

Dipl.-Ing. Wolfgang Weiß

THERMISCHE AUSLEGUNG VON WERKZEUGEN  
FÜR PRESSHÄRTPROZESSE

Dissertation  
zur Erlangung des Titels  
Doktor der Technischen Wissenschaften

Studienrichtung:  
Doktoratsstudium der technischen Wissenschaften

Betreuung und Erstbegutachtung: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ralf Kolleck  
Zweitbegutachtung: Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein



Institut für Werkzeugtechnik & Spanlose Produktion  
Fakultät für Maschinenbau und Wirtschaftswissenschaften  
Technische Universität Graz

Graz, Dezember 2013

Dieses Dokument wurde unter Verwendung des typographischen Stils `classicthesis` von André Miede gesetzt. Der Stil wurde von Robert Bringhurst's Buch über Typographie, *The Elements of Typographic Style*, inspiriert. `classicthesis` ist verfügbar für  $\LaTeX$  und  $\text{LyX}$ : <http://code.google.com/p/classicthesis/>

## EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG

---

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Graz, am .....

.....

Wolfgang Weiß, e.h.

## VORWORT

---

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner viereinhalb-jährigen Tätigkeit als Universitätsassistent am Institut für Werkzeugtechnik & Spanlose Produktion der Technischen Universität Graz. Die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit wurde von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ralf Kolleck durchgeführt. Ich bedanke mich bei allen Personen, die mich während meiner Promotionstätigkeit unterstützt haben.

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ralf Kolleck danke ich für die Übernahme der Betreuung und Erstbegutachtung sowie die eingeräumte selbstverantwortliche Arbeitsweise während meiner Tätigkeit am Institut.

Meinen Kollegen am Institut für Werkzeugtechnik & Spanlose Produktion danke ich für die kollegiale Zusammenarbeit. Besonders bedanke ich mich bei Thomas Stern für die gewissenhafte Unterstützung in der Werkzeugkonstruktion, Heinz Fasching und Nino Müllner für die fehlerfreie und zeitnahe Fertigung der Werkzeugkomponenten, DI Florian Krall für die technische Umsetzung des Versuchsstandes zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeleitfähigkeit und Andreas Swoboda für die Durchführung der entsprechenden Messungen im Labor.

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Schanz, Leiter des Institutes für Baumechanik an der Technischen Universität Graz, Fakultät für Bauingenieurwissenschaften, danke ich für die hervorragende, interdisziplinäre Zusammenarbeit an der Schnittstelle zwischen Industrieanwendung und methodischem Grundlagenwissen.

DI Michael Messner und DI Thomas Traub, beide Mitarbeiter am Institut für Baumechanik, gebührt besonderer Dank für die softwaretechnische Umsetzung meiner Ideen und für die damit verbundenen, sehr lehrreichen Diskussionen.

Dem Unternehmen *weba Werkzeugbau Betriebs GmbH* in Dietach danke ich für das mir entgegengebrachte Vertrauen, für die hervorragende Zusammenarbeit im Bereich des Werkzeugbaus und für die Implementierung und aktive Nutzung der Ergebnisse dieser Arbeit im Werkzeugentwicklungsprozess. In diesem Zusammenhang gilt mein besonderer Dank Hr. Johannes Graf.

Dem Land Steiermark danke ich für die finanzielle Unterstützung bei der Umsetzung von wesentlichen Inhalten dieser Arbeit.

Meinen Eltern danke ich für die Unterstützung und Hilfsbereitschaft in allen Belangen während meines bisherigen Werdeganges.

Mein größter Dank gilt meiner Frau Cornelia für das entgegengebrachte Verständnis während meines Dissertationsvorhabens. Sie hat mir auch in aufregenden Zeiten viel Arbeit abgenommen und mir dadurch genügend Zeit zum Erreichen meiner Ziele geschenkt.

Graz, im Dezember 2013

Wolfgang Weiß

## ZUSAMMENFASSUNG

---

In der vorliegenden Arbeit wird eine Methode zur Unterstützung der thermischen Auslegung von Presshärtwerkzeugen in der frühen Konstruktionsphase dargestellt und verifiziert. Beginnend mit eindimensionalen Simulationen des Abkühlprozesses der Platine können die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Abkühlzeit der Platine untersucht werden. Basierend auf diesen Erkenntnissen wird, unter Anwendung einer Energiebilanz auf die einzelnen Werkzeugkörper, der thermische Arbeitszustand im zyklischen Serienprozess simuliert. Diese Simulation nutzt die Methode der Randelemente, um den quasi-stationären Temperaturzustand an den Werkzeugkörpern zu untersuchen. Die Geometriebeschreibung durch ein reines Oberflächennetz reduziert den Vernetzungsaufwand erheblich, wodurch eine Anpassung der Kühlkanaltopologie im Konstruktionsprozess der Werkzeugkörper deutlich vereinfacht wird. Zusätzlich können mit der Methode der Randelemente auch offene Strukturen simuliert werden. Ein weiteres Ergebnis dieser Simulation ist die näherungsweise Bestimmung der Werkzeugtemperatur kurz vor dem Werkzeugschluss. Diese Information kann als Temperatur-Randbedingung oder als Temperatur-Anfangsbedingung für eine nachfolgende Umformsimulation verwendet werden. Die Ergebnisse der angewendeten Simulationsmethoden werden mit Temperaturmessungen an einem Versuchswerkzeug verifiziert. Die sequentielle Steigerung des Komplexitätsgrades in der Modellierung ermöglicht eine konsequente und zielgerichtete Auslegung und Konstruktion von Presshärtwerkzeugen für den Einsatz im Serienprozess.

## ABSTRACT

---

The work at hands presents and verifies a method to support the thermal design of a hot forming tool in an early design phase. Starting with one-dimensional simulations of the cooling process of a blank, the main parameters influencing the cooling time are examined. Based on these findings, the thermal working condition of a cyclic series process is simulated, utilizing an energy balance on the single toolbodies. For that, the boundary element method (BEM) is used to investigate this virtual steady-state condition. The description of the geometry by a pure surface mesh reduces the meshing effort considerably. Thereby, the effort for modifying the cooling channel topology during the design process is significantly reduced too. Furthermore, also open structures can be simulated with BEM. Another result of this simulation is the approximate determination of the tool temperature just before the complete closing of the tool. This information can be used as a boundary condition or an initial condition for the subsequent forming simulation. The results of this simulation methods are verified by temperature measurements on an experimental tool. The sequential increase in the degree of complexity in modeling enables a consistent and target-oriented design of hot forming tools for use in series production.

Leerseite



# INHALTSVERZEICHNIS

---

1	EINLEITUNG	1
2	STAND DER TECHNIK	5
2.1	Der Prozess des Presshärtens . . . . .	5
2.1.1	Direktes Presshärten . . . . .	7
2.1.2	Indirektes Presshärten . . . . .	8
2.1.3	Herstellung von Bauteilen mit gradierten Festigkeiten . . . . .	9
2.2	Werkzeugtechnik beim Presshärten . . . . .	10
2.3	Numerische Methoden . . . . .	13
2.3.1	Die Methode der Finiten Differenzen . . . . .	16
2.3.2	Die Methode der Finiten Elemente . . . . .	16
2.3.3	Die Methode der Randelemente . . . . .	18
2.4	Material- und Systemparameter . . . . .	21
2.4.1	Wärmeleitung . . . . .	21
2.4.2	Konvektion . . . . .	23
2.4.3	Wärmestrahlung . . . . .	27
2.4.4	Kontakt-Wärmeübergangszahl . . . . .	30
3	ZIELSETZUNG	35
4	KONTAKT-WÄRMEÜBERGANGSZAHL	39
4.1	Versuchsaufbau zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl . . . . .	39
4.2	Methode zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl . . . . .	42
5	UMFORMWERKZEUG	49
6	MODELLBILDUNG UND SIMULATION	57
6.1	Eindimensionale Simulation des Abkühlverhaltens der Platine . . . . .	59
6.2	Modellbildung zur Teilbetrachtung der Werkzeuge mit BEM . . . . .	62
6.3	BEM-Simulation der Teilbetrachtung der Werkzeuge . . . . .	68
6.4	Modellbildung am Gesamtsystem mit FEM . . . . .	73
6.5	FEM-Simulation des Gesamtsystems . . . . .	81
7	ERGEBNISSE	85

## Inhaltsverzeichnis

7.1	Kontakt-Wärmeübergangszahl . . . . .	85
7.2	Simulationsmethoden . . . . .	91
7.2.1	Eindimensionale Simulation . . . . .	91
7.2.2	Thermische Betrachtung der Werkzeuge . . . . .	94
7.2.3	Umformsimulation . . . . .	99
8	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	101
A	MATERIALPARAMETER	105
	Symbolverzeichnis	111

## EINLEITUNG

---

Presshärten oder Formhärten ist ein Prozess bei dem Blechbauteile bei ca. 700°C umgeformt und im selben Werkzeug anschließend abgekühlt und gehärtet werden. Dadurch werden Zugfestigkeiten von >1500 MPa erreicht. Presshärten spielt seit den späten 1990er Jahren eine kontinuierlich zunehmende Rolle in der Herstellung höchstfester, crashrelevanter Karosseriebauteile, wie z. B. Seitenaufprallträger, A-Säulen, B-Säulen, C-Säulen, Querträger, Längsträger und Stoßfänger. Diese Komponenten haben die Aufgabe die Aufprallenergie im Falle einer Kollision mit einem gegnerischen Fahrzeug oder einem Hindernis von der Fahrgastzelle wegzuleiten und durch plastische Deformationen von duktileren Materialien in den umliegenden Bereichen, wie z. B. der Crashbox beim Frontaufprall oder dem Schweller beim Seitencrash, abzubauen. Der große Vorteil von pressgehärteten, im Gegensatz zu kaltumgeformten Bauteilen besteht in der hohen geometrischen Genauigkeit, welche durch das Verfahren erreicht werden kann. Da die Bauteile in einer geometrischen Zwangslage im Werkzeug gehärtet (formgehärtet) werden und sich dadurch das Gefüge im Bauteilmaterial vollständig neu bildet, kommt es zum Abbau der Eigenspannungen im Bauteilgefüge und somit zu sehr geringen Rückfederungserscheinungen. Ein Verzug des Bauteiles tritt nur durch die Wärmedehnung bei der freien Abkühlung auf Raumtemperatur auf.

