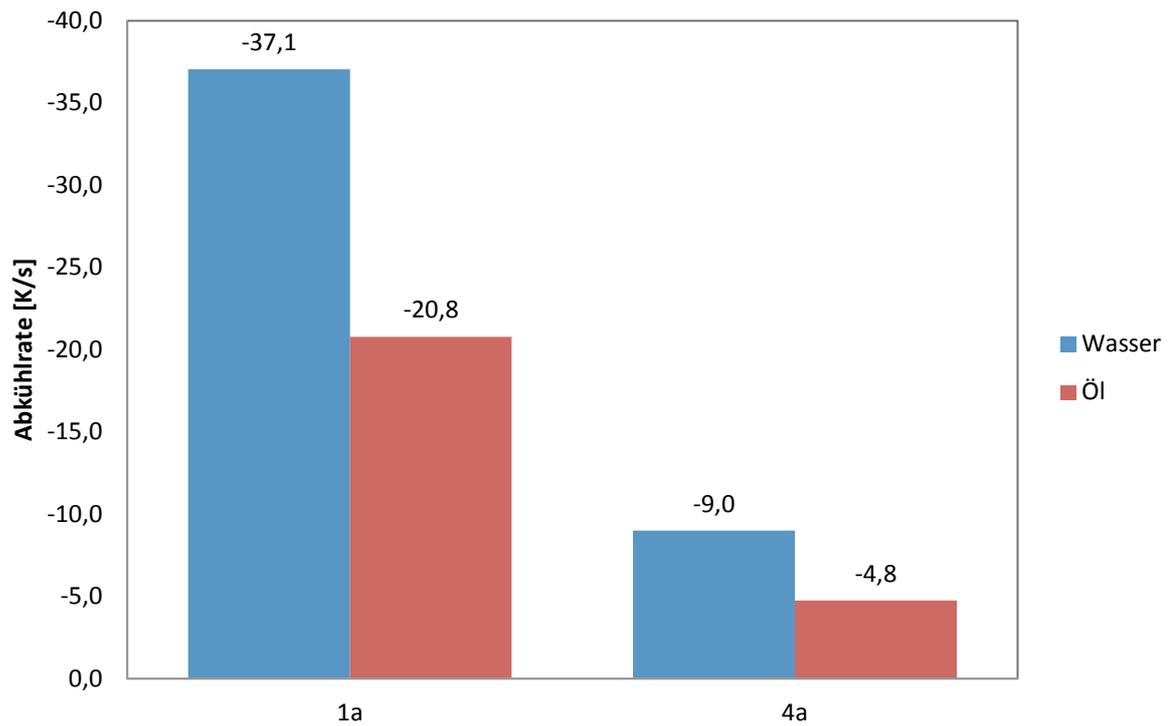


Abbildung 4.12: Vergleich der Abkühlraten von Wasser- und Öltemperierung (Stahl: Böhler B, SKE, Thermoelemente 1a und 4a).

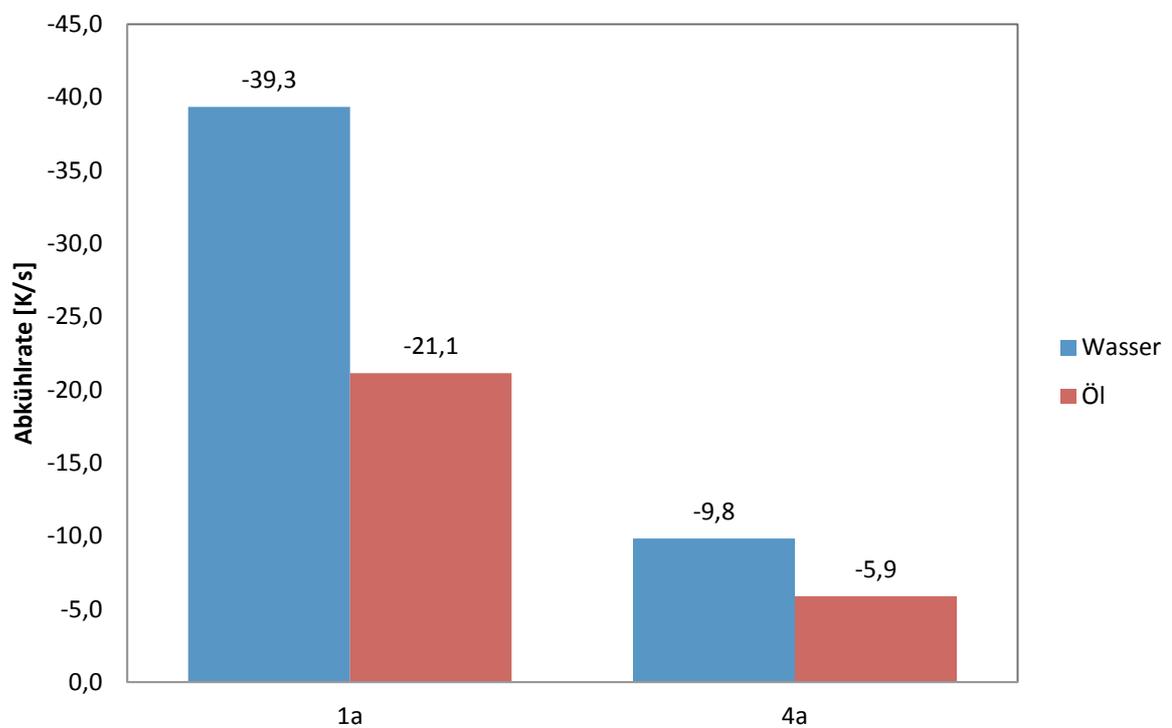


Abbildung 4.13: Vergleich der Abkühlraten von Wasser- und Öltemperierung (Stahl: Böhler A, SKE, Thermoelemente 1a und 4a).

Der durchschnittliche Temperaturverlust während der ersten fünf Sekunden der Kühlphase ist bei der Temperierung mit Wasser deutlich größer als bei der Temperierung mit Öl.

4.2.3 Stationäre Temperatur

Bei den stationären Temperaturen sind auch deutliche Unterschiede zwischen Öl- und Wassertemperierung festzustellen.

Beim Standardstahl 1.2343 wurde bei der Temperierung mit Öl die Heizleistung automatisch vom Steuerstand gedrosselt um ein Überhitzen des Prüfkopfes zu verhindern. Wie Abbildung 4.14 zeigt, beträgt die Heizleistung beim Standardstahl 1.2343 mit 2938,5 Watt nur ca. 89% der Maximalleistung (ca. 3300 Watt). Sonst wäre der Unterschied bei der stationären Temperatur in Abbildung 4.15 zwischen Wasser- und Öltemperierung bei identischen Bedingungen noch größer ausgefallen.

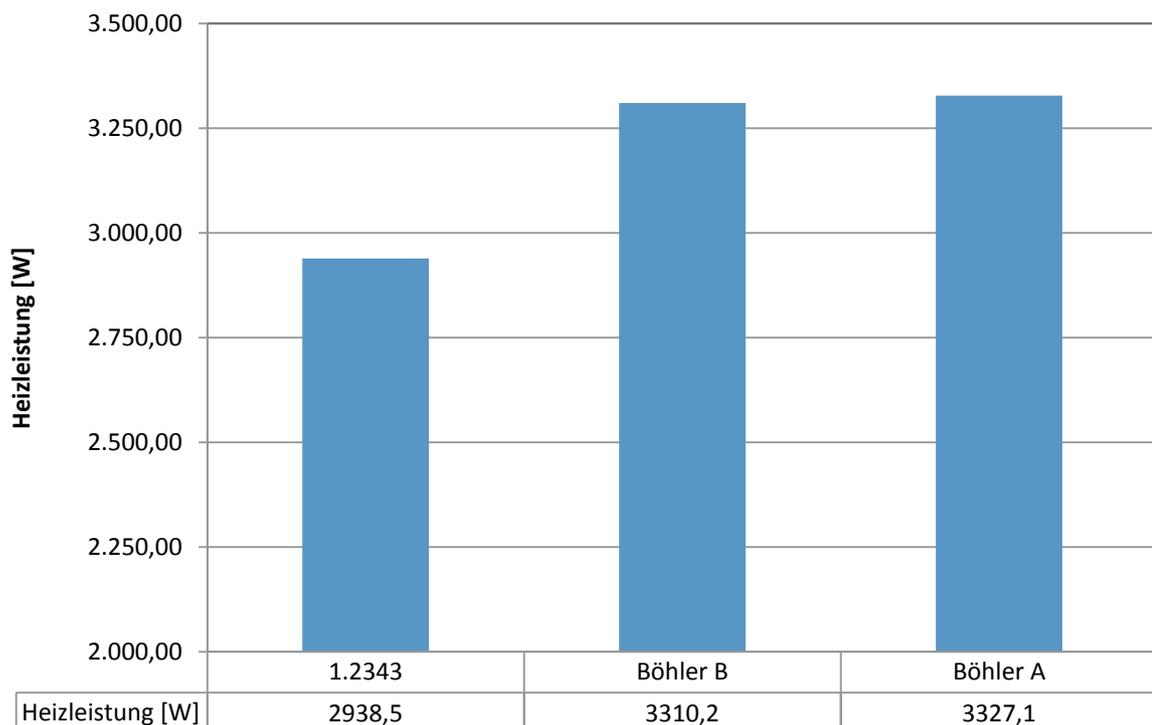


Abbildung 4.14: Heizleistung während der stationären Phase (Öltemperierung, SKE).

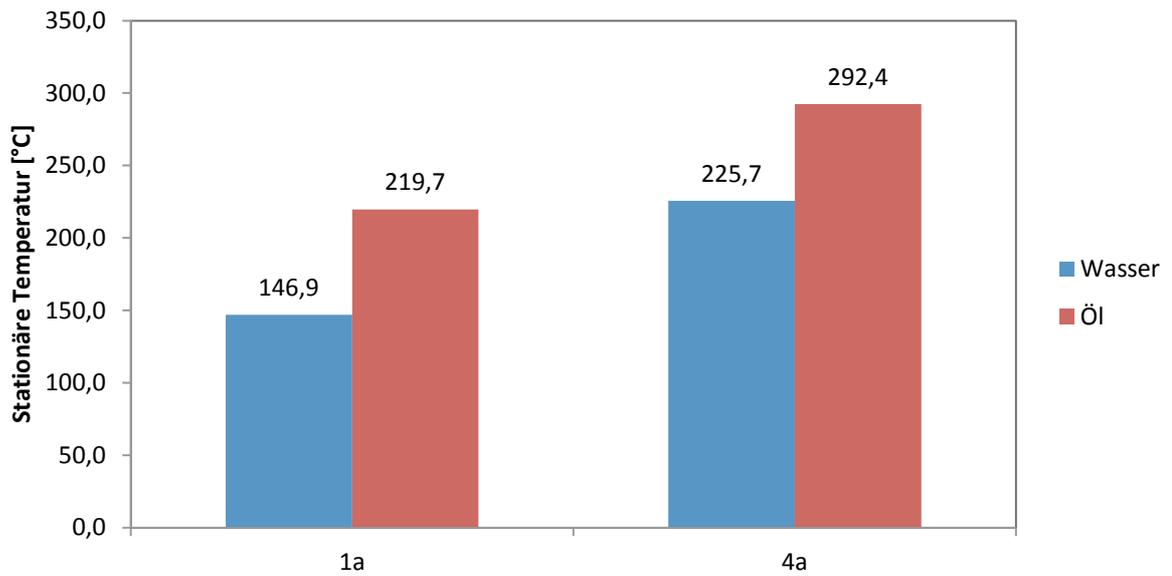


Abbildung 4.15: Stationäre Temperatur (Stahl: 1.2343, SKE, Thermoelemente 1a und 4a).