Dem gegenüber ist die Rückfederungsneigung nach dem Umformprozess bei kalt umgeformten Blechbauteilen ähnlicher Festigkeitsklassen um ein Vielfaches höher. Der Grund dafür liegt im hohen Verhältnis von Fließspannung  $R_p$  zum Elastizitätsmodul  $E$  im kalten Zustand, was zu einem hohen elastischen Anteil am Dehnungszustand führt. Das Auftreten eines Dehnungsgradienten während und nach dem Umformen, z. B. durch eine Biegebeanspruchung beim Ziehen über den Ziehradius, führt nach Wegnahme der äußeren Belastung zu einer inhomogenen elastischen Rückdehnung im Blechquerschnitt und somit zur Rückfederung. Der Grad der Rückfederung ist bei gegebenem Elastizitätsmodul  $E$  und konstanter Blechdicke  $s$  proportional der Fließspannung  $R_p$ , dem Biegeradius  $r$  und dem Biegewinkel  $\theta$  [1]:

$$\Delta\theta \propto \frac{R_p}{E} \frac{r}{s} \theta. \quad (1)$$

Eine Verbesserung dieser geometrischen Ungenauigkeit kann durch ein Überformen des Bauteiles durch Anpassung der Werkzeuggeometrie erreicht werden. Bei dieser sogenannten Rückfederungskompensation werden die Werkzeuggeometrien derart verändert, dass nach dem Freiwerden der Eigenspannungen, nach der Bauteilentnahme, die gewünschte Bauteilgeometrie durch

Rückfederung erreicht wird. Die Konstruktion solcher rückfederungskompensierter Werkzeuge wird mit Unterstützung von numerischen Methoden durchgeführt und benötigt sehr exakte Materialdaten und -modelle. Obwohl Rückfederungsalgorithmen mittlerweile sehr gute Ergebnisse liefern [2] ist die Bestimmung der entsprechenden Daten für spezielle Stahlgüten meist aufwendig und kostspielig. Werte aus Materialdatenbanken sind oftmals sehr ungenau, weil gerade bei hochfesten Stahlgüten die spezielle Legierungszusammensetzung einer Güte zwischen den unterschiedlichen Herstellern abweicht. Diese Abweichungen können sich jedoch sehr stark auf die mechanischen Eigenschaften auswirken. Die Ergebnisse aus der Rückfederungskompensation können erst am fertigen Werkzeug durch das Abpressen von Prototypen validiert werden, was mitunter zu unerwünschten und aufwendigen Nachbearbeitungen am fertigen Serienwerkzeug führen kann. Somit stellen pressgehärtete Bauteile, obwohl diese in einem temperierten und dadurch energieintensiven Prozess hergestellt werden, eine weit verbreitete Alternative zu kaltgeformten Bauteilen aus höchstfesten Stahlblechgüten dar [3].

Die Simulation im Bereich der Blechumformung wurde zu einem integralen Bestandteil in der Auslegung von Blechbauteilen. Besonders in der Automobilindustrie werden FEM-Simulationen in der fertigungs- und funktionsgerechten Auslegung von Karosseriekomponenten und -strukturen verbreitet eingesetzt. Ein Hauptgrund für diese Entwicklung ist in der gestiegenen Anforderung hinsichtlich der Fertigungseffizienz und der Bauteilqualität zu suchen. Der politisch und ökologisch geforderte Leichtbau, mit dem Zweck der Reduktion von CO<sub>2</sub>-Emissionen bei gleichzeitiger Steigerung der Fahrzeugsicherheit, kann als direkter Treiber für die Forderung nach simulationsgestützten Bauteilauslegungen betrachtet werden. Dieser Forderung entsprechend wurde die Entwicklung von Simulationsumgebungen für den Anwendungsfall der plastischen Verformung von dünnen Blechzuschnitten von zahlreichen Softwareherstellern vorangetrieben.

Trotz herstellerepezifischer Unterschiede wird die prinzipielle Modellbildung im industriellen Umfeld sehr ähnlich durchgeführt. Das Hauptaugenmerk dabei liegt auf der Darstellung der Umformgeschichte des Bauteiles. Die Werkzeuge werden in der Regel auf ihre Aktivflächen reduziert und als starre Schalen mit aufgezwungener Kinematik abgebildet. Für den Kaltumformprozess ist diese Herangehensweise im Sinne der Modelleffizienz durchaus sinnvoll. Für die Anwendung im Presshärtprozess wird dadurch allerdings die Annahme von konstanten bzw. transienten Werkzeugtemperaturen als Randbedingung gefordert, da die Temperaturentwicklung der Werkzeuge während des Presshärtprozesses nicht berücksichtigt werden kann. Diese Temperatur-Randbedingungen sind in der frühen Konstruktionsphase eines Werkzeugs allerdings noch nicht bekannt und werden zumeist unter Berücksichtigung von Erfahrungswerten angenommen. Die Werkzeugtemperatur hat jedoch einen direkten Einfluss auf das Abkühlverhalten des Bauteiles und ist somit ein wichtiger Parameter in der Auslegung eines Presshärtprozesses.

Der prozesstechnisch wichtigste Parameter bei der Herstellung pressgehärteter Bauteilen ist die Abkühlrate des Materials im geschlossenen Werkzeug. Nur Abkühlraten von über  $30 \text{ K s}^{-1}$  führen zu einem martensitischen Gefüge und somit zur gewünschten hohen Festigkeit (siehe Abbildung 2). Geringere Abkühlraten hingegen liefern ein Mischgefüge aus Bainit, Ferrit bzw. Perlit und dementsprechend niedrigere Fließgrenzen. Die Abkühlrate des Bauteiles im geschlossenen Werkzeug wird von der Wärme  $Q$ , welche dem Bauteil pro Zeiteinheit  $t$  und pro Flächeneinheit  $A$  entzogen wird, bestimmt und durch die Wärmestromdichte

$$\dot{q} = \frac{1}{R(p)} (T_A - T_B) \quad \text{mit} \quad \dot{q} = \frac{Q}{t A} \quad (2)$$

ausgedrückt. Diese ist eine Funktion des thermischen Kontaktwiderstandes  $R$  und der Temperaturdifferenz zwischen den sich kontaktierenden Körpern  $T_A$  und  $T_B$ . In der vorliegenden Arbeit werden diese Faktoren näher untersucht und geeignete Methoden zur Bestimmung dieser entwickelt. Dazu wird die Bestimmung des thermischen Kontaktwiderstandes in Kapitel 4.2 dargestellt. Dieser Wert dient als Eingabeparameter für die in Kapitel 6.5 beschriebene Simulation des Gesamtmodells und der Berechnung der Abkühlzeit des Bauteiles im geschlossenen Werkzeug anhand eines eindimensionalen Ersatzmodells (Kapitel 6.3). Diese beiden Simulationsmethoden berücksichtigen die Temperaturdifferenz zwischen Werkzeug und Platine und ermöglichen die Berechnung der Abkühlrate der Platine. Der Nachteil dabei ist, dass die Simulation des Gesamtmodells sehr aufwendig ist und im industriellen Umfeld der Werkzeugentwicklung zurzeit kaum eingesetzt wird. Dem gegenüber steht die Berechnung der Abkühlzeit des Bauteiles am eindimensionalen Ersatzmodell, welche zwar sehr zeiteffizient, aber aufgrund der sehr starken geometrischen Vereinfachung auch dementsprechend ungenau ist und nur lokale Gültigkeit besitzt.

Nach aktuellem Stand der Technik wird bei der Modellierung des Presshärtprozesses auf die Abbildung der Werkzeuge als Volumenkörper verzichtet und stattdessen eine Schalenmodellierung mit konstanten Temperatur-Randbedingungen an den Werkzeug-Aktivflächen bevorzugt [4]. Zur korrekten Abbildung der Temperaturdifferenz zwischen Werkzeug und Platine nach (2) wird dazu die Arbeitstemperatur des Werkzeuges benötigt, welche bei realen Werkzeugen nicht homogen ist (siehe Abbildung 1). Diese tatsächliche Arbeitstemperatur eines Werkzeuges ist zunächst jedoch unbekannt, sodass hier komplexe Gesamtsimulationen durchgeführt bzw. im Regelfall Annahmen getroffen werden müssen. In der vorliegenden Arbeit wird eine Simulationsmethode zur Simulation dieser Werkzeug-Arbeitstemperaturen im Presshärtprozesses entwickelt. Die entwickelte Methodik unterscheidet sich von aktuell angewandten Methoden der gesamten Prozesssimulation mit Volumenwerkzeugen dadurch, dass die Werkzeuge aus dem Gesamtprozess herausgelöst und ohne den Aufwand einer vollständigen, thermo-mechanisch gekoppelten Simulation rein thermisch betrachtet werden. Dieser Schritt der Modellbildung ermöglicht dem Werkzeugkonstrukteur schon in einer sehr frühen Konzeptphase mit relativ geringem Aufwand genaue

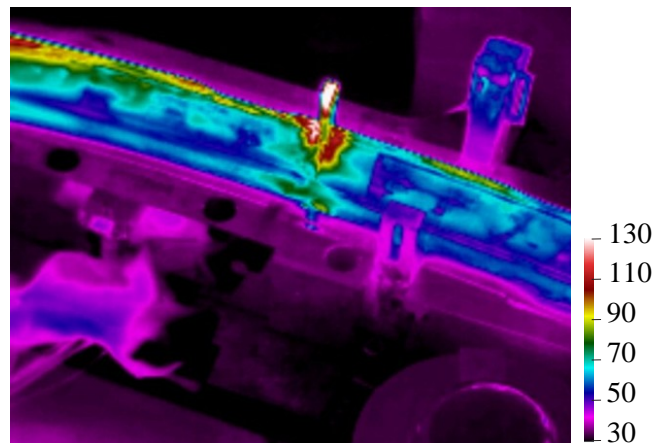


Abbildung 1: Inhomogene Werkzeug-Oberflächentemperatur am Stempel eines Presshärzwerkzeuges im Serienprozess; Temperatur in °C

Aussagen über das thermische Werkzeugverhalten im späteren Presshärzprozess zu tätigen. Das Simulationsmodell wird durch Temperaturmessungen an einem realen Serienprozess validiert. Es wird gezeigt, dass die entwickelte Simulationsmethode in der Lage ist, den quasistationären, thermischen Zustand eines Presshärzwerkzeuges im Serienprozess mit guter Genauigkeit nachzubilden [5].

Zur Lösung der Wärmeleitungsgleichung im Simulationsmodell der Werkzeugkörper wird der Gleichungslöser HyENA<sup>1</sup> [6] auf Basis der Randelementmethode (Boundary Element Method, BEM) eingesetzt. Er besteht aus einer Bibliothek in C++ zur Lösung von hyperbolischen und elliptischen partiellen Differentialgleichungen und wurde am Institut für Baumechanik an der TU Graz entwickelt [6]. Der Gleichungslöser wurde erweitert um den vorliegenden Fall der transienten Wärmeleitung mit gemischten Randbedingungen lösen zu können [7]. Mit der entwickelten Modellierung und dem Simulationsprogramm auf Basis der Randelementmethode ist es Werkzeugkonstrukteuren schon in einer sehr frühen Konstruktionsphase möglich, den thermischen Zustand eines Presshärzwerkzeuges vorherzusagen und die Temperaturergebnisse in den nachfolgenden Simulationsschritten zu nutzen.

<sup>1</sup> [Hy]perbolic and [E]lliptic [N]umerical [A]nalysis

Im folgenden Kapitel werden ausgewählte Aspekte zum aktuellen Stand der Technik im Bereich des Presshärtens erläutert. Im ersten Teil werden unterschiedliche Prozessführungen und deren Anwendungsbereiche genannt. Es wird auf die Verfahren *direktes Presshärten* und *indirektes Presshärten* sowie auf Verfahren zur Herstellung von Bauteilen mit gradierten Eigenschaften Bezug genommen. Im zweiten Teil werden wichtige Aspekte zur Werkzeugtechnik, insbesondere der unterschiedlichen Kühlsysteme, erläutert. Hier werden die am häufigsten eingesetzten Varianten *gebohrte*, *vergossene* und *gefräste Kühlkanäle* erläutert. Im dritten Teil wird auf numerische Methoden, welche in der Simulation von Warmformprozessen eine Rolle spielen, eingegangen. Dies sind die Methoden der Finiten Differenzen, Finiten Elemente und Randelemente. Letztere wurde im Rahmen dieser Arbeit für die Anwendung im Bereich des Presshärtens erstmals erfolgreich eingesetzt. Der vierte Teil erläutert wichtige Grundlagen der Wärmeübertragung in Bezug auf die Anwendung im Presshärtprozess.