Allgemein lässt sich aus Abbildung 4.16 und Abbildung 4.17 erkennen, dass die stationäre Temperatur bei der Temperierung mit Wasser ca. 100 °C tiefer liegt als bei der Temperierung mit Öl.

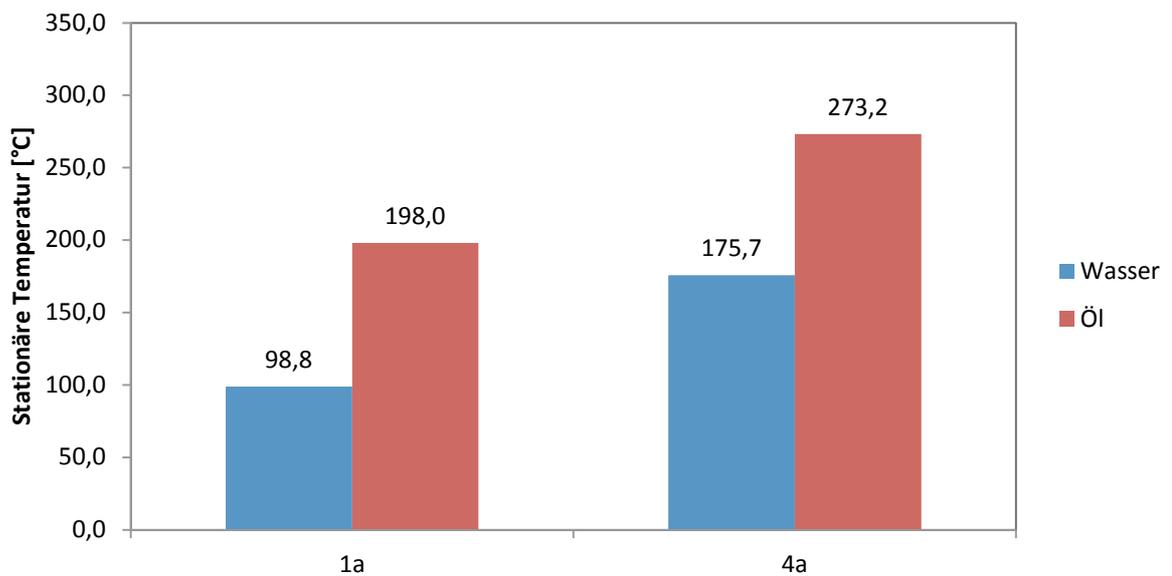


Abbildung 4.16: Stationäre Temperatur (Stahl: Böhler B, SKE, Thermoelemente 1a und 4a).

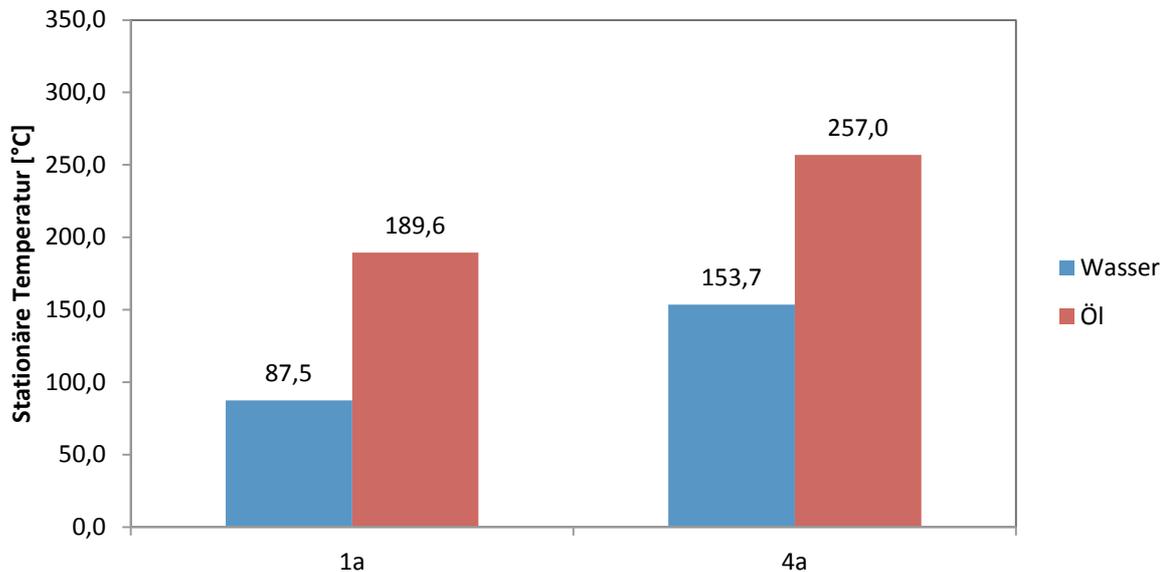


Abbildung 4.17: Stationäre Temperatur (Stahl: Böhler A, SKE, Thermoelemente 1a und 4a).

4.3 Vergleich der Kühlnormalien

Der zweigängige Spiralkern muss hier gesondert betrachtet werden. In der Industrie wird diese Normale hauptsächlich in größeren Dimensionen verwendet und auch eine genaue Passung konnte bei den Versuchen nicht immer gewährleistet werden. Dadurch könnte das Kühlmedium durch den Spalt zwischen Normale und Kern von einem in den anderen Führungsgang fließen. Auch die Versuche auf dem Wasserprüfstand haben dies bestätigt. Dadurch kam es zu einer schwachen Kühlleistung an der Spitze des Kernes, wo üblicherweise die meiste Wärmeenergie anfällt und somit die Kühlleistung für eine gute Gussqualität entscheidend ist.

4.3.1 Temperaturverlauf

Um die Eigenschaften der einzelnen Kühlnormalien darzustellen, wurden die Abkühlkurven der Thermoelemente 1a, 1b und 1c ausgewertet. Durch die unterschiedliche Führung des Kühlmediums durch den Kühlkern werden an den verschiedenen Positionen Unterschiede in der Kühlleistung erwartet.

Bei den mit Öltemperierung durchgeführten Versuche haben sich große Unterschiede in der Kühlleistung zwischen den einzelnen Kühlnormalien herauskristallisiert.

Abbildung 4.18 zeigt die Abkühlkurven aller Normalien an der Spitze des Kühlkerns. An dieser Position zeigen das Verteilerrohr und der eingängige Spiralkern die beste Kühlleistung. Diese beiden Normalien führen das noch nicht erwärmte Kühlmedium zur Spitze und danach fließt es an der Außenseite wieder aus der Kernbohrung.

Allgemein sind die Unterschiede zwischen den Abkühlkurven nicht so groß wie an den beiden anderen Positionen.

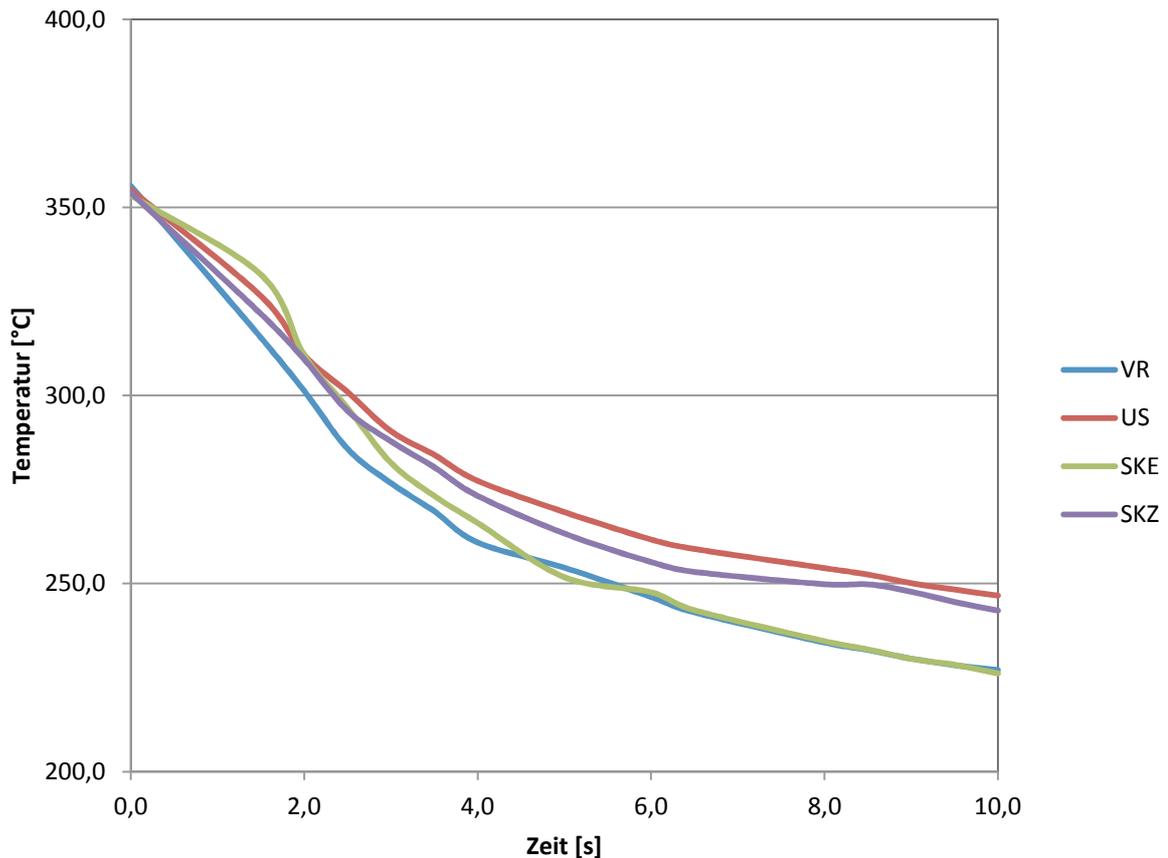


Abbildung 4.18: Vergleich der Abkühlkurven mit unterschiedlichen Kühlnormalien (Stahl: Böhler B, Öltemperierung, Thermoelement 1a).

Abbildung 4.19 zeigt die Abkühlkurven in der Mitte des Kerns. Hier sind die Vorteile der spiralförmig geführten Normalien zu erkennen. In den Spiralkernen ist die Strömung des Kühlmediums turbulent, was zu einer höheren Kühlleistung führt. Der eingängige und der zweigängige Spiralkern besitzen die effizienteste Kühlung während die Kühlwirkung bei den beiden anderen Normalien deutlich nachlässt.