## 2.1 DER PROZESS DES PRESSHÄRTENS

Das Presshärten ist ein Fertigungsverfahren zur Herstellung von Blechbauteilen mit höchstfesten Eigenschaften in der Automobilindustrie. Formplatinen oder vorgeformte Bauteile aus Bor-Mangan legiertem Vergütungsstahl werden dabei auf Temperaturen oberhalb der Umwandlungstemperatur  $A_{c3} = 845^{\circ}\text{C}$  [8] erwärmt und dadurch vollständig austenitisiert. Die Erwärmung erfolgt in der Regel in Rollenherdöfen durch Strahlung und Konvektion. Anschließend werden die Bauteile in die Presse transferiert, rasch umgeformt und im geschlossenen, gekühlten Umformwerkzeug gehärtet. Das Legierungselement Bor wirkt im Gefüge als Nitridbildner und erhöht die Streckgrenze und Dehngrenze bei geringem Zähigkeitsabfall und behindert das Kornwachstum bei hohen Temperaturen [9]. Dies wirkt sich positiv auf das Gefüge bei prozesstechnisch bedingten, längeren Haltezeiten aufgrund der Verwendung von beschichteten Platinen aus (siehe Abschnitt 2.1.1). Mangan erweitert das Austenitgebiet und reduziert die minimale Abkühlrate zum Erreichen des gewünschten martensitischen Gefüges [9]. Bei der niedriglegierten Stahlsorte 22MnB5 mit der Werkstoffnummer 1.5528 liegt diese minimale Abkühlrate bei ca.  $30\text{ K s}^{-1}$  ( $25\text{ K s}^{-1}$  nach [10] bzw.  $27\text{ K s}^{-1}$  nach [11]). Diese Güte wird in der Automobilindustrie vorwiegend für sicherheitsrelevante Komponenten eingesetzt. Abbildung 2 zeigt ein kontinuierliches Zeit-Temperatur-Umwandlungsschaubild (ZTU-Schaubild) dieses Materials. Das Härtegefüge

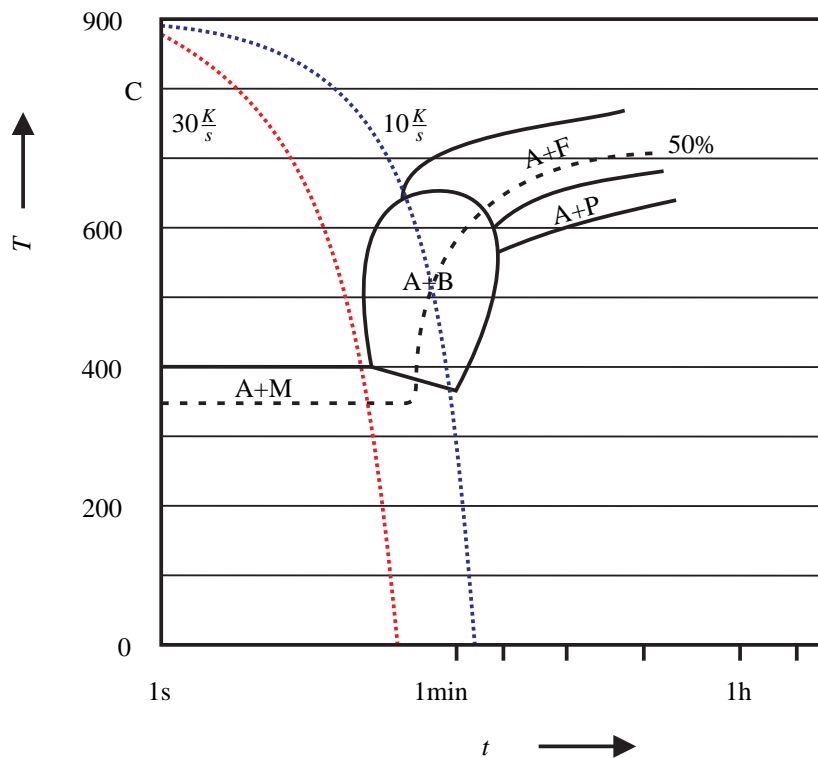


Abbildung 2: Kontinuierliches ZTU-Schaubild von 22MnB5; modifiziert übernommen aus [11]: Fig. 2. TTT diagram of USIBOR 1500P according to Arcelor [12]; A ... Austenit, B ... Bainit, F ... Ferrit, M ... Martensit, P ... Perlit

nach dem diffusionslosen Presshärtprozess erreicht Zugfestigkeiten von bis zu 1500 MPa bei einer Restbruchdehnung von ca. 5 %. Je nach Hersteller variiert die chemische Zusammensetzung des Materials und somit auch die Festigkeit und Restbruchdehnung. Geläufige Bezeichnungen für diese Stahlgüten im industriellen Umfeld sind USIBOR<sup>®</sup> (ArcelorMittal), MBW<sup>®</sup> (Thyssen-Krupp Steel) und phs-ultraform<sup>®</sup> (voestalpine).

Bor-Mangan legierte Stahlgüten sind keine neue Erfindung. Tabellen über die chemische Zusammensetzung, die Festigkeit und ZTU-Schaubilder finden sich ab dem Jahr 1956 unter anderem in [13] und [14]. Neben der Automobilindustrie werden diese Güten hauptsächlich für hochbeanspruchte landwirtschaftliche Maschinen und Werkzeuge, Baumaschinen und Schneidwerkzeuge eingesetzt [15]. Die gute Härbarkeit von bis zu 54 HRC, der hohe Verschleißwiderstand und die gute Schweißbeignung qualifiziert diese Stähle für die Verwendung als hochbeanspruchte Verschleißteile wie z. B. Pflugscharen, Mäh- und Schneidmesser sowie Antriebswellen.

Prozesstechnisch werden die zwei Verfahren *direktes Presshärten* und *indirektes Presshärten* unterschieden. Im Nachfolgenden werden diese näher beschrieben. Eine detailliertere Beschreibung der Prozesse ist unter anderem in [17] zu finden.



	<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>P</i>	<i>S</i>	<i>Cr</i>	<i>Al</i>	<i>B</i>	<i>Ti</i>
min.	0,19	0,00	1,10	0,00	0,00	0,15	0,02	0,0008	0,02
max.	0,25	0,40	1,40	0,025	0,015	0,35	0,06	0,0050	0,05

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung 22MnB5 [16]

### 2.1.1 Direktes Presshärten

Beim direkten Verfahren werden die ebenen Formplatinen im vollständig austenitisierten Zustand ( $\approx 800^\circ\text{C}$ ) umgeformt und im geschlossenen Werkzeug abgekühlt und dabei gehärtet. Die plastische Verformung muss vor Erreichen der Martensit-Start-Temperatur von  $M_s \approx 410^\circ\text{C}$  [10] abgeschlossen sein, um die gute Umformbarkeit des austenitischen Gefüges ausnutzen zu können.

Als Werkstoff wird in der Regel unbeschichtetes oder Aluminium-Silizium (Al-Si) beschichtetes Material verwendet. Unbeschichtetes Halbzeug hat den Nachteil der Oberflächenoxidation im Kontakt mit dem Luftsauerstoff. Trotz Erwärmung der Formplatinen in Rollenherdöfen unter Schutzatmosphäre tritt Oxidation während des Bauteiltransfers zwischen Ofen und Presse auf. Diese Zunderbildung bedingt eine Strahlreinigung des umgeformten Bauteiles als zusätzlichen Nachbearbeitungsschritt. Ein weiteres Problem ist die Entkohlung an der Oberfläche des Halbzeuges durch den Kontakt mit dem Luftsauerstoff ([18] nach [19]). Diese Entkohlung kann so weit gehen, dass oberflächennah keine vollständige Austenitisierung stattfindet und sich dadurch kein martensitisches Gefüge in der Randzone der Platine ausbildet. Um diesen Effekten entgegenzuwirken werden unter anderem Al-Si beschichtete Platinen verwendet. Die Oberflächenschicht besitzt dabei einen geringeren Schmelzpunkt ( $410^\circ\text{C}$  bis  $580^\circ\text{C}$ ) als das Grundmaterial. Die Erwärmung der Platine muss deshalb geregelt erfolgen, um einen Diffusionsprozess zwischen Eisen- und Aluminiumatomen zu ermöglichen und die Ausbildung von Al-Fe-Phasen mit deutlich höherem Schmelzpunkt zu fördern. Veit u. a. [20] zeigen, dass die flüssige Phase bei einer Aufheizrate von  $50\text{ K min}^{-1}$  ab einer Temperatur von  $591^\circ\text{C}$  durchlaufen wird. Bei  $949^\circ\text{C}$  stellt sich jedoch wieder ein fester Zustand ein. Somit wird bei industriell geforderten Aufheizraten von  $12\text{ K s}^{-1}$  immer die flüssig Phase durchlaufen. Das Problem dabei ist, dass die flüssige Oberflächenschicht zum Anhaften auf den Transportrollen in Rollenherdöfen [21] und zum Abtropfen bei zu rascher Erwärmung, z. B. durch Induktion [22], neigt. Eine umfassende Charakterisierung von Al-Si-Beschichtungen für das Presshärten wurde in [23] durchgeführt.

Beschichtungen auf Zinkbasis sind die zweite große Gruppe der industriell eingesetzten Beschichtungen für das Presshärten. Der große Vorteil von Zinkbeschichtungen ist der kathodische Schutz der Materialoberfläche. Für den direkten Prozess kommen dabei elektrolytisch- und feu-

erverzinkte Stahlbleche zum Einsatz. Beide Beschichtungsvarianten werden in [24] näher untersucht. Durch die Verzinkung kann ein kathodischer Korrosionsschutz gewährleistet werden (im Gegensatz zur passiven Al-Si-Beschichtung). Zur elektrolytischen Beschichtungsart zählt GammaProtect<sup>®1</sup>. Diese Beschichtung besitzt einen Schmelzpunkt von 870 °C, wodurch die Oberflächenschicht im Presshärtprozess immer im festen Zustand bleibt. Flüssiges Zink an der Bauteiloberfläche könnte ansonsten in das Grundmaterial eindringen und eine Versprödung an den Korngrenzen hervorrufen. Die Beschichtung wurde für die Anwendung im direkten Prozess entwickelt. Zur feuerverzinkten Beschichtungsart zählt phs-ultraform<sup>®2</sup>. Diese Beschichtungsart wurde für den indirekten Prozess entwickelt und ist mittlerweile auch für den direkten Prozess verfügbar [25].

Eine weitere Art von Beschichtungen, sowohl für den direkten als auch den indirekten Presshärtprozess, basiert auf dem Sol-Gel-Prozess. Dabei werden nichtmetallische, anorganische Beschichtungen in einem chemischen Prozess aus sogenannten Solen hergestellt. Aufgrund der geringen Größe der Solpartikel im Nanometerbereich spricht man auch von „Nanobeschichtungen“, wie z. B. x-tec<sup>®3</sup> [26]. Diese Beschichtung kann sowohl für den direkten als auch den indirekten Warmformprozess eingesetzt werden und wirkt neben dem Korrosionsschutz auch als Schmiermittel während der Umformung.

### 2.1.2 Indirektes Presshärten

Beim indirekten Presshärten werden die Verfahrensschritte Umformen und Härten voneinander getrennt. Dabei wird das Bauteil bei Raumtemperatur auf ca. 95% der Endgeometrie vorgeformt [27], bei Temperaturen um 800 °C vollständig austenitisiert und in einem separaten, gekühlten Werkzeug mit der kritischen Abkühlrate von mind.  $27 \text{ K s}^{-1}$  rasch abgekühlt. Dieses Verfahren ist dadurch charakterisiert, dass im temperierten Zustand des Bauteiles beim Härteprozess nur sehr geringe Relativgeschwindigkeiten zwischen Bauteil und Werkzeug auftreten. Dadurch wird die Oberfläche des Bauteiles geschont und der Werkzeugverschleiß aufgrund der thermo-mechanischen Belastung reduziert. Der Prozess wird vorwiegend bei der Verarbeitung von feuerverzinkten Blechen mit einem geringen Schmelzpunkt der Zinklegierung eingesetzt (phs-Ultraform<sup>®</sup>).

---

1 GammaProtect<sup>®</sup> ist ein eingetragener Markenname der ThyssenKrupp AG

2 phs-ultraform<sup>®</sup> ist ein eingetragener Markenname der voestalpine Stahl AG

3 x-tec<sup>®</sup> ist ein eingetragener Markenname der NANO-X GmbH

### 2.1.3 Herstellung von Bauteilen mit gradierten Festigkeiten

Bauteile mit gradierten Eigenschaften besitzen definierte, bereichsweise unterschiedliche Festigkeiten und Bruchdehnungen. Dadurch können die Gebrauchseigenschaften eines Bauteiles, insbesondere das Energieabsorptionsvermögen im Crashfall, gezielt angepasst werden [28]. So können bestimmte Bereiche in crashrelevanten Komponenten, welche hauptsächlich der Kraftweiterleitung dienen, hochfest ausgeführt werden. Bereiche in denen Energieabsorption durch Verformung oder eine gute Schweißbeignung gefordert werden, können weicher ausgeführt sein. Eine lokale Anpassung der Bauteileigenschaften an die jeweiligen Anforderungen kann somit erreicht werden. Wenn diese Festigkeitsunterschiede durch unterschiedliche Temperaturführungen am Bauteil eingestellt werden, wird von *Tailored Tempering* gesprochen. Werden angepasste Materialkombinationen in der Platine angewandt, wird der Begriff *Tailored Welded Blanks* verwendet.

Die Temperaturführung beim *Tailored Tempering* kann auf folgende drei Arten durchgeführt werden [17]:

1. Partielle Austenitisierung vor dem Presshärten (induktiv [29], konduktiv [30]),
2. spezifische Abkühlraten während des Presshärtens [31], [32], [17] und
3. partielles Anlassen nach dem Presshärten [33],

wobei immer eine monolithische Ausgangsplatine aus 22MnB5 verwendet wird. Bei allen drei Varianten wird eine angepasste Festigkeit durch die gezielte Vermeidung eines vollständig martensitischen Gefüges in bestimmten Bauteilbereichen erreicht.

Eine weitere Möglichkeit der Herstellung von Bauteilen mit gradierten Festigkeiten liegt in der Verwendung von verschweißten Platinen aus unterschiedlichen Werkstoffen bzw. Blechdicken. Bei der Verwendung von unterschiedlichen Werkstoffen wird in Bereichen mit einer erwünschten hohen Festigkeit das härtbare Material 22MnB5 verwendet, während in bewusst duktileren Bereichen ein nicht härtbarer, mikrolegierter Werkstoff (z. B. H340LAD) eingesetzt wird [34]. Das entsprechende Halbzeug wird als *Tailored Welded Blank* bezeichnet und im Allgemeinen im direkten Presshärtverfahren verarbeitet. Wird die gradierte Festigkeit durch den Einsatz eines monolithischen Halbzeuges mit variierender Blechdicke erzielt, wird von sogenanntem *Tailored Rolled Blank* gesprochen. Dabei wird das Halbzeug mit einem gesteuerten Walzprozess auf bereichsweise unterschiedliche Blechdicken gewalzt. Der Vorteil ist die Vermeidung einer Wärmeeinflusszone an der Schweißnaht, wie sie bei Tailored Welded Blanks zwangsläufig auftritt. Nach [35] kann durch diese Technologie zusätzlich sehr flexibel auf lokale Crashanforderungen eingegangen werden.

Die lokale Anpassung der Bauteileigenschaften kann auch bei nachfolgenden Beschnitt- und Fügeoperationen genutzt werden [36]. So wird sowohl der Werkzeugverschleiß beim Beschnitt eines weicheren Gefüges als auch die notwendige Pressenkraft reduziert. Im Fügeprozess durch Schweißen wird der Härteunterschied zwischen Schweißnaht um Umgebung reduziert, was eine geringere Kerbwirkung der Schweißnaht zur Folge hat.

### 2.2 WERKZEUGTECHNIK BEIM PRESSHÄRTEN

Unabhängig von der Prozessführung können aus den vorangegangenen Ausführungen zwei Anforderungen an Warmformwerkzeuge abgeleitet werden:

- Globale Minimierung und Homogenisierung der Werkzeug-Oberflächentemperatur
- Lokale Anpassung der Werkzeug-Oberflächentemperatur

Der konventionelle Presshärtprozess soll homogene Materialeigenschaften im Bauteil liefern und fordert somit einen kontrollierten Wärmeentzug aus der Platine. Nach (2) wird dieser Wärmeentzug durch den thermischen Kontaktwiderstand und die Temperatur der aktiven Werkzeugoberfläche bestimmt. Während die homogene Flächenpressung zum Erreichen eines gleichmäßigen thermischen Kontaktwiderstandes nach der Werkzeugfertigung im Tuschierprozess eingestellt wird, wird die Homogenität der Werkzeug-Oberflächentemperatur durch die Kühlkanaltopologie schon im Konstruktionsprozess bestimmt. Zum Erreichen eines vollständig martensitischen Gefüges muss am gesamten Bauteil die kritische Abkühlrate überschritten werden (Kapitel 2.1). Aus diesem Grund wird an der gesamten Werkzeug-Aktivfläche eine möglichst geringe Temperatur angestrebt, welche von [37] mit maximal 200 °C definiert wird. In [38] wird eine Methode zur Optimierung der Lage der Kühlkanäle innerhalb des Werkzeugkörpers vorgestellt, um eine möglichst homogene Oberflächentemperatur zu erreichen.

Eine lokale Anpassung der Werkzeug-Oberflächentemperatur ist notwendig, um bereichsweise unterschiedliche Abkühlraten während des Presshärtens bei der Herstellung von Bauteilen mit gradierten Eigenschaften zu erreichen [39]. In Bereichen mit höherer Werkzeugtemperatur kann so die Martensitbildung gezielt unterdrückt werden. Auf gleiche Weise können durch das Anpassen der lokalen Werkzeugtemperatur Halbzeuge mit variierenden Blechdicken (Tailor Rolled Blanks, Tailor Welded Blanks) bei konstanten Abkühlraten homogen gehärtet werden. In diesem Zusammenhang spielt die Effektivität der Wärmeabfuhr aus der Platine und somit die Kühlleistung von Presshärtewerkzeugen eine entscheidende Rolle für die Qualität bzw. Festigkeit des späteren Bauteiles. Die Effektivität der Wärmeabfuhr kann auf der Seite der Werkzeuge durch den Kühlkanalabstand von der Oberfläche [40] und durch die Wärmeleitfähigkeit des Werkzeugsmaterials [41] beeinflusst werden.

Zur Herstellung von pressgehärteten Bauteilen werden Werkzeugsätze mit gekühlten Werkzeugen eingesetzt. Dabei kommen unterschiedliche Kühlkonzepte am Werkzeugkörper zum Einsatz [36]:

- gebohrte Kühlkanäle in Werkzeugen aus Werkzeugstahl
- vergossene Kühlkanäle in Werkzeugen aus Stahl- oder Grauguss
- gefräste, oberflächennahe Kühlkanäle in Werkzeugen in Schalenbauweise, ebenfalls aus Werkzeugstahl

Das System der *gebohrten Kühlkanäle* ist das am weitesten verbreitete System zur Kühlung von Warmformwerkzeugen. Dabei werden Langlochbohrungen in einzelne Werkzeugsegmente eingebracht, durch welche das Kühlmedium im Serienbetrieb durchströmt. Die Segmentierung der Werkzeuge ermöglicht dabei eine oberflächennahe Führung der Kühlkanäle trotz gekrümmter Aktivflächengeometrien. Die Anzahl und Größe der Einzelsegmente wird so gewählt, dass möglichst wenige Bearbeitungsschritte notwendig sind, der Werkzeugkörper jedoch bestmöglich gekühlt werden kann. Abbildung 3 zeigt den Unterteil eines Warmformwerkzeugs in segmentierter Ausführung mit gebohrten Kühlkanälen. An den Stoßflächen eines jeden Segmentes werden die Kühlbohrungen mit Dichtschrauben zueinander abgedichtet. Das Kühlmedium wird dabei über Kanäle in der Anströmplatte von Segment zu Segment umgeleitet. Durch diese serielle Durchströmung der Segmente erwärmt sich das Kühlwasser kontinuierlich. In einem Serienwerkzeug wurde ein Anstieg der Kühlmediumtemperatur von bis zu 10 °C gemessen. Dieser Wert hängt vom Werkzeug, vom Prozess und vom Volumenstrom des Kühlmediums ab. Zur Vermeidung dieses Temperaturanstiegs sind eine Vielzahl weiterer Konstruktionsvarianten im Einsatz. In Bezug auf Dichtheit des Kühlkreislaufes und Passgenauigkeit beim Zusammenbau wird jedoch die beschriebene Methode im Werkzeugbau vielfach bevorzugt.

Beim System der *vergossenen Kühlkanäle* wird die Kühlkanaltopologie aus vorgebogenen Stahlrohren [42] bzw. Edelstahlrohren [32] aufgebaut, in ein Sandgussmodell eingebracht und mit Grauguss vergossen. Abbildung 4 zeigt einen Querschnitt durch die Werkzeugkörper eines solchen Presshärtwerkzeuges. Die Kühlkanäle sind hierbei konturfolgend ausgeführt, was für die Homogenität der Werkzeug-Oberflächentemperaturen als positiv zu sehen ist. Probleme treten jedoch bei sehr engen Radien an der Werkzeuggeometrie auf, da hier der Abstand des Kühlkanals von der Oberfläche vom kleinsten Biegeradius der Stahlrohre abhängig ist. Die Werkzeugsegmentierung, wie sie beim System der gebohrten Kühlkanäle notwendig ist, fällt hier weg, was eine deutliche Vereinfachung in der Werkzeugfertigung darstellt; der gesamte Werkzeugkörper wird vergossen und nachbearbeitet. Als großer Nachteil dieser Methode ist die spezielle Vollform-Gießtechnologie zu sehen, welche nicht im Werkzeugbau durchgeführt werden kann. Des

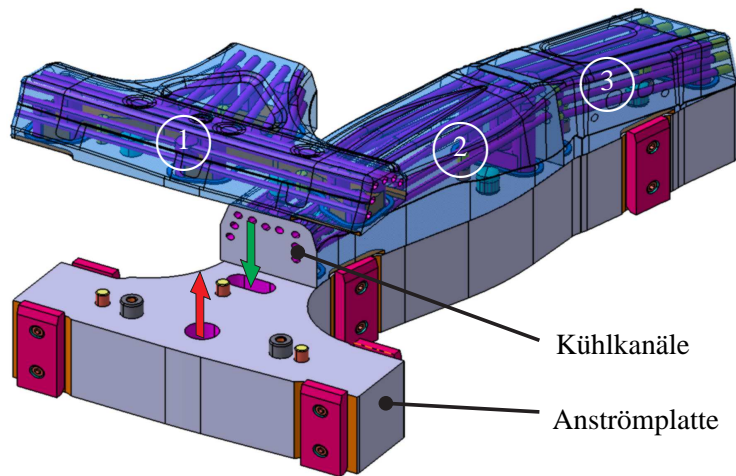


Abbildung 3: Unterteil eines Warmformwerkzeugs in segmentierter Ausführung mit gebohrten Kühlkanälen; eigene Darstellung

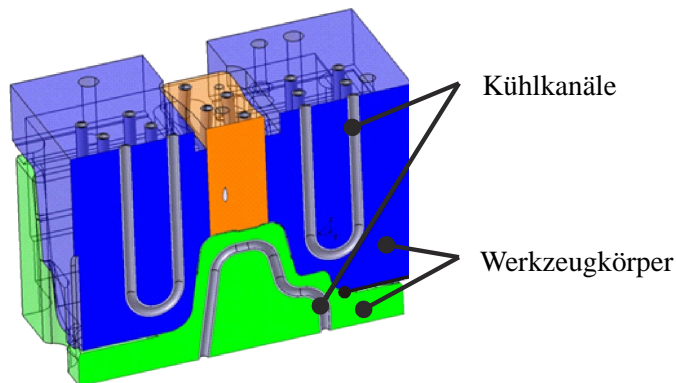


Abbildung 4: Querschnitt eines Warmformwerkzeugs mit eingegossenen Kühlkanälen ohne Anströmplatten; eigene Darstellung

Weiteren ist das Gußmaterial nur schwer härtbar, wodurch Oberflächenbeschichtungen eingesetzt werden müssen, um den Verschleiß der Aktivflächen während des Einsatzes zu minimieren [42].