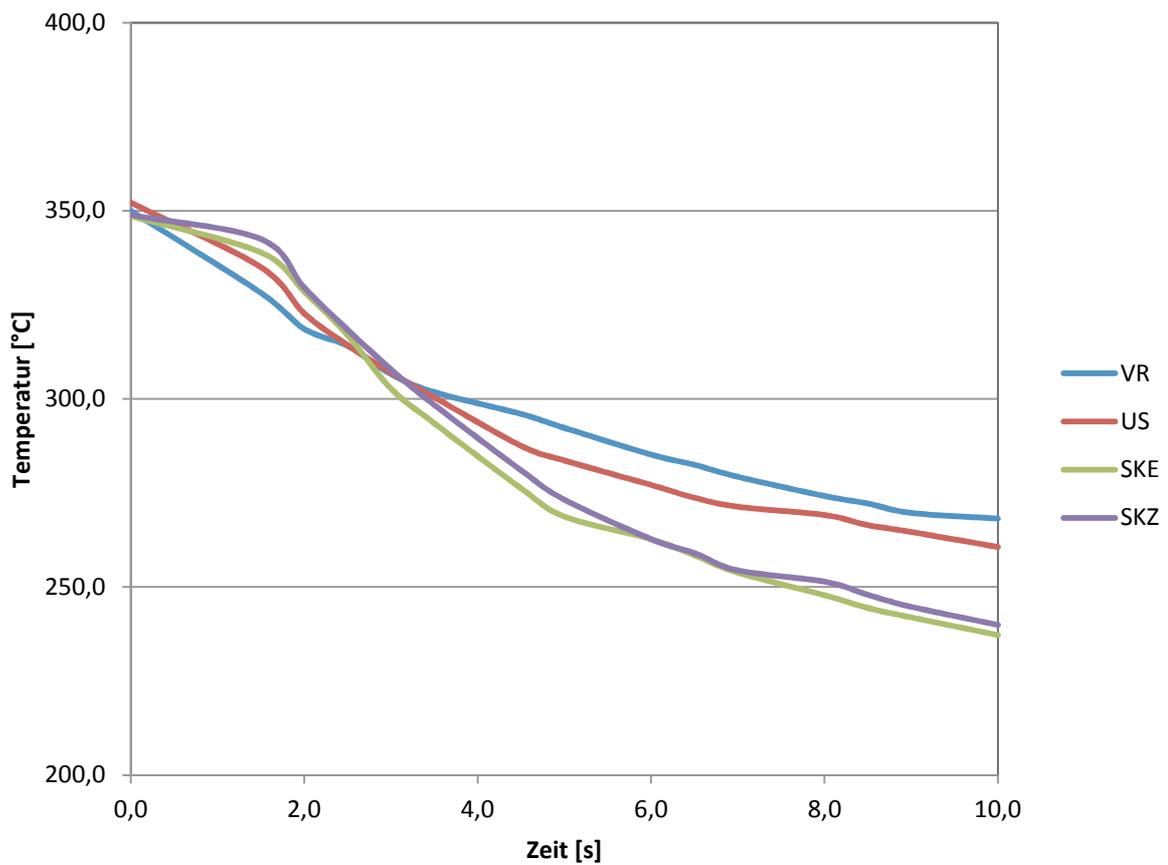


Abbildung 4.19: Vergleich der Abkühlkurven mit unterschiedlichen Kühlnormalien (Stahl: Böhler B, Öltemperierung, Thermoelement 1b).

Abbildung 4.20 zeigt die Abkühlkurven im unteren Bereich des Prüfkopfes. Hier zeigt sich ein ähnliches Bild, wie auf der mittleren Position des Prüfkörpers. Die beiden Spiralkerne besitzen die beste Kühlleistung, während das Verteilerrohr an dieser Position mit Abstand die schlechtesten Kühleigenschaften aufweist.

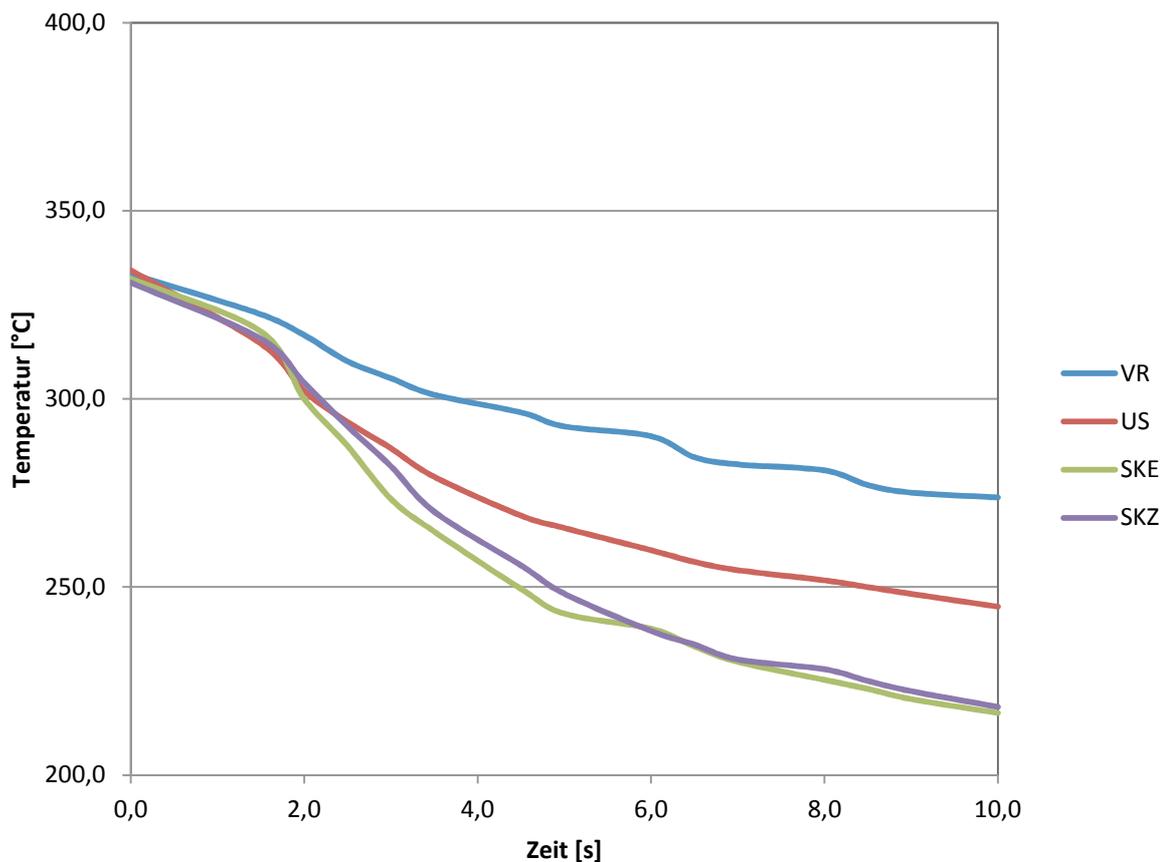


Abbildung 4.20: Vergleich der Abkühlkurven mit unterschiedlichen Kühlnormalien (Stahl: Böhler B, Öltemperierung, Thermoelement 1c).

Bei der Temperierung mit Wasser zeigt sich ein anderes Bild. Hier sind zwischen den einzelnen Normalien kaum Unterschiede in der Kühlleistung festzustellen. Die Abbildung 4.21 zeigt die fast identen Abkühlkurven der einzelnen Normalien im unteren Bereich des Prüfkopfes (Thermoelement 1c), wo bei der Öltemperierung die größten Unterschiede zwischen den einzelnen Normalien festgestellt wurden.

Die Bauart der Normalie hat somit keinen entscheidenden Einfluss auf die Kühlleistung bei einer Kernkühlung mit Wasser.

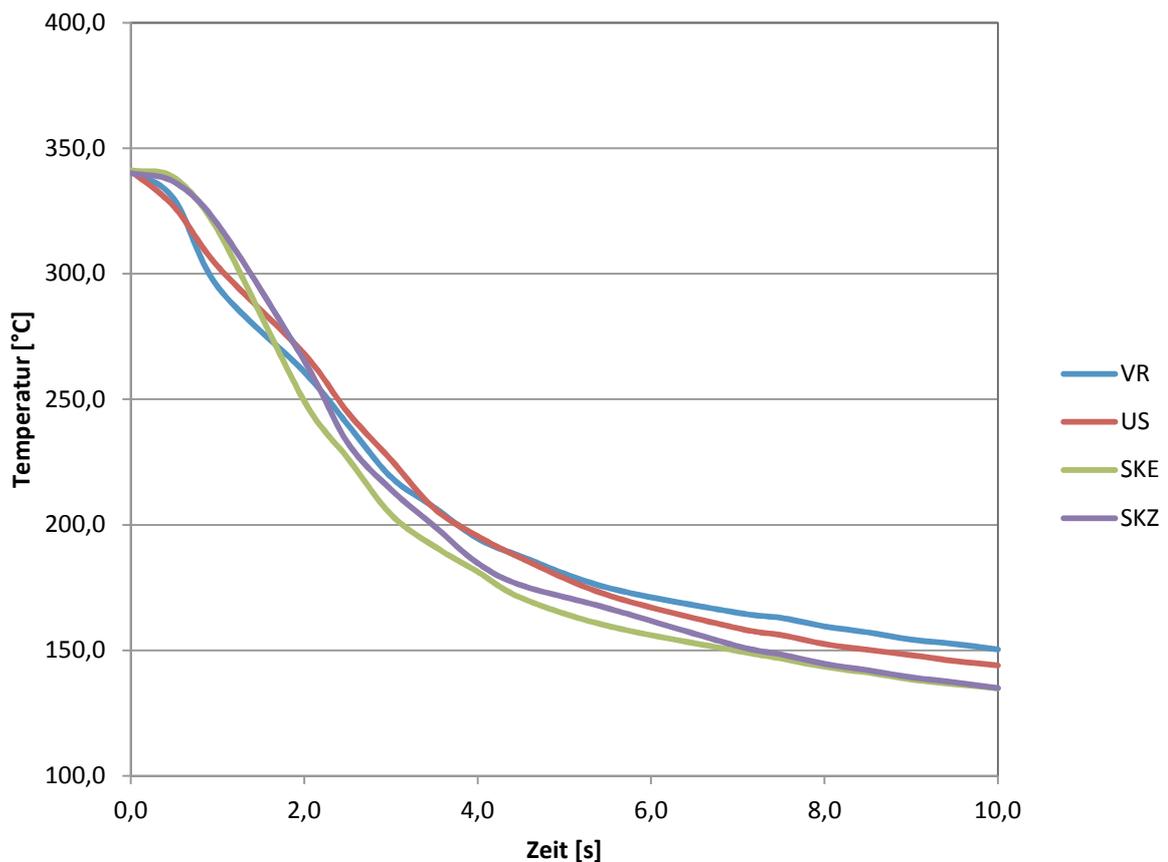


Abbildung 4.21: Vergleich der Abkühlkurven mit unterschiedlichen Kühlnormalien (Stahl: Böhler B, Wassertemperatur, Thermoelement 1c).