Bei der dritten Methode, der Schalenkühlung bzw. *Kühlung mit eingefrästen Kühlkanälen*, erfolgt die Wärmeabfuhr im Gegensatz zu den vorher genannten Methoden sehr nah an der Oberfläche. Dies wird durch das Einbringen der Kühlkanäle in einen Schalenkörper mit geringer Dicke ermöglicht, welcher an der Außenseite die Aktivfläche des Werkzeugkörpers abbildet [32]. Die gekühlte Innenseite liegt am Kern auf, welcher in der Regel die Einström- und Ausströmkanäle enthält. In Abbildung 5 ist ein Ausschnitt eines oberflächennah gekühlten Werkzeugkörpers dargestellt. Durch die zentrale Anströmung aller Kühlkanäle besitzt das Kühlmedium bei der Einströmung überall dieselbe Temperatur und erwärmt sich gleichmäßig auf dem Weg zur Ausströmöffnung. Schwierigkeiten ergeben sich bei dieser Bauform beim Härten der relativ dünnen

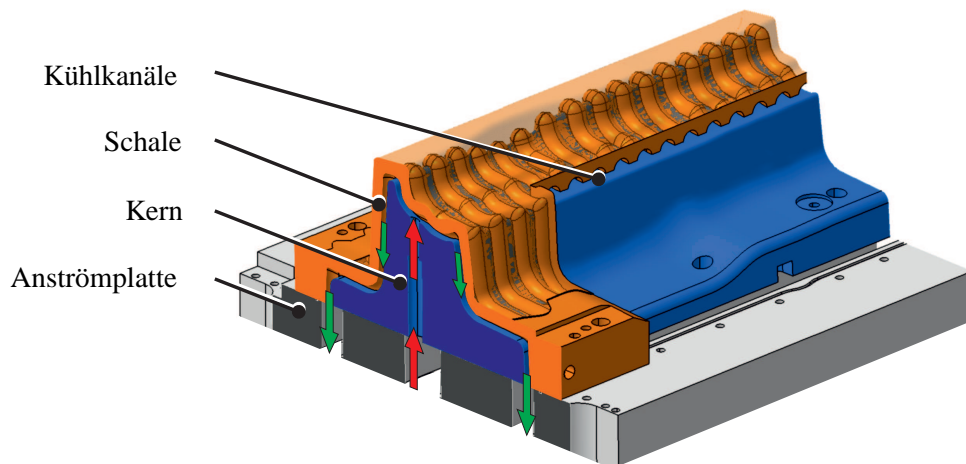


Abbildung 5: Ausschnitt aus einem Warmformwerkzeug mit gefrästen Kühlkanälen (Schalenkühlung);  
Quelle: WEBA

Schale aufgrund des Härteverzugs und die damit einhergehende Gefahr von Härterissen und Passungenauigkeiten. Ein weiteres Problem stellt die erschwerte Reparatur des Schalenkörpers bei Defekten, wie Rissen oder starkem Verschleiß, dar: eine Auftragsschweißung, wie sie häufig bei Werkzeugen mit gebohrten Kanälen durchgeführt wird, ist nur schwer möglich. Aus diesem Grund wird die Methode der Schalenkühlung auch hauptsächlich für den indirekten Presshärtenprozess (siehe Kapitel 2.1.2) eingesetzt, wo die Belastung auf das Werkzeug beim Formhärten geringer ist als beim direkten Prozess.

Eine besondere Form der oberflächennahen Kühlkanäle wird in [40] vorgestellt. Hier werden die Kühlkanäle nicht in eine Schale eingefräst, sondern direkt in die Aktivfläche des Werkzeugkörpers. Die Kanäle werden anschließend mit einer Blecheinlage verdeckt und mittels einer Laser-Auftragsschweißschicht verschlossen. Diese Methode wurde bisher nur im Labormaßstab umgesetzt.

### 2.3 NUMERISCHE METHODEN

In sämtlichen Bereichen der Ingenieurwissenschaften, so auch in der Umformtechnik, werden numerische Methoden zur näherungsweise Lösung von komplexen, physikalischen Problemstellungen eingesetzt. Sie werden für die Beschreibung des Verhaltens eines Systems eingesetzt, welches aufgrund seines Komplexitätsgrades mit analytischen Methoden nicht oder nur eingeschränkt lösbar wäre. Im Rahmen dieser Arbeit werden numerische Methoden dazu verwendet, die homogene Wärmeleitungsgleichung (7) an Warmformwerkzeugen zu lösen. Die erhaltenen Temperaturergebnisse wirken als Anfangsbedingungen für den thermisch-mechanisch gekoppelten Presshärtenprozess, welcher ebenfalls numerisch gelöst wird. Im Nachfolgenden werden

ausgewählte Begriffe im Zusammenhang mit der Anwendung von numerischen Methoden geklärt.

Physikalische Probleme werden durch drei grundlegende Arten von Differentialgleichungen beschrieben:

- elliptische,
- parabolische und
- hyperbolische Differentialgleichungen.

*Elliptische Differentialgleichungen* beschreiben im Allgemeinen stationäre Probleme, also Probleme, welche von der Zeit unabhängig sind. Beispiele für solche Gleichgewichtsprobleme sind die Laplace- und die Poisson-Gleichung. Die Laplace-Gleichung

$$\Delta T(\vec{x}) = 0 \quad \text{mit} \quad \Delta = \sum_{k=1}^n \frac{\partial^2}{\partial x_k^2} \quad (3)$$

mit der Temperatur  $T$  und dem Ort  $x$  im kartesischen Koordinatensystem beschreibt die stationäre Temperaturverteilung in einem Körper. Die Poisson-Gleichung

$$\Delta T(\vec{x}) = \frac{\dot{L}H}{\lambda} \quad (4)$$

entspricht der Laplace-Gleichung (3) mit zusätzlichen Wärmequellen und wird auch als inhomogene, stationäre Wärmeleitungsgleichung bezeichnet. Ebenso sind das Gravitationspotential und die elektrostatische Ladungsverteilung in einem Körper eine Lösung der Poisson-Gleichung. Die Lösung von elliptischen Differentialgleichungen bedingt die Kenntnis von Funktionswerten am Problemrand, sogenannte Randbedingungen. Bezogen auf das Problem der Wärmeleitfähigkeit werden folgende drei Randbedingungen am Rand  $\Gamma$  unterschieden:

- Dirichlet:  $T(\Gamma) = f$  mit  $f$  als bekannte Funktion auf  $\Gamma$
- Neumann:  $\partial T(\Gamma)/\partial \zeta = g$  mit  $g$  als bekannte Funktion auf  $\Gamma$
- Robin:  $u T(\Gamma) + v \partial T(\Gamma)/\partial \zeta = h$  mit  $u$  und  $v$  als Konstanten ungleich null und  $h$  als bekannte Funktion auf  $\Gamma$

Im physikalischen Sinne können bei thermischen Problemen somit die Temperatur (Dirichlet), der Wärmestrom (Neumann) bzw. konvektive Terme (Robin) am Rand vorgegeben sein.



*Parabolische Differentialgleichungen* beschreiben elliptische Problemstellungen im zeitabhängigen Bereich. Ein Beispiel für solche Evolutionsprobleme stellt die inhomogene, instationäre Wärmeleitungsgleichung

$$\frac{\partial}{\partial t} T(\vec{x}, t) - a \Delta T(\vec{x}, t) = \frac{\dot{L}H}{\rho c_p} \quad (5)$$

dar. Neben den räumlichen Randbedingungen, wie sie zur Lösung von elliptischen Differentialgleichungen notwendig sind, wird für parabolische Probleme zusätzlich eine zeitliche Anfangsbedingungen benötigt. Im Falle der Wärmeleitungsgleichung muss die Temperatur zum Zeitpunkt  $t = 0$  bekannt sein. Neben Diffusionsprozessen werden auch transiente Strömungsprobleme mit parabolischen Differentialgleichungen beschrieben.

Hauptanwendung von *hyperbolischen Differentialgleichungen* ist die Beschreibung der räumlichen und zeitlichen Ausbreitung von Wellen. Die zugehörige Wellengleichung benötigt zur Lösung neben Randbedingungen und einer Anfangsbedingung zusätzlich die zeitliche Ableitung der Anfangsbedingung. Erst durch Definition dieser vier Bedingungen kann die Lösung zu allen Zeitpunkten nach der Anfangsbedingung bestimmt werden.

Zur Lösung von physikalischen Problemstellungen, welche durch elliptische, parabolische oder hyperbolische Differentialgleichungen beschrieben werden, kommen in den angewandten Ingenieurwissenschaften hauptsächlich folgende Methoden zur Anwendung:

- Methode der Finiten Differenzen (Finite Difference Method, FDM)
- Methode der Finiten Volumen (Finite Volume Method, FVM)
- Methode der Finiten Elemente (Finite Elemente Method, FEM)
- Methode der Randelemente (Boundary Element Method, BEM)

All diesen Methoden liegt die Diskretisierung (Vernetzung) der Differentialgleichung im betrachteten Problemgebiet zugrunde. Dabei wird die kontinuierliche Problembeschreibung durch die Lösung von diskreten Teilproblemen angenähert. Alle vier Methoden können einen jeweils spezifischen Beitrag in der Simulation des Presshärtprozesses leisten, wobei im Rahmen dieser Arbeit auf die Methode der Finiten Volumen mit ihrer bevorzugten Anwendung in der Strömungssimulation nicht näher eingegangen wird. Die Unterschiede der Methoden liegen in der jeweiligen mathematischen Formulierung, welche im Folgenden erläutert wird.

### 2.3.1 *Die Methode der Finiten Differenzen*

Die Methode der Finiten Differenzen ist die einfachste und älteste Methode zur Lösung von Differentialgleichungen. Sie wurde von Leonhard Euler erstmals im eindimensionalen Fall beschrieben und in den frühen 1950er Jahren durch die Einführung des Computers und der damit einhergehenden Möglichkeit der Lösung von numerischen Problemen mit vielen Freiheitsgraden massiv weiterentwickelt. Das Prinzip hinter der Methode beruht auf einer Taylorreihen-Entwicklung zur Annäherung der Differentialquotienten einer Funktion durch Differenzenquotienten. Die Methode ermöglicht sehr genaue Ergebnisse an regelmäßigen Simulationsnetzen und wird in der vorliegenden Arbeit für die vereinfachte, eindimensionale Modellbildung der Bauteilabkühlung zwischen zwei Werkzeugen eingesetzt (siehe Kapitel 6.1). Dies ist jedoch auch gleichzeitig der Nachteil der Methode: sie setzt im Allgemeinen regelmäßige Diskretisierungen und Konformität mit dem gewählten Koordinatensystem voraus. Dies führt zu starken Einschränkungen in der Anwendung bei Körpern mit komplexen, beliebig geformten geometrischen Ausprägungen, wie es für Presshärtewerkzeuge der Fall ist. Demgegenüber sind die Methode der Finiten Volumen, die Methode der Finiten Elemente und die Methode der Randelemente für den vorliegenden Fall der thermischen Berechnung von geometrisch komplexen Körpern von Natur aus besser geeignet. Im Folgenden werden allgemeine Grundlagen und spezielle Charakteristika jeder einzelnen Methode erläutert. Hauptaugenmerk wird dabei auf die jeweilige Anwendung bei der Simulation von Wärmeleitproblemen gelegt.

### 2.3.2 *Die Methode der Finiten Elemente*

Die theoretische Vorarbeit für die Methode der Finiten Elemente wurde von Walter Ritz mit seinem „Ritz’schen Variationsverfahren“ [43] im Jahr 1909 durchgeführt, bei der eine beliebige Differentialgleichung auf ein Minimierungsproblem durch Linearkombination von einfachen Polynomen transformiert wird. Die Methode, wie sie heute angewandt wird, wurde von Courant im Jahr 1943 publiziert [44]. Dabei wurden erstmals lineare Ansatzfunktionen zur Lösung von Differentialgleichungen verwendet. Eine der ersten industriellen Anwendungen dieser Methode [45] und die Einführung des Begriffs des „finiten Elements“ ([46] nach [47]) geht auf Clough in den späten 1950ern zurück.

Die Methode der Finiten Elemente ist aufgrund ihrer mathematischen Formulierung für die Lösung beliebiger physikalischer Problemstellungen geeignet und deshalb im Bereich der Ingenieurwissenschaften sehr weit verbreitet. Die Lösung eines Problems mit der Methode der Finiten Elemente beginnt mit der Diskretisierung des zumeist geometrisch komplexen und kontinuierlichen Problemgebietes in eine endliche Anzahl von geometrisch einfachen finiten Ele-

menten. Die Anzahl der Dimensionen bleibt dabei erhalten; es wird von „solid modeling“ gesprochen [48]. Innerhalb eines jeden finiten Elementes wird eine Variation der abhängigen Variablen (z. B. Temperatur, Verschiebung) auf Basis einer sogenannten Ansatzfunktion durchgeführt. Ansatzfunktionen beschreiben dabei die Interpolation der abhängigen Variablen zwischen den Knoten eines finiten Elementes. Im Regelfall wird die Ansatzfunktion gleich der Formfunktion zur Beschreibung der Geometrie des finiten Elementes gewählt (isoparametrische Elemente). Zur Beschreibung des physikalischen Antwortverhaltens eines finiten Elementes werden Koeffizientenmatrizen, sogenannte Element-Steifigkeitsmatrizen, definiert. Die Kombination der einzelnen Element-Steifigkeitsmatrizen führt zur Gesamt-Steifigkeitsmatrix, welche das Antwortverhalten des gesamten Problemgebietes abbildet. Dieser Schritt liefert ein Gleichungssystem, welches nach der Definition und Implementierung von Anfangs- und Randbedingungen gelöst werden kann. Im Falle der Simulation des Presshärtprozesses mit Volumenwerkzeugen liegt die Anzahl der Freiheitsgrade je nach Detaillierungsgrad im Bereich von  $1 \cdot 10^5$  bis  $1 \cdot 10^7$ . Zur Verringerung der Rechenzeit aufgrund dieser hohen Anzahl an Freiheitsgraden werden Gleichungslöser eingesetzt, welche sich spezielle Eigenschaften der Koeffizientenmatrix zunutze machen. So liefert die Methode der Finiten Elemente sehr häufig spärlich besetzte bzw. symmetrische Koeffizientenmatrizen, welche sehr effizient gelöst werden können. Nachdem die Lösung der abhängigen Variablen an den Knoten der finiten Elemente gefunden wurde, können zusätzliche Größen wie Spannung, Dehnung und Wärmeströme mit Hilfe der Ansatzfunktionen bestimmt und das Ergebnis in Form von interpolierten Knotenwerten dargestellt werden.

Im Bereich der Umformtechnik wird die Methode der Finiten Elemente primär zur Simulation des Stoffflusses und der Werkzeugbelastung durchgeführt. Daraus können Aussagen über die Herstellbarkeit eines Bauteiles sowie die zu erwartenden Prozesskräfte getätigt werden. Auf Basis dieser Informationen können Umformprozesse schon in sehr frühen Designphasen gezielt angepasst werden. Möglich wurde der Einsatz der FEM im Bereich der Umformtechnik durch die Entwicklung der nichtlinearen FEM, mit denen das plastische Verhalten von Materialien abgebildet werden konnte (siehe dazu [49] und [50]). Erste industriell relevante Simulationen eines Tiefziehprozesses wurden in den 1980er Jahren am Beispiel von Karosseriebauteilen durchgeführt ([51], [52] nach [53]). Für die Anwendung im Bereich der thermisch aktivierten Umformtechnik ist zusätzlich die Implementierung von dehnraten- und temperaturabhängigen Materialeigenschaften in das Simulationsmodell von entscheidender Bedeutung. Dies passierte in den frühen 1980er Jahren, was zu einer noch breiteren Anwendung der FEM in diesem Bereich führte. In [54] wird eine thermo-mechanische Kopplung gemeinsam mit einem elastisch-viskoplastischen Materialmodell in ein FEM-Programm integriert und auf einen Extrusionsprozess angewandt.

Als Antrieb für die Entwicklung von FEM-Simulationsmethoden speziell für den Presshärtprozesses kann die erste Anwendung eines Presshärt-Bauteiles in einer Automobilkarosserie von

Saab im Jahr 1984 gesehen werden [55]. Ab diesem Zeitpunkt nimmt die Anzahl an pressgehärteten Bauteilen in Karosseriestrukturen kontinuierlich von 3 Mio. Bauteilen per Anno im Jahr 1987 bis auf 95 Mio. Bauteile im Jahr 2007 zu [56]. Für das Jahr 2013 wird das Produktionsvolumen auf 450 Mio. Bauteile geschätzt [56]. Damit einhergehend steigt auch der Bedarf an akkuraten Simulationsmodellen zum besseren Prozessverständnis. In den 1990er Jahren werden thermo-mechanisch gekoppelte Umformsimulationen hauptsächlich für den Schmiede- und Schweißprozess entwickelt. Basierend auf diesen Erkenntnissen werden mit Beginn des neuen Jahrtausends Simulationsmethoden der Kaltblechumformung um den thermischen Teil erweitert, was zur Einführung von thermo-mechanisch gekoppelten Simulationsmodellen im industriellen Umfeld der Blechumformung führt. Eine Vielzahl an Veröffentlichungen beschäftigt sich seitdem mit der numerischen Simulation von Presshärtprozessen ([3], [57], [58], [59], [60]), wobei hier das Hauptaugenmerk auf der Werkstoffmodellierung des Materials 22MnB5 und dessen akkurate, numerische Abbildung des Fließverhaltens liegt.

### 2.3.3 Die Methode der Randelemente

Vorarbeiten zur Methode der Randelemente wurden schon im 19. Jahrhundert durchgeführt [61]. Eine erste Anwendung der Methode als direkte Randintegralmethode (Boundary Integral Equation Method, BIEM) wurde von [62] und [63] dargestellt, nachdem die notwendige Rechenleistung zur Lösung dieser Gleichungen vorhanden war [64]. In diesen Arbeiten wird die Randintegralformulierung auf die Lösung von Potential- und Elastizitätsproblemen angewandt, wobei erstmals die Bedeutung der Green'schen Funktionen als Grundlage für die Anwendung der Randintegralformulierung auf Potentialprobleme hervorgehoben wird. In weiteren Entwicklungen wurde die Randintegralmethode in die Methode der Randelemente umbenannt, um auf die Art der Problemlösung durch Diskretisierung des Problemrandes in sogenannte Randelemente hinzuweisen, was auch einen wichtigen Unterschied zu den anderen genannten Methoden zur Lösung von partiellen Differentialgleichungen darstellt. Die Methode der Randelemente baut im Gegensatz zu den Methoden der Finiten Differenzen, der Finiten Elemente und der Finiten Volumen auf einer bloßen Randdiskretisierung auf, wodurch die Anzahl der Dimensionen des Problems um einen Grad reduziert wird. Dieser Unterschied in der Diskretisierung wird in Abbildung 6 verdeutlicht.

In Analogie zur Methode der Finiten Elemente wird für jedes Element ein Variationsproblem mit den abhängigen Variablen mit Hilfe von Ansatzfunktionen definiert. Das Antwortverhalten der Randelemente wird durch die Einführung von Fundamentallösungen definiert. Fundamentallösungen sind analytische Lösungen der problembestimmenden Differentialgleichungen im unendlichen,  $n$ -dimensionalen Raum unter der Einwirkung eines sogenannten Dirac-Impulses (auch Dirac-Verteilung, Einheitsimpulsfunktion) als Punktquelle. Die Fundamentallösung der homoge-

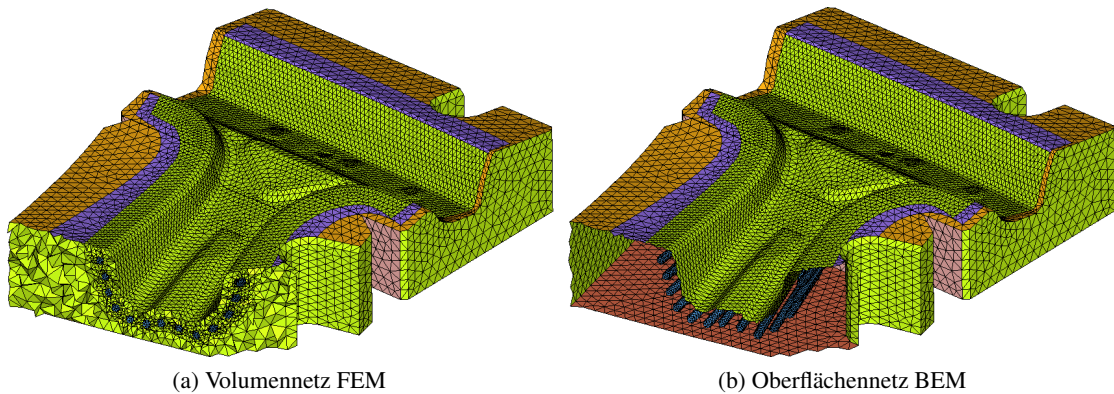


Abbildung 6: Volumennetzung für die Methode der Finiten Elemente und Oberflächenvernetzung für die Methode der Randelemente; eigene Darstellung

nen Wärmeleitungsgleichung mit konstanten Koeffizienten (7) wird auch als Wärmeleitungskern bzw. Heat Kernel

$$U^*(\tilde{x}-y, t-\tau_u) = \begin{cases} \frac{1}{(4\pi(t-\tau_u))^{\frac{n}{2}}} \exp\left(\frac{-|\tilde{x}-y|^2}{4(t-\tau_u)}\right) & t \geq \tau_u \\ 0 & t < \tau_u \end{cases} \quad (6)$$