4.3.2 Abkühlrate

Die folgenden Tabellen zeigen die Abkühlraten der vier unterschiedlichen Normalien an den drei Positionen im Prüfkörper (Thermoelemente 1a, 1b und 1c).

Tabelle 4.1 zeigt die Abkühlraten beim Standardwarmarbeitsstahl 1.2343 mit Öltemperierung. Der eingängige Spiralkern hat an allen Positionen die höchste Abkühlrate und somit die beste Kühlleistung. Das Verteilerrohr hat im unteren Bereich (Thermoelement 1c) eine geringe Abkühlrate von 8,7 K/s was auf das bereits erhitzte Kühlmedium und die laminare Strömung in diesem Bereich zurückzuführen ist. Der zweigängige Spiralkern besitzt aufgrund der nicht genauen Passung im oberen Bereich (Thermoelement 1a) eine sehr geringe Kühlleistung, was sich durch die geringe Abkühlrate von 8,7 K/s zeigt.

Tabelle 4.1: Abkühlraten (Öltemperierung, Stahl: 1.2343, Thermoelemente 1a, 1b und 1c).

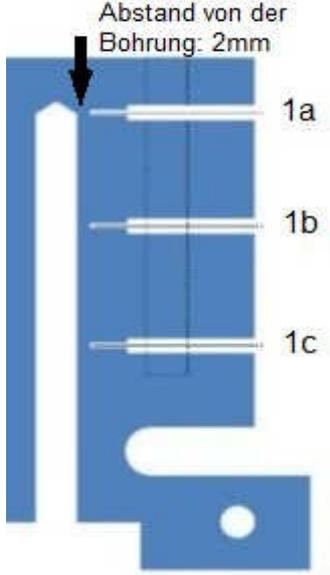
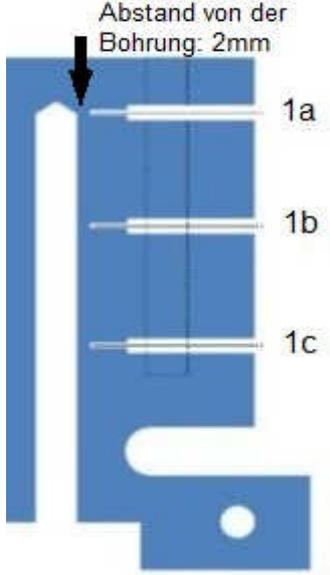
Thermoelemente		VR [K/s]	US [K/s]	SKE [K/s]	SKZ [K/s]
	1a	-16,8	-15,5	-17,5	-8,7
	1b	-14,5	-15,8	-17,3	-12,1
	1c	-8,7	-12,2	-15,7	-13,1
Stahl: 1.2343 Kühlmedium: Öl					

Tabelle 4.2 zeigt die Abkühlraten beim Warmarbeitsstahl Böhler B mit Öltemperierung. Aufgrund der guten Passung des zweigängigen Spiralkerns in der Bohrung, besitzt diese Normalie bessere Kühleigenschaften an der Spitze (Thermoelement 1a) als beim Standardwarmarbeitsstahl 1.2343. Auch hier zeigt der eingängige Spiralkern die besten und ausgewogensten Kühleigenschaften während das Verteilerrohr nur an der Spitze eine hohe Abkühlrate aufweist.

Tabelle 4.2: Abkühlraten (Öltemperierung, Stahl: Böhler B, Thermoelemente 1a, 1b und 1c).

Thermoelemente	VR [K/s]		US [K/s]		SKE [K/s]		SKZ [K/s]	
		-21,6		-18,0		-20,8		-17,7
	-12,6		-14,4		-17,6		-16,6	
	-9,4		-14,3		-18,9		-17,9	
Stahl: Böhler B Kühlmedium: Öl								

Bei der Temperierung mit Wasser zeigt sich ein ähnliches Bild wie schon bei den Abkühlkurven. Es gibt kaum Unterschiede in den Abkühlraten zwischen den verschiedenen Kühlnormalien und auch die Position im Prüfkopf hat keine sichtbaren Auswirkungen auf die Kühlleistung.

Tabelle 4.3 zeigt die Abkühlraten beim Standardwarmarbeitsstahl 1.2343 mit Wassertemperierung. Aufgrund der nicht genauen Passung beim zweigängigen Spiralkern ist an der Spitze die Abkühlrate geringer, als bei den anderen Normalien. Das Verteilerrohr, der Umlenksteg und der eingängige Spiralkern haben bei allen Positionen ähnliche Abkühlraten und somit ist die Kühlleistung bei der Temperierung mit Wasser nicht von der Kühlnormalie abhängig.

Tabelle 4.4 zeigt die Abkühlraten beim Warmarbeitsstahl Böhler B mit Wassertemperierung. Bei diesem Prüfkopf ist die Passung zwischen Kühlkern und zweigängigen Spiralkern besser als beim Standardstahl 1.2343 und somit gibt es auch keinen Abfall bei der Kühlleistung an der Spitze. Die vier untersuchten Kühlnormalien weisen an allen drei Positionen ähnliche Kühleigenschaften auf, was durch die geringen Unterschiede in den Abkühlraten bestätigt wird.

Tabelle 4.3: Abkühlraten (Wassertemperierung, Stahl: 1.2343, Thermoelemente 1a, 1b und 1c).

Thermoelemente	Abstand von der Bohrung: 2mm							
	VR [K/s]		US [K/s]		SKE [K/s]		SKZ [K/s]	
1a	-26,9		-26,9		-26,8		-18,4	
1b	-28,2		-29,3		-28,7		-23,8	
1c	-25,4		-27,3		-27,0		-24,6	
Stahl: 1.2343 Kühlmedium: Wasser								

Tabelle 4.4: Abkühlraten (Wassertemperierung, Stahl: Böhler B, Thermoelemente 1a, 1b und 1c).

Thermoelemente	Abstand von der Bohrung: 2mm							
	VR [K/s]		US [K/s]		SKE [K/s]		SKZ [K/s]	
1a	-36,7		-34,0		-37,1		-34,6	
1b	-33,7		-33,5		-35,6		-35,2	
1c	-34,1		-34,0		-37,6		-36,5	
Stahl: Böhler B Kühlmedium: Wasser								

4.3.3 Stationäre Temperatur

Bei der Temperierung mit Wasser beträgt die Heizleistung in der zweiten Phase des Versuchs bei allen Normalien den Maximalwert von ca. 3300 W. Dadurch ist es möglich die statischen Temperaturen bei allen Normalien direkt miteinander zu vergleichen.

Abbildung 4.22 zeigt die stationären Temperaturen beim Standardstahl 1.2343 mit Wassertemperierung. Aufgrund der nicht genauen Passung beim zweigängigen Spiralkern ist die Kühlleistung an der Spitze des Prüfkopfes geringer und somit die stationäre Temperatur höher. Der eingängige Spiralkern hat an allen Positionen etwas geringere stationäre Temperaturen, als die beiden anderen Normalien (VR, US) und besitzt somit minimal bessere Kühleigenschaften.

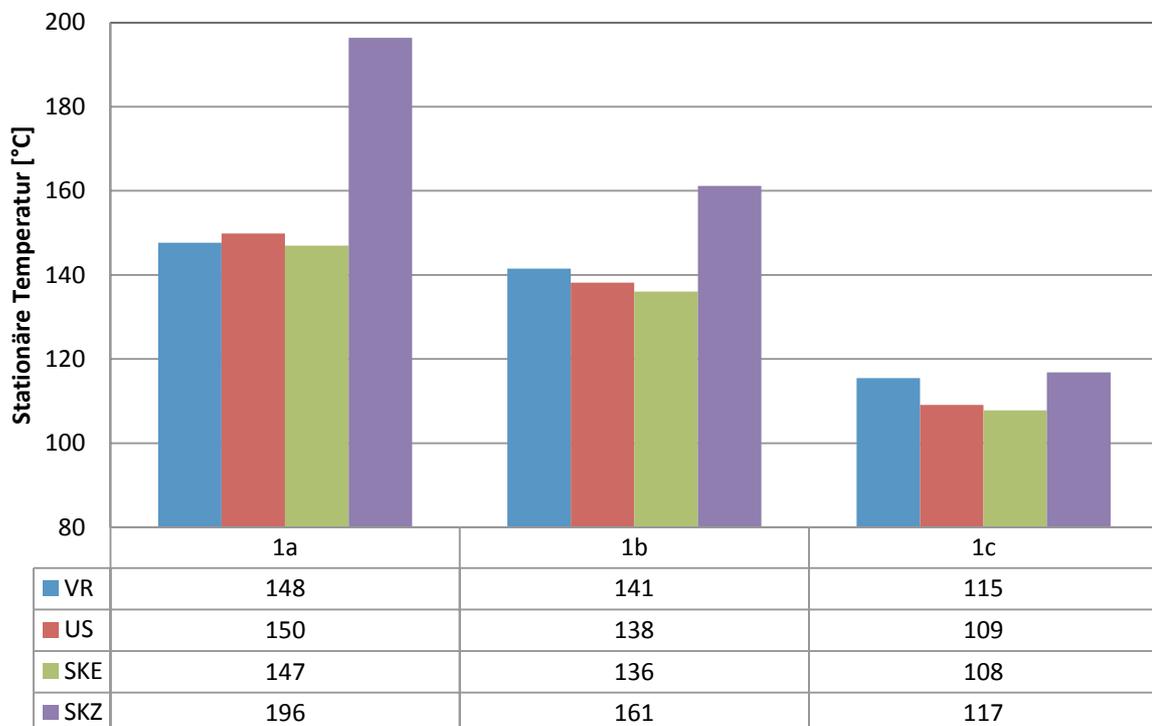


Abbildung 4.22: Stationäre Temperatur (Stahl: 1.2343, Wassertemperierung, Thermoelemente 1a, 1b und 1c).

Abbildung 4.23 zeigt die stationären Temperaturen beim Warmarbeitsstahl Böhler B mit Wassertemperierung. Die Passung zwischen zweigängigen Spiralkern und der Kernbohrung ist hier besser und somit ist auch die Kühlleistung dieser Normalie an der Spitze mit den anderen vergleichbar.

An der mittleren (Thermoelement 1b) und unteren (Thermoelement 1c) Position weisen die beiden Spiralkerne etwas niedrigere stationäre Temperaturen, als das Verteilerrohr und der

Umlenksteg auf. Auch an der Spitze (Thermoelement 1a) sind leichte Unterschiede zwischen den Normalien erkennbar. Der eingängige Spiralkern besitzt hier mit einem Abstand von ca. 2 bis 6 °C zu den anderen Normalien die geringste stationäre Temperatur und somit die beste theoretische Kühlleistung.