bezeichnet. Hierbei stellt  $|\tilde{x}-y|$  den örtlichen Abstand zur Punktquelle in die  $n$  Raumrichtungen und  $(t-\tau_u)$  den zeitlichen Abstand zum Dirac-Impuls dar. Die Kenntnis der Fundamentallösung (6) ermöglicht die Lösung des entsprechenden physikalischen Problems mit beliebigen Anfangsbedingungen durch Superposition der Fundamentallösung am gesamten Problemgebiet. Der Nachteil ist, dass nicht für alle physikalischen Problemstellungen die jeweilige Fundamentallösung bekannt bzw. herleitbar ist, so z. B. bei nichtlinearen und anisotropen Problemen. Bekannte Fundamentallösungen existieren neben der Wärmeleitungsgleichung auch für die Wellengleichung. Die Fundamentallösung in der Elastostatik wird als Kelvin-Lösung bezeichnet und aus den Navier-Cauchy'schen Gleichungen abgeleitet. Sie beschreibt die Lösung für eine Einzelkraft, welche an einem räumlich unendlichen Körper angreift. Lösungen für verteilte Kräfte lassen sich wiederum durch Superposition ermitteln [65]. Nachdem die Beiträge aller Einzelelemente zur Gesamtlösung bekannt sind, wird eine globale Koeffizientenmatrix aufgestellt und Rand- und Anfangsbedingungen implementiert. Diese Koeffizientenmatrix beschreibt ähnlich wie die Steifigkeitsmatrix in der FEM, das Antwortverhalten des gesamten Problemgebietes. Das daraus gebildete System an Gleichungen wird gelöst, wobei die Lösung der abhängigen Variablen zuerst nur am Rand ermittelt wird. Im Gegensatz zur Methode der Finiten Elemente kann die Lösung innerhalb des Randes erst nach der Bestimmung der Oberflächenlösung ermittelt werden. Die Lösung in jedem beliebigen Punkt im Inneren des Problemgebietes erfüllt dabei die problembeschrei-

bende Differentialgleichung exakt, da auch die zugrundeliegenden Fundamentallösungen exakte Lösungen des physikalischen Problems darstellen [48]. Dies ist ein weiteres wichtiges Charakteristikum der Methode der Randelemente im Vergleich zu der Methode der Finiten Differenzen, Finiten Elemente und Finiten Volumen, bei welchen die Lösung im Inneren des Problemgebietes durch Interpolation von benachbarten Knotenwerten gefunden wird. Dies stellt einen wichtigen Vorteil in der erzielbaren Genauigkeit des Ergebnisses der Randelementmethode dar. Ein weiterer Unterschied zur FEM in Bezug auf die Genauigkeit ergibt sich aus dem zugrundeliegenden Gleichungssystem. Die Methode der Randelemente liefert ein gemischtes Gleichungssystem, in dem die abhängige Variable, z. B. die Temperatur, unabhängig von deren lokalen Ableitung, dem Fluss, gelöst wird. Dies wird durch die Verwendung der Fundamentallösung und ihrer Ableitung innerhalb der Lösungsmethode erreicht (vgl. (47)). Im Gegensatz dazu wird bei der FEM die abhängige Variable zuerst gelöst und anschließend vom Ergebnis die lokale Ableitung gebildet. Die Wahl von z. B. linearen Ansatzfunktionen bedingt somit konstante Wärmeströme innerhalb eines finiten Elements, was nicht der physikalischen Natur der Wärmeleitung entspricht und somit die Ergebnisqualität vermindert [61]. Randelementmethoden sind deshalb sehr gut geeignet, Ableitungen von Feldfunktionen wie Flüsse, Spannungen, Dehnungen und Momente genau zu berechnen [64]. Ein großer Nachteil der Randelementmethode ist die Ausbildung von vollbesetzten Systemmatrizen. Im Gegensatz zur FEM, bei der zumeist dünnbesetzte Matrizen, Diagonal- oder Bandmatrizen auftreten, ist die numerische Lösung von Gleichungssystemen mit vollbesetzten Systemmatrizen ungleich aufwendiger und weniger effizient. Positiv hierbei äußert sich der Umstand, dass diese Matrizen bei der BEM aufgrund der geringeren Elementanzahl kleiner sind als jene der FEM.

Randelementmethoden können ihre Stärken vor allem in der Modellierung von physikalischen Problemen mit linearem und homogenem Materialverhalten ausspielen. Da Randelementformulierungen aufgrund ihrer zugrundeliegenden Fundamentallösung Randbedingungen im Unendlichen auf natürliche Weise erfüllen, eignet sich diese Methode vor allem auch für die Simulation physikalischer Probleme im unendlichen bzw. halb-unendlichen Raum. Anwendungsbeispiele dafür finden sich in der Akustik, z. B. in der Simulation von Schallreflektionen [66], in der Elektrotechnik, z. B. in der Simulation von elektromagnetischen Feldern um einen elektrischen Leiter [67] [68] oder in der Simulation von Untergrunddeformationen beim Tunnelbau [69]. Ein großes Anwendungsgebiet findet die BEM bei Problemen der Spannungskonzentration, wie sie in der Bruchmechanik auftreten. Durch die Randintegralbeschreibung können Spannungen an jedem beliebigen Ort des Problemgebietes exakt berechnet werden. Im Gegensatz zur Methode der Finiten Elemente entfällt dadurch die Notwendigkeit einer Netzverfeinerung in Gebieten erhöhter Spannungsgradienten. Zusätzlich kann der Rissfortschritt durch die einfache Vergrößerung der Oberfläche am Problemgebiet effizient und genau abgebildet werden [70]. Im Bereich der Um-

formtechnik wird die BEM unter Anderem in der Massivumformung eingesetzt. In [71] wird ein Modell beschrieben, bei dem am Werkzeug die Methode der Randelemente zur Simulation der elastischen Spannungen benutzt wird, während das plastische Bauteil mit der Methode der Finiten Elemente abgebildet wird. In [72] wird eine ähnliche FEM-BEM-Kopplung eines axialsymmetrischen Massivumformprozesses zur Berechnung der Temperatur im Werkzeugkörper beschrieben. In [73] werden weitere Anwendungen bei planaren und axialsymmetrischen Umformprozessen beschrieben. Ein Ansatz zur Optimierung von einfachen Kühlkanalstrukturen im Spritzgussprozess mit Hilfe der Randelementmethode wird in [74] beschrieben. Eine mechanisch-thermisch-elektromagnetische Kopplung von BEM und FEM zur Simulation des elektromagnetischen Umformprozesses wird in [75] dargestellt. Die BEM wird dabei zur Beschreibung des elektromagnetischen Feldes in der Umgebung der Spule verwendet. Für eine Anwendung der Randelementmethode speziell im Bereich des Presshärtens können über diese Arbeit hinaus keine Literaturquellen gefunden werden.

## 2.4 MATERIAL- UND SYSTEMPARAMETER

Es gibt drei Arten der Wärmeübertragung: Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung. Diese liefern die physikalische Erklärung für die Notwendigkeit einer thermo-mechanisch gekoppelten Betrachtung des Presshärtprozesses. Die Kenntnis über die Wirkungsweise der thermischen Materialparameter ist wichtig für die Modellbildung im Presshärtprozesses.

Als Systemparameter beeinflusst die thermische Kontakt-Wärmeübergangszahl den zeitlichen Temperaturverlauf in der Platine wesentlich [76]. In Kapitel 4.1 wird eine Methode zur Bestimmung der thermischen Kontakt-Wärmeübergangszahl beschrieben. Dazu wurde ein Versuchsaufbau zur Messung des transienten Temperaturverlaufes beim Abkühlen einer Blechprobe zwischen zwei Werkzeugen aufgebaut. Aus diesen Daten wird durch eine Minimierung des Fehlers zwischen den gemessenen und den simulierten Temperaturen die thermische Kontakt-Wärmeübergangszahl invers bestimmt.

### 2.4.1 Wärmeleitung

Die Wärmeleitung in einem Medium wird durch die Wärmeleitungsgleichung bzw. Diffusionsgleichung

$$\frac{\partial T(\vec{x}, t)}{\partial t} - a(T) \Delta T(\vec{x}, t) = 0 \quad (7)$$

	<i>22MnB5</i> [77]	<i>CR7V-L</i> [78]
20	12,5	7,2
100	12,1	7,1
200	11,7	6,9
500	8,6	5,6
700	3,4	4,0

Tabelle 2: Temperaturleitfähigkeiten der betrachteten Werkstoffe in  $\text{mm}^2 \text{s}^{-1}$ 

beschrieben. Sie beschreibt die zeitliche und örtliche Änderung der Temperatur eines Mediums ohne innere Wärmequellen. Die Gleichung ist konservativ, d. h. die Differenz aus ein- und ausströmender Wärmemenge in einem Punkt des betrachteten Mediums entspricht der zeitlichen Änderung seines Energieinhalts. Der Parameter  $a$  wird als Temperaturleitfähigkeit (9) bezeichnet. Die entsprechende inhomogene Wärmeleitungsgleichung ist in (5) dargestellt. Unter stationären Bedingungen geht (7) in die Laplace-Gleichung 8 über. Diese Gleichung kann nur durch einen zeitlich konstanten Temperaturgradienten im Medium erfüllt werden.

$$\Delta T(\vec{x}) = 0 \quad (8)$$

Die Temperaturleitfähigkeit  $a$  ist eine Materialeigenschaft, welche die zeitliche Veränderung der räumlichen Temperaturverteilung in einem Medium entsprechend Gleichung 9 bestimmt. Sie wird über die temperaturabhängigen Materialparameter Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ , Dichte  $\rho$  und die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  definiert.

$$a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p} \quad (9)$$

Werte für die Temperaturleitfähigkeiten der, in dieser Arbeit verwendeten bzw. untersuchten Werkstoffe *22MnB5* und *CR7V-L*, sind in Tabelle 2 aufgelistet. Die weiteren physikalischen Daten sind in den Tabellen 9 und 10 in Anhang A dargestellt.

Die Wärmeleitung innerhalb der Werkzeugkörper hat für den Prozess des Presshärtens eine sehr große Bedeutung. Wird die Platine als Wärmequelle und das Kühlsystem als Wärmesenke betrachtet, so definiert die Temperaturleitfähigkeit  $a$  die Arbeitstemperatur des Werkzeuges im späteren Serienprozess. Eine hohe Temperaturleitfähigkeit führt zu einem schnellen Transport der Wärme von der Platine zu den Kühlkanälen, was sich vorteilhaft auf die Zykluszeit des Prozesses auswirkt. Im Gegensatz dazu führen geringe Werte zu einem langsamen Wärmetransport, sodass mehr Wärme im Werkzeugkörper gespeichert bleibt. Dadurch erhöht sich die



Arbeitstemperatur der Werkzeuge, gemeinsam mit der Zykluszeit des Prozesses. Allgemein ist die Wärmestromdichte  $\dot{q}$

$$\dot{q} = \lambda \frac{dT}{dx}, \quad (10)$$

welche zu einem beliebigen Zeitpunkt durch einen beliebigen Körperpunkt strömt, proportional dem Temperaturgradienten an dem betrachteten Körperpunkt zum betrachteten Zeitpunkt mit der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  als Proportionalitätsfaktor. Die Wärmestromdichte ist von großer Bedeutung für die Bestimmung der thermischen Kontakt-Wärmeübergangszahl in Kapitel 4.

#### 2.4.2 Konvektion

Konvektion beschreibt die Wärmeübertragung infolge der Bewegung eines flüssigen oder gasförmigen Mediums, üblicherweise entlang eines festen Körpers. Dabei kann die Bewegung allein durch Dichteunterschiede aufgrund unterschiedlicher Temperaturen des Fluides (freie Konvektion) oder durch eine erzwungene Bewegung des Fluides (erzwungene Konvektion) auftreten. Konvektion tritt bei Presshärtewerkzeugen an sämtlichen Außenflächen mit Temperaturunterschieden zur Umgebung auf. Während der Einfluss der Konvektion auf den Wärmehaushalt bei gut gekühlten Werkzeugkörpern mit geringer Oberflächentemperatur eher gering ist, beeinflusst die Konvektion den Wärmehaushalt der temperierten Platine wesentlich.