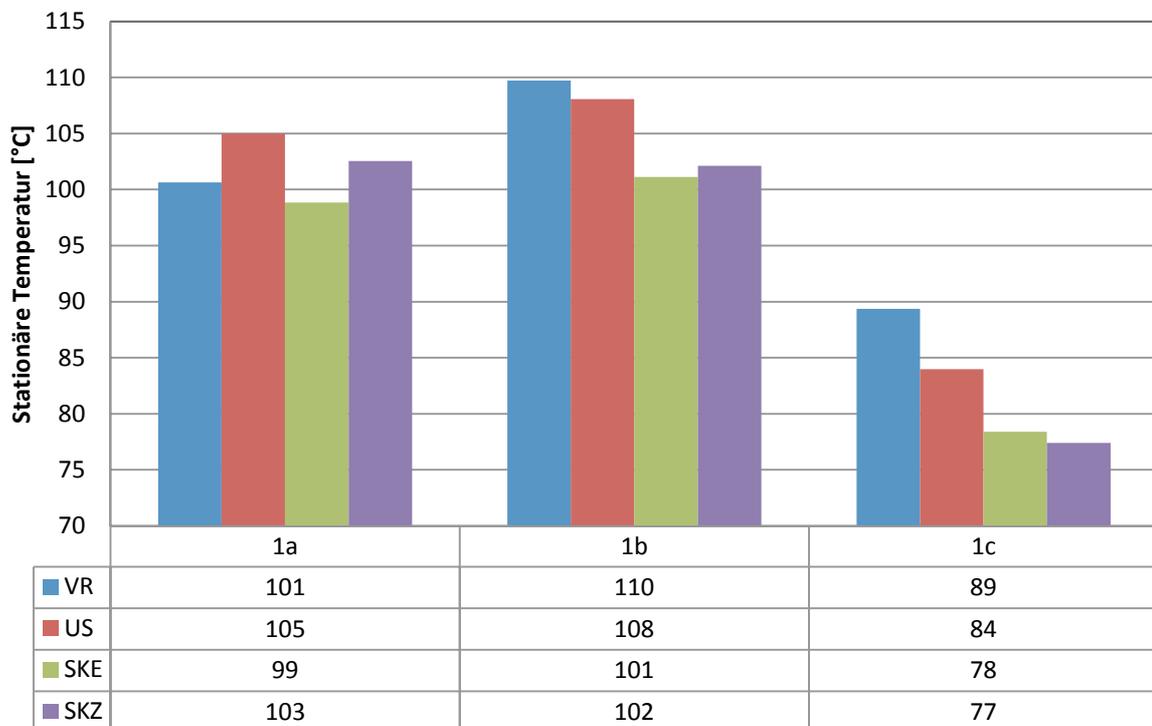


Abbildung 4.23: Stationäre Temperatur (Stahl: Böhler B, Wassertemperierung, Thermoelemente 1a, 1b und 1c).

Bei der Temperierung mit Öl ist die Heizleistung während der zweiten Phase von entscheidender Bedeutung. Um eine Überhitzung des Prüfkopfes zu verhindern und die Einstellung eines stationären Temperaturprofils im Prüfkopf zu ermöglichen wurde die Heizleistung computergesteuert geregelt. Das bedeutet, dass die zugeführte und abgeführte Wärmeenergie von der Normalie und dem verwendeten Warmarbeitsstahl abhängt.

Abbildung 4.24 zeigt die Heizleistungen abhängig von der Normalie und dem Prüfkopfwerkstoff. Die maximale Heizleistung beträgt ca. 3300 Watt, welche nur der eingängige und der zweigängige Spiralkern in Verbindung mit einem Warmarbeitsstahl mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit erreichen.

Beim Standardwarmarbeitsstahl 1.2343 ist die Heizleistung des eingängigen Spiralkernes mit ca. 2940 Watt weitaus größer, als bei den anderen Normalien. Der zweigängige Spiralkern muss dabei separat betrachtet werden, da aufgrund der nicht genauen Passung die Kühlleistung nicht optimal ist. Allgemein ist erkennbar, dass die Heizleistung und damit

auch die Kühlleistung bei den beiden Warmarbeitsstählen mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit (Böhler A und Böhler B) deutlich höher ist, als beim Standardwarmarbeitsstahl 1.2343.

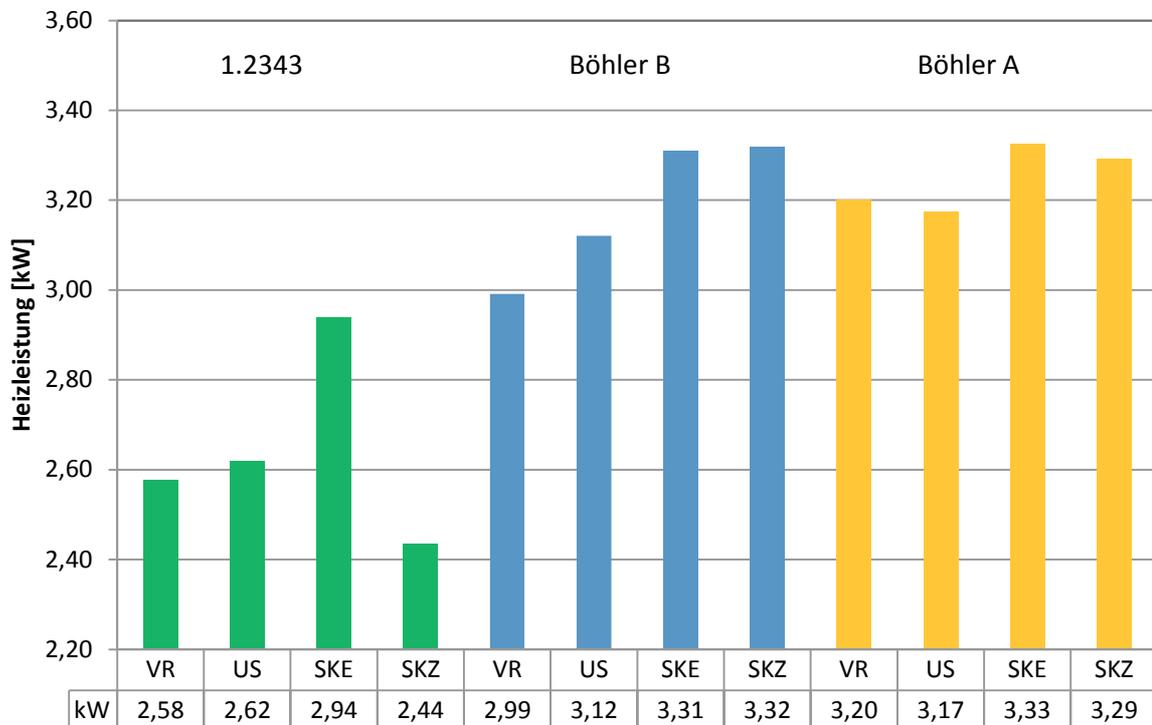


Abbildung 4.24: Heizleistung bei Öltemperierung während der stationären Phase.

Abbildung 4.25 zeigt die stationären Temperaturen beim Standardstahl 1.2343 mit Öltemperierung. Der eingängige Spiralkern hat an allen Positionen die geringste stationäre Temperatur und dabei auch noch die höchste zugeführte Heizleistung. Der Unterschied ist bei der Temperierung mit Öl weitaus größer, als bei der Temperierung mit Wasser und der eingängige Spiralkern weist dabei mit Abstand die besten Kühleigenschaften auf.

Abbildung 4.26 zeigt die stationären Temperaturen beim Warmarbeitsstahl Böhler B mit Öltemperierung. Auch hier ist die zugeführte Heizleistung beim eingängigen und zweigängigen Spiralkern höher, als bei den anderen beiden Normalien. Trotzdem weisen die spiralförmigen Normalien niedrigere stationäre Temperaturen als das Verteilerrohr und der Umlenksteg auf. Der eingängige Spiralkern besitzt dabei noch eine etwas höhere theoretische Kühlleistung, als der zweigängige Spiralkern.

Allgemein sind die Unterschiede in der Kühlleistung zwischen den Normalien bei der Temperierung mit Öl sehr groß und somit ist die Bauart der Einsätze ein wichtiger Faktor für die Leistungsfähigkeit von Kernkühlungen.

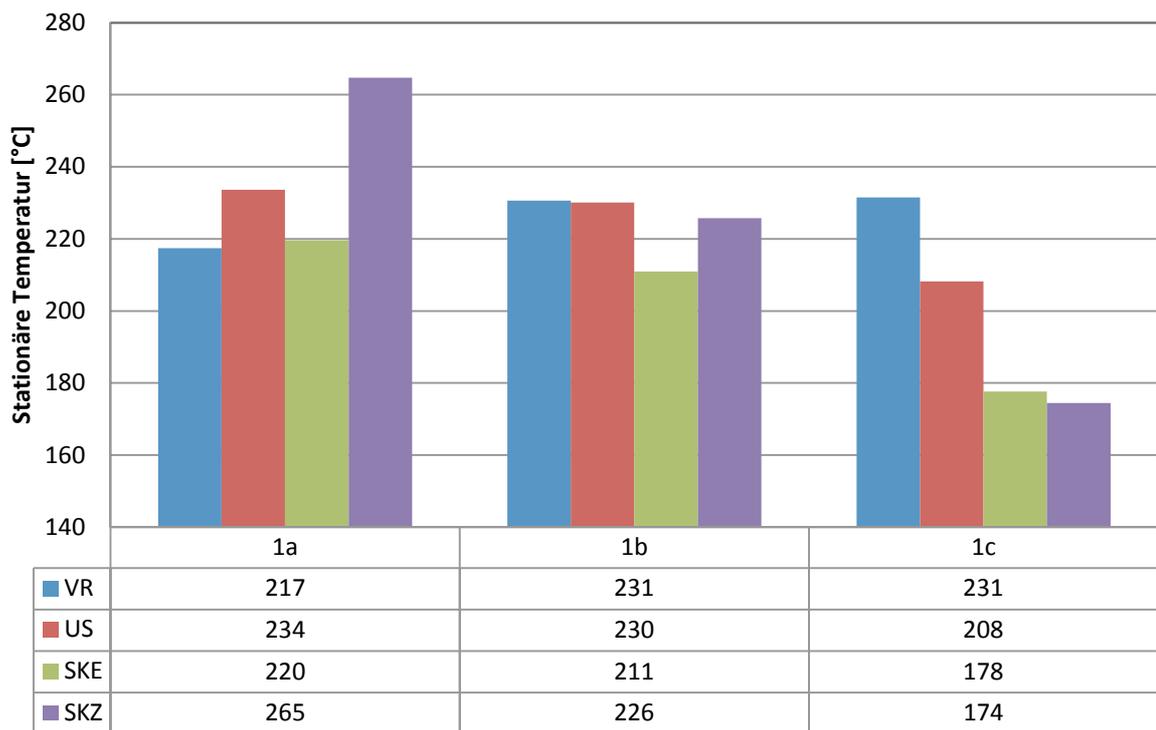


Abbildung 4.25: Stationäre Temperatur (Stahl: 1.2343, Öltemperierung, Thermoelemente 1a, 1b und 1c).

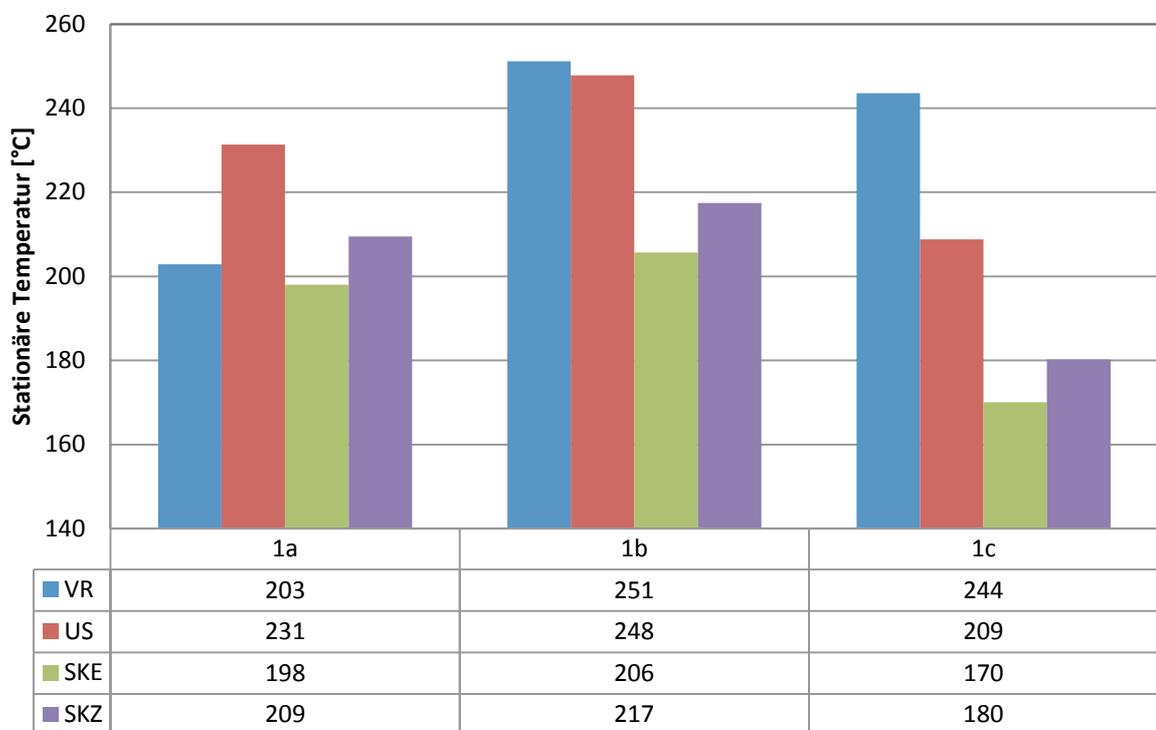


Abbildung 4.26: Stationäre Temperatur (Stahl: Böhler B, Öltemperierung, Thermoelemente 1a, 1b und 1c).

4.4 Kühlung feiner Kerne mit Sonderkühlverfahren

Bei der Kühlung feiner Kerne können die Standardnormalien nicht eingesetzt werden, was der Grund für die Entwicklung von Sonderverfahren wie das CO₂ Cooling oder das Jet Cooling war. Aufgrund der nicht für den Dauerbetrieb ausgelegten Geräte wurde bei diesen Verfahren nur die Abkühlkurven und die Abkühlraten untersucht.

Für die Auswertung des CO₂ Cooling wurden die Parameter mit der besten Kühlleistung ausgewählt. Das Injektorröhrchen hat einen Innendurchmesser von 1,05 mm und die Taktung war auf 0,4 Sekunden Injektion und 0,2 Sekunden Pause eingestellt. Die Dauer einer Kühlphase betrug 50 Takte (30 Sekunden).

Beim Jet Cooling hat der Injektor einen Innendurchmesser von 0,85 mm und die Injektion des Kühlmediums erfolgte ohne Unterbrechung im Dauerbetrieb für 30 Sekunden.

4.4.1 Temperaturverlauf

Abbildung 4.27, Abbildung 4.28 und Abbildung 4.29 zeigen die Abkühlkurven von der CO₂ Kühlung und vom Jet Cooling. Dabei zeigt sich die deutlich höhere Kühlleistung beim Jet Cooling im Vergleich zur CO₂ Kühlung.

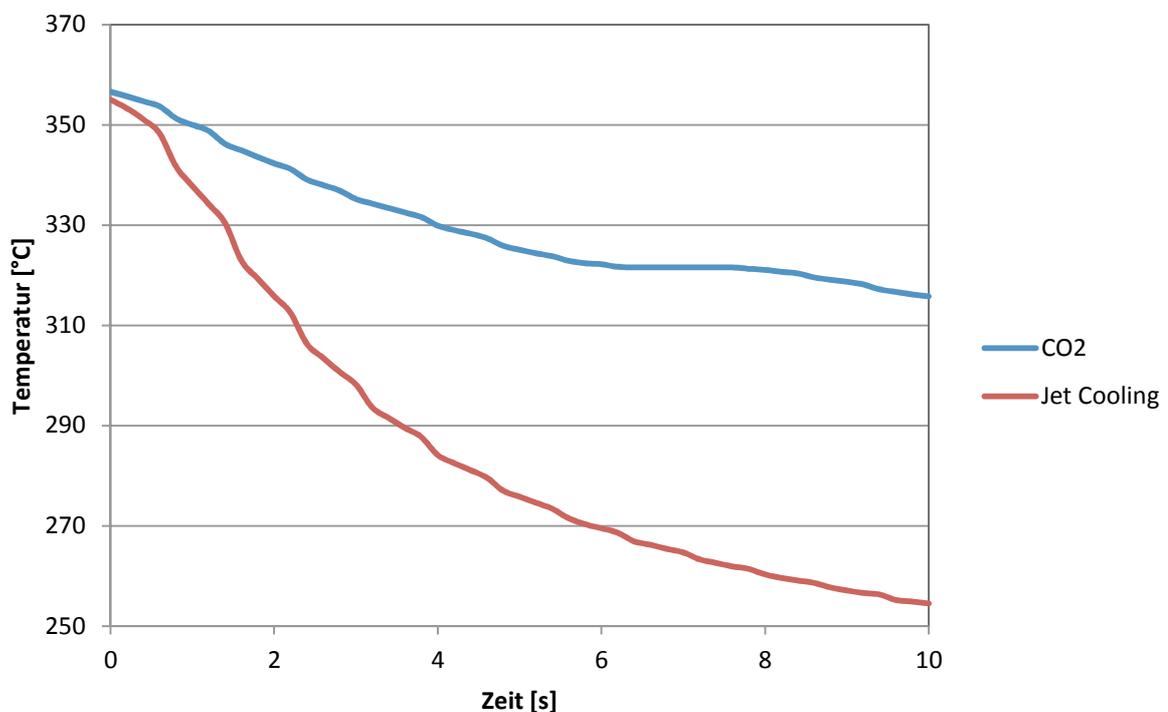


Abbildung 4.27: Abkühlkurven der Sonderverfahren (Stahl: 1.2343, Thermoelement 1a).

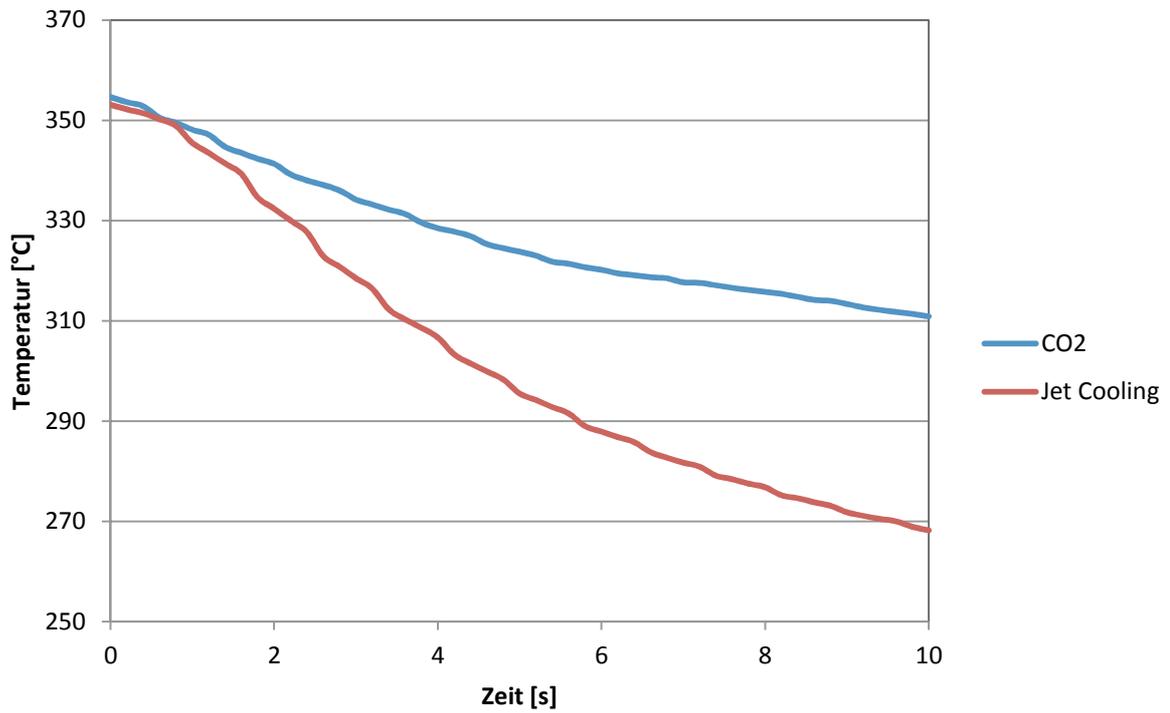


Abbildung 4.28: Abkühlkurven der Sonderverfahren (Stahl: 1.2343, Thermoelement 1b).

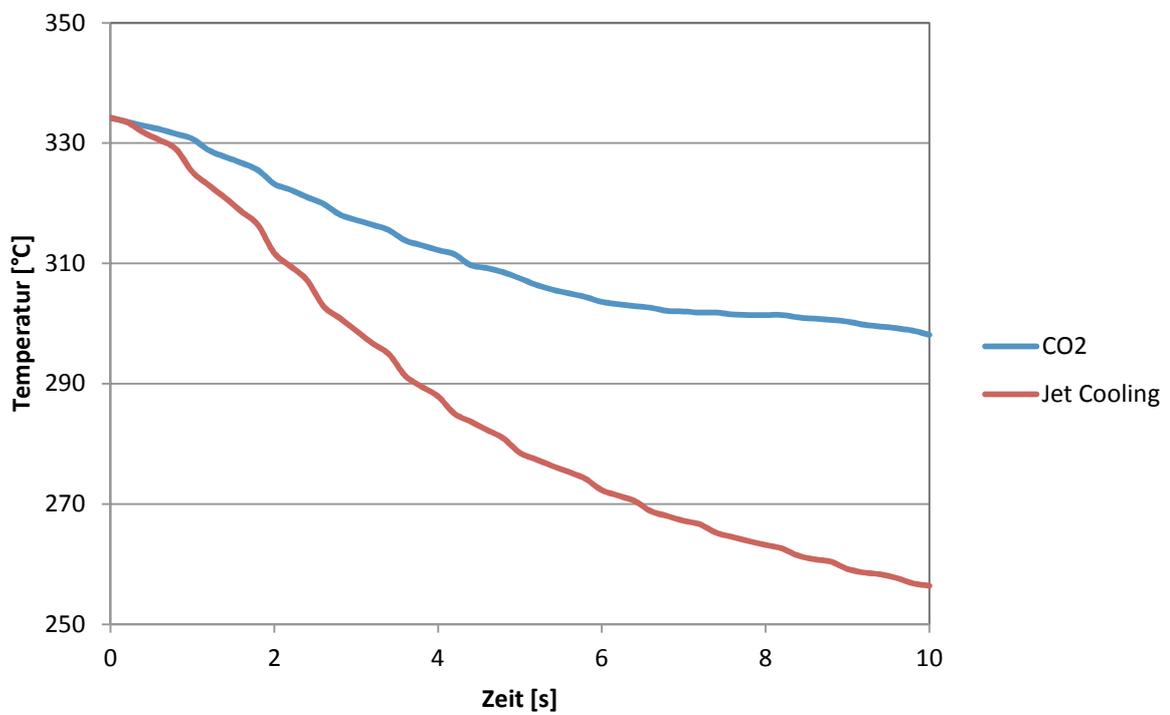


Abbildung 4.29: Abkühlkurven der Sonderverfahren (Stahl: 1.2343, Thermoelement 1c).

4.4.2 Abkühlraten

Abbildung 4.30 zeigt die Abkühlraten der Sonderverfahren für feine Kerne. Dabei ist ersichtlich, dass die Abkühlraten an allen Positionen im Prüfkopf beim Jet Cooling deutlich höher sind als bei der CO₂ Kühlung.

Bei der CO₂ Kühlung ist die Kühlleistung in allen Bereichen in etwa gleich groß, während beim Jet Cooling die Abkühlrate an der Spitze (Thermoelement 1a) mit -15,8 K/s deutlich höher ausfällt, als an den beiden anderen Positionen.

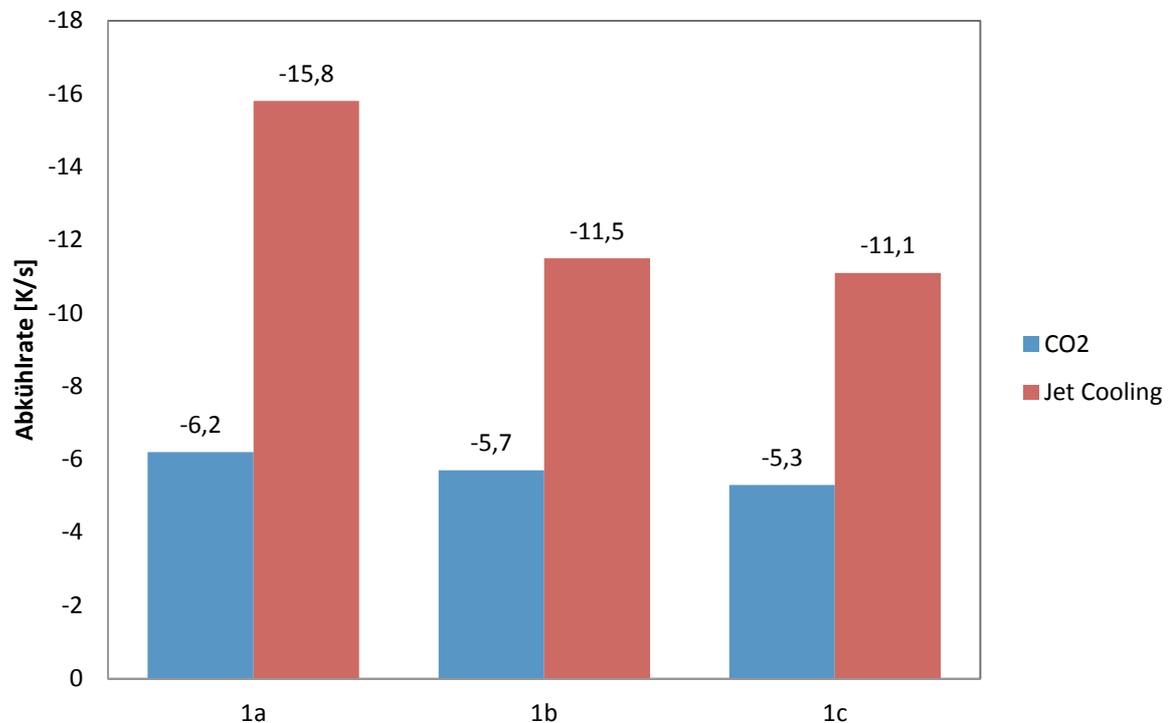


Abbildung 4.30: Abkühlraten der Sonderverfahren (Stahl: 1.2343, Thermoelemente 1a, 1b und 1c).

5 Zusammenfassung

Porosität in Folge von Hotspots senkt die Bauteilqualität im Druckguss und führt zu erhöhten Ausschussraten in der Produktion. Um diese Gussfehler zu vermeiden ist eine effiziente Kernkühlung beim Gießprozess von entscheidender Bedeutung.

In dieser Arbeit wurden die einzelnen Kühlmethoden, Kühlmedien, Warmarbeitsstähle und Normalien mit einer simulierten Kernkühlung genauer untersucht. Auch Sonderverfahren für die Kühlung besonders feiner Kerne, bei denen gängige Temperiermethoden nicht anwendbar sind, wurden bewertet.

Die Versuche haben gezeigt, dass das Kühlmedium den größten Einfluss auf die Kühlleistung besitzt. In der Industrie werden für die Formentemperierung und Formenkühlung Wärmeträgeröle und Wasser eingesetzt. Beide Medien besitzen ihre Vor- und Nachteile, wenn man aber nur die Kühlleistung betrachtet ist Wasser das weitaus effizientere Kühlmittel.

Die Abbildung 5.1 zeigt die verschiedenen Abkühlkurven unterschiedlicher Kombinationen von Warmarbeitsstählen und Kühlmedien. In diesem Diagramm erkennt man, dass der Standardwarmarbeitsstahl 1.2343 mit Wassertemperierung eine effizientere Kühlwirkung besitzt als ein mit Öltemperierung gekühlter Kern aus Warmarbeitsstahl mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit (Böhler A). Sonderstähle mit besonders guten thermischen Eigenschaften können erst in Verbindung mit einer Wassertemperierung ihre ganze Stärke ausspielen. Dies erkennt man an den deutlichen Unterschied in den beiden Abkühlkurven der mit Wasser temperierten Stahlsorten 1.2343 und Böhler A.

Allgemein lässt sich feststellen, dass Warmarbeitsstähle mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit (z.B. Böhler A) die Kühlleistung durch einen schnelleren Wärmetransport in der Form verbessern, jedoch die Wahl des richtigen Kühlmediums die Effektivität noch entscheidender beeinflusst.

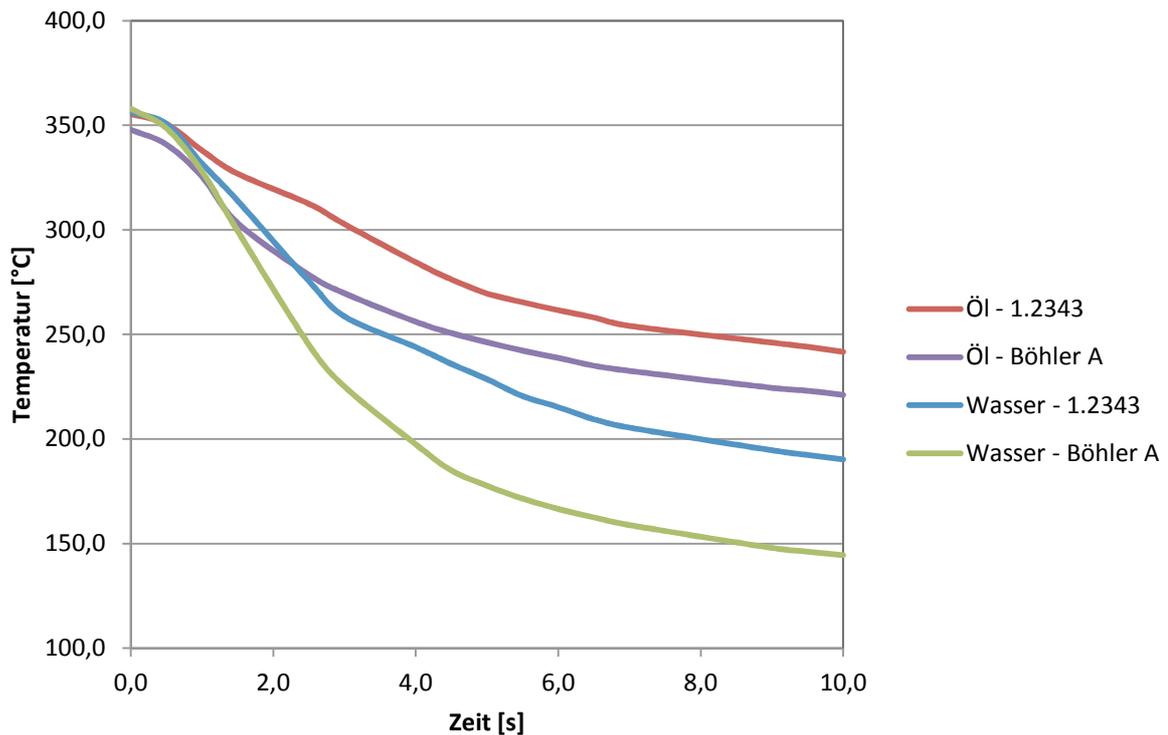
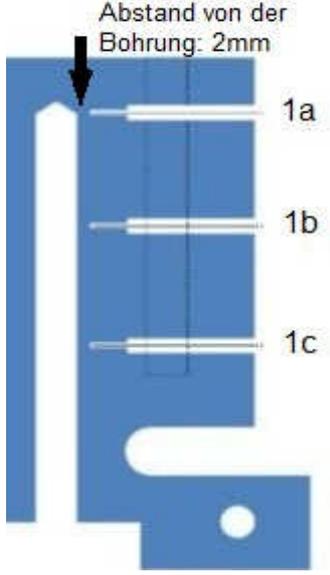


Abbildung 5.1: Direkter Vergleich der unterschiedlichen Kombinationen von Stahl und Kühlmedium (Stahl: 1.2343 und Böhler A, Kühlmedium: Öl und Wasser, Normalie: eingängiger Spiralkern, Thermoelement: 1a).

Unterschiede in der Kühlwirkung zwischen den verschiedenen Normalien wurden nur bei Versuchen mit Öltemperierung festgestellt. Bei einer Temperierung mit Wasser ist die Kühlleistung unabhängig von der Bauart der Normalie in allen Positionen annähernd identisch.

Wie Tabelle 5.1 zeigt, haben sich bei der Kühlung mit Öl einige Besonderheiten der einzelnen Normalien herauskristallisiert. Das Verteilerrohr besitzt an der Spitze des Prüfkopfes eine sehr gute Kühlleistung, jedoch wird mit zunehmender Kernlänge die Abkühlrate immer kleiner. Die besten Kühleigenschaften an allen Positionen besitzt der eingängige Spiralkern und deshalb ist diese Normalie auch der Benchmark für mit Öl temperierte Kerne.

Tabelle 5.1: Abkühlraten (Stahl: Böhler B, Kühlmedium: Öl).

Thermoelemente	VR [K/s]		US [K/s]		SKE [K/s]		SKZ [K/s]	
		-21,6		-18,0		-20,8		-17,7
1a	-12,6		-14,4		-17,6		-16,6	
1b	-9,4		-14,3		-18,9		-17,9	
1c	Stahl: Böhler B Kühlmedium: Öl							

Auch Sonderverfahren zur Kühlung besonders feiner Kerne wurden mit einem leicht veränderten Prüfstand getestet. In Abbildung 5.2 sind die Abkühlkurven der beiden zur Zeit gängigen Kühlmethode (CO₂ Kühlung und Jet Cooling) dargestellt.

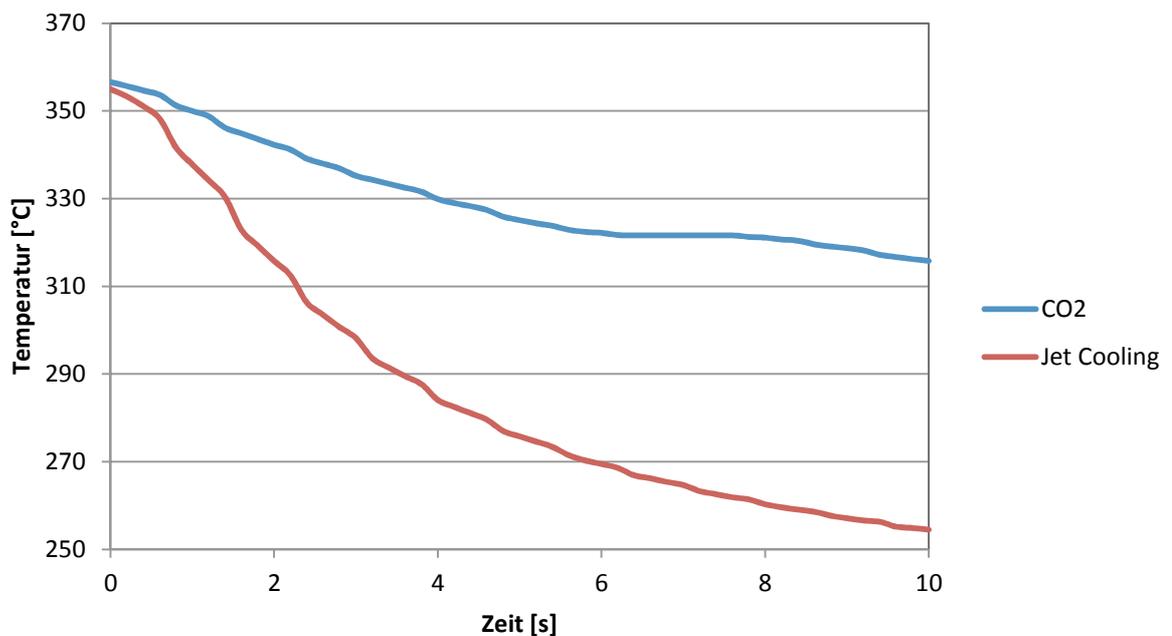


Abbildung 5.2: Abkühlkurven der Sonderverfahren (Stahl: 1.2343, Thermoelement 1a)

Die Abbildung zeigt deutlich den Vorteil des Jet Coolings gegenüber der Kühlung mit flüssigem CO₂ im Bezug auf die Kühlleistung. Nach zehn Sekunden beträgt die Temperatur an der Spitze des Prüfkopfes (2 mm von der Kernbohrung entfernt) beim Jet Cooling 254,5°C während die CO₂ Kühlung die Temperatur im gleichen Zeitraum nur auf 316,7°C senken konnte.

Da diese Verfahren auch für die Kühlung von Kernen eingesetzt werden, welche in der Vergangenheit ohne aktive Kühlung auskommen mussten, führen schon relativ geringe Kühlleistungen zu besseren Bauteilqualitäten und einer längeren Lebensdauer der Form.

Diese Arbeit bietet eine Basis für die Verbesserung von Simulationen. Durch die umfangreiche Datenaufzeichnung können die einzelnen Versuche in der Simulation nachgestellt und durch das optimieren einzelner Parameter die Simulationsergebnisse an die Wirklichkeit angepasst bzw. spezifische Wärmeleitwerte für Kombinationen von Kühlmittel und Kühlnormalie errechnet werden. Dies würde die Auslegung von Kühlsystemen für den Druckguss vereinfachen und gleichzeitig die Kosten in der Planungs- und Produktionsphase senken.

Danksagung

Ich möchte mich hiermit ganz besonders bei meinen Betreuern Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. Peter Schumacher, Dipl.-Ing. Gerhard Schindelbacher, Klaus-Peter Tucan, Ing. Reinhold Gschwandtner, Dipl.-Ing. Peter Hofer und natürlich dem gesamten Team des Österreichischen Gießerei-Institutes für die Zusammenarbeit in jeder Phase dieser Masterarbeit bedanken.

Literaturverzeichnis

[1] Nogowizin, B., Theorie und Praxis des Druckgusses, Schiele & Schön Verlag, Berlin, 2011, 153-184.

[2] Bergmann, W., Werkstofftechnik 2 – Werkstoffherstellung, Werkstoffverarbeitung, Werkstoffanwendung, Carl Hanser Verlag, München, 2009, 256-261.

[3] Universität Stuttgart, Institut für Umformtechnik, <http://www.cct-bw.de/fe-verfahren-druckgiessen.htm>, Bild aufgerufen am 27. April 2011.

[4] Awiszus, B., J. Bast, H. Dürr, K.-J. Matthes, Grundlagen der Fertigungstechnik, Carl Hanser Verlag, Leipzig, 2003, 138-147.

[5] Treitler, R., Vom Gießprozess zur Festigkeitsberechnung am Beispiel einer Aluminium-Magnesium-Druckgusslegierung, Dissertation, Universität Karlsruhe, 2005, 11-17.

[6] Miklin, A., Entwicklung einer Fertigungstechnologie für dünnwandigen Stahlguss, Dissertation, Technische Universität Bergakademie Freiberg, 2010, 16-18.

[7] Roller, R., Fachkunde für gießereitechnische Berufe, Verlag Europa-Lehrmittel, Haan-Gruiten, 2004, 78-96.

[8] Heinrich, F., Leichtbaustrukturen durch Umgießen von Aluminiumschaumkernen im Druckguss, Dissertation, Universität Erlangen, 2003, 20-27.

[9] Brunhuber, E., Praxis der Druckgussfertigung, Fachverlag Schiele und Schön, Berlin, 1991, 111-123.

- [10] Nogowizin, B., Theorie und Praxis des Druckgusses, Schiele & Schön Verlag, Berlin, 2011, 45-98.
- [11] Nogowizin, B., Porosität in Druckgussteilen, Druckgusspraxis (2004), Nr. 5, 192-200.
- [12] Schindelbacher, G., Einfluss unterschiedlicher Porosität auf die mechanische Eigenschaften der Legierung GD- AlSi9Cu3 , Gießerei-Praxis (1993), Nr. 19, 381-392.
- [13] Schindelbacher, G., Veredelung von Aluminiumdruckgusslegierungen – Einfluss auf das Gefüge und mechanische Eigenschaften, Gießerei-Praxis (1995), Nr. 17, 309-315.
- [14] Koch, H., R. Klos, U. Hielscher, Eisenarme Aluminium-Druckgusslegierungen als Substitutionswerkstoff für Stahlblechkonstruktion im Automobilbau, Gießerei-Praxis (2000), Nr. 4, 148-152.
- [15] Maus, W., H. Rockmann, R. Seefeldt, Simulation als Werkzeug im Druckgussprozess, Gießerei Erfahrungsaustausch 5/2000, 1-23.
- [16] Chermisinoff, N. P., Handbook of Heat and Mass Transfer (Vol.1), Gulf Pub. Co., Michigan, 1986.
- [17] Nogowizin, B., Theorie und Praxis des Druckgusses, Schiele & Schön Verlag, Berlin, 2011, 685-736.
- [18] Street, A., The Diecasting Book, Hyperion Books, 1986, 66-81.
- [19] Rockenschaub, H., R. Gschwandner, R. Strohmair, E. Zeitlhuber, Einfluss der Temperierkanäle auf die Vorwärmung und Temperaturregulierung einer Druckgießform, Druckgusspraxis (2007), Nr. 3, 97-107.
- [20] Hu, H., F. Chen, X. Chen, Y. Chu, P. Cheng, Effect of cooling water flow rates on local temperatures and heat transfer of casting dies, Journal of Materials Processing Technology (2004), Nr. 148, 57-67.
- [21] Klein, F., Szimon H. W., Gießerei-Praxis (1990), Nr. 9/10, 141 – 153.
- [22] Nogowizin, B., Theorie und Praxis des Druckgusses, Schiele & Schön Verlag, Berlin, 2011, 28-39.
- [23] Pan, E.N., J.F. Hu, Untersuchung der Fließfähigkeit von Aluminium-Silizium-Legierungen, Gießerei-Praxis (2000), 1, 34-40.
- [24] Aune, T.K., H. Westengen, Magnesiumdruckguß- Legierungen und Eigenschaften, Gießerei-Praxis (1996), 19/20, 398-403.

- [25] Nogowizin, B., Druckgusslegierungen und ihre Eigenschaften, Druckguss-Praxis (2003), 4, 161-168.
- [26] Kaschnitz, E., G. Pottlacher, Thermophysikalische Eigenschaften von Gießwerkstoffen, Gießerei-Praxis (2002), 1, 23-28.
- [27] Regloplas (Hrsg.), Handbuch der Temperierung mittels flüssiger Medien, Hüthig Verlag, St. Gallen, 2006, 81-89.
- [28] Ambos, E., W. Besser, C. Honsel, M. Schulze, P.-C. Franz, Jetcooling – Arbeitsweise, Wirkung und Ergebnisse, Giesserei-Rundschau (2011), Nr. 58, 57-61.
- [29] Ahresty Techno Service Corporation, Jet Cooling System, <http://www.ahresty-tec.jp>, Bild aufgerufen am 17. August 2011.
- [30] Linde Gas, Spot cooling mit CO₂. Temperierung von Spritzgussformen, <http://www.linde-gas.at>, Bild aufgerufen am 26. Juli 2011.
- [31] Shakhashiri, B., Chemical of the Week, <http://www.scifun.chem.wisc.edu/chemweek/pdf/carbondioxide.pdf>, Bild aufgerufen am 26. Juli 2011.
- [32] Regloplas AG, www.regloplas.com, Bild abgerufen am 22.6.2011.
- [33] Robomat, www.robomat.com, Bild abgerufen am 9.5.2011.
- [34] Patrzalek, M., Detection of the Cast Residue on High Pressure Die Casting Die Surface, Dissertation, Swinburne University of Technology, 2006, 20-33.
- [35] Nogowizin, B., Instationäre Temperaturverteilungen in den Teilen der Druckgießform, Gießereiforschung 54 (2002), Nr. 1, 29 – 37.