Der phänomenologische Ansatz nach Newton beschreibt die übertragene Wärmestromdichte  $\dot{q}$  als Produkt der konvektiven Wärmeübergangszahl  $\alpha$  und der Temperaturdifferenz zwischen Körperoberfläche  $T_K$  und Umgebung  $T_\infty$ :

$$\dot{q} = \alpha(T_K - T_\infty) \quad (11)$$

Unter der Annahme einer konstanten konvektiven Wärmeübergangszahl  $\alpha$ , welche nur für geringe Temperaturunterschiede der physikalischen Realität entspricht, liefert die Lösung von (11) das bekannte Newton'sche Abkühlungsgesetz:

$$T = T_\infty + (T_0 - T_\infty)e^{-kt} \text{ mit } k = \frac{\alpha A}{mc_p}. \quad (12)$$

Im allgemeinen Fall ist  $\alpha$  jedoch keine Konstante, sondern von unterschiedlichen Parametern wie der Strömungsgeschwindigkeit, der Temperaturdifferenz und den Wärmeleitfähigkeiten von Körper und Medium abhängig, wobei (11) immer gültig bleibt. Die Schwierigkeit besteht nun in der Bestimmung von  $\alpha$ . Sowohl für die freie als auch die erzwungene Konvektion wurden

deshalb empirische Zusammenhänge auf Basis der dimensionslosen Nusselt-Zahl  $\alpha$  formuliert, welche eine Berechnung von  $\alpha$  in der Form

$$Nu = \frac{\alpha L}{\lambda} \quad (13)$$

ermöglichen. Die Nusselt-Zahl  $Nu$  stellt dabei das Verhältnis aus konvektivem Wärmeübergang zur Wärmeleitung des Festkörpers dar.

Für die Berechnung von  $Nu$  schlagen Incropera und DeWitt [79] im Fall der freien Konvektion an vertikalen Platten bei laminarer und turbulenter Strömung Gleichung (14) nach Churchill und Chu [80] für die meisten Ingenieursanwendungen als zweckmäßig vor. Diese definiert den konvektiven Wärmeübergang im Presshärtvorgang an den vertikalen Werkzeug-Außenflächen.

$$Nu = \left\{ 0,825 + \frac{0,387Ra^{1/6}}{\left[1 + (0,492/Pr)^{9/16}\right]^{8/27}} \right\}^2 \quad (14)$$

Dabei bezeichnet  $Ra$  die dimensionslose Kennzahl nach Rayleigh

$$Ra = \frac{g\alpha_{vol}(T_{\Gamma} - T_{\infty})L^3}{\nu a} \quad (15)$$

und  $Pr$  die dimensionslose Kennzahl nach Prandtl

$$Pr = \frac{\nu}{a}. \quad (16)$$

Nach (14) ergeben sich somit für eine vertikale Stahlplatte mit der Höhe  $L$ , der konstanten Oberflächentemperatur  $T_{\Gamma}$  und einer Umgebungstemperatur von  $T_{\infty} = 20^{\circ}C$ , mit den Stoffwerten von Luft, die in Abbildung 7 dargestellten konvektiven Wärmeübergangszahlen.

Für die freie Konvektion an horizontalen Platten, wie sie von großer Bedeutung für die freie Abkühlung der ruhenden Platine in waagrechter Position an Luft ist, gilt nach [79]

$$Nu = 0,54 Ra^{1/4} \quad \text{für} \quad (10^4 \leq Ra \leq 10^7) \quad (17)$$

$$Nu = 0,15 Ra^{1/3} \quad \text{für} \quad (10^7 \leq Ra \leq 10^{11}) \quad (18)$$

für die Oberseite und

$$Nu = 0,27 Ra^{1/4} \quad \text{für} \quad (10^5 \leq Ra \leq 10^{10}) \quad (19)$$

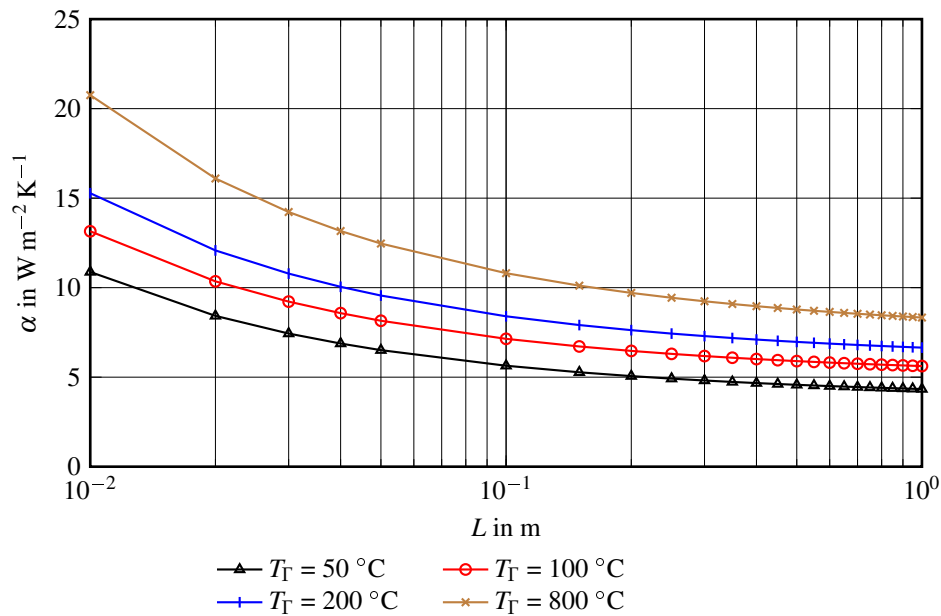


Abbildung 7: Konvektive Wärmeübergangszahl  $\alpha$  an einer vertikalen Platte in Abhängigkeit der Plattenhöhe  $L$  bei unterschiedlichen Oberflächentemperaturen  $T_\Gamma$  und einer Umgebungstemperatur von  $20^\circ\text{C}$ ; eigene Darstellung

für die Unterseite. Abbildung 8 stellt die Auswertung von (17) und (19) für zwei unterschiedliche Oberflächentemperaturen bei einer Umgebungstemperatur von  $T_\Gamma = 20^\circ\text{C}$  dar. Die charakteristische Länge  $L$  wird dabei als Verhältnis von Oberfläche  $A$  zum Umfang  $U$  definiert.

Der Unterschied in der konvektiven Wärmeabfuhr an der Ober- und Unterseite ist ein Ergebnis des Kamineffekts an der Oberseite der temperierten Platine und des Wärmestaus an der Unterseite. Auf die erzwungene Konvektion während des Transportes der Platine vom Ofen zur Presse wird nicht näher eingegangen, da die Einlegetemperatur in der Regel bekannt ist bzw. sehr einfach gemessen werden kann. Entsprechende Modelle können jedoch in der einschlägigen Literatur nachgelesen werden.

Zahlreiche Formulierungen für die Nusselt-Zahl existieren auch für die erzwungene Konvektion in zylindrischen Rohrströmungen. Hierbei gilt es die Fälle der laminaren und der turbulenten Rohrströmung zu unterscheiden. Ein wichtiges Charakteristikum für die Unterscheidung ist die Reynoldszahl

$$Re = \frac{vL}{\nu}. \quad (20)$$

Für Rohrströmungen wird als charakteristische Länge  $L$  meist der Innendurchmesser des Rohres angegeben. Unter dieser Voraussetzung wird von einer laminaren Strömung gesprochen wenn

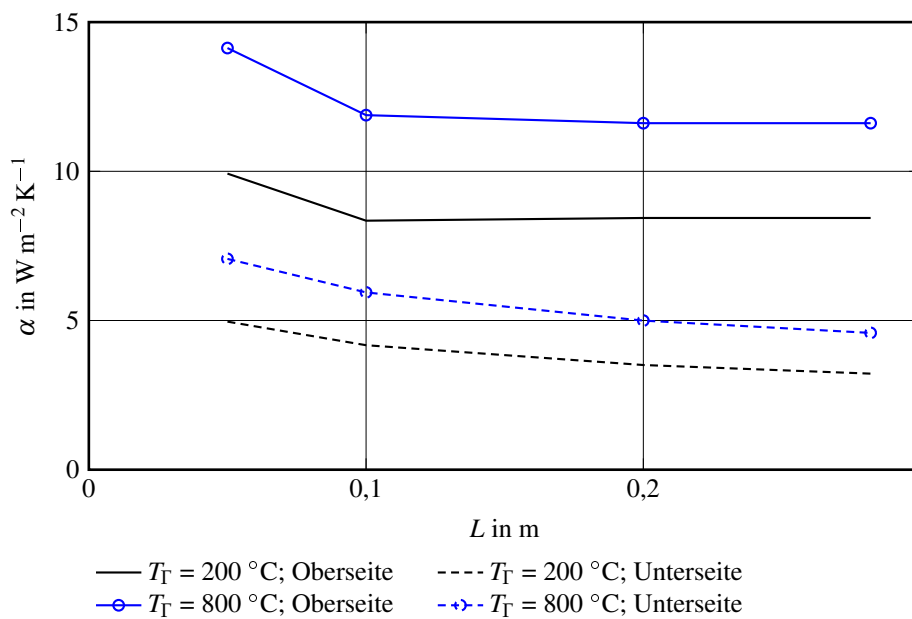


Abbildung 8: Konvektive Wärmeübergangszahl  $\alpha$  an einer horizontalen Platte in Abhängigkeit der charakteristischen Länge  $L = A/U$  bei unterschiedlichen Oberflächentemperaturen  $T_{\Gamma}$  und einer Umgebungstemperatur von  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; eigene Darstellung

$Re < 2300$  gilt und von einer turbulenten Strömung wenn  $Re > 4000$  gilt. In der dazwischenliegenden Übergangsphase ist der Zustand nicht eindeutig bestimmt.

Für den Fall einer laminaren Strömung entspricht die Nusselt-Zahl für voll entwickelte Strömungen dem Ausdruck  $Nu = 3,66$  bei einer konstanten Oberflächentemperatur und  $Nu = 4,36$  bei einem konstanten Oberflächen-Wärmestrom [79]. Für den konvektiven Wärmeübergang ergeben sich somit für eine Wassertemperatur von  $25\text{ }^{\circ}\text{C}$  und einem Rohrdurchmesser von 8 mm Werte von  $\alpha_K \approx 280\text{ W m}^{-2} \text{K}^{-1}$  bzw.  $\alpha_K \approx 330\text{ W m}^{-2} \text{K}^{-1}$ . Diese geringen Wärmeübergangswerte werden in der Praxis des Presshärtens kaum erreicht, da für Serienanwendungen Strömungsgeschwindigkeiten im stark turbulenten Bereich angestrebt werden, um den Wärmeentzug an den Kühlkanalwänden des Presshärtwerkzeuges möglichst hoch zu halten. Für die turbulente Rohrströmung wird in [79] die Beziehung nach Gnielinski

$$Nu = \frac{(f/8)(Re - 1000)Pr}{1 + 12.7(f/8)^{1/2}(Pr^{2/3} - 1)} \quad (21)$$

mit dem Gültigkeitsbereich von

$$0,5 \leq Pr \leq 2 \times 10^3 \quad \text{und} \quad 3 \times 10^3 \leq Re \leq 5 \times 10^6$$

vorgeschlagen. Die Bestimmung des Reibfaktors  $f$  erfolgt entweder mit dem Moody-Diagramm [79] oder nach

$$f = (0,79 \ln Re - 1,64)^{-2}, \quad (22)$$

wobei hier derselbe Gültigkeitsbereich für  $Re$  wie in (21) gilt. Neben dem großen Gültigkeitsbereich für die Reynolds-Zahl inklusive des turbulenten Übergangsbereichs wird hier auch die Oberflächenrauheit durch den Reibfaktor  $f$  berücksichtigt.

Für eine vollständig turbulente Strömung und glatte Oberflächen kann auch die einfachere Beziehung nach Dittus-Boelter [79]

$$Nu = 0,023 Re^{4/5} Pr^\xi \quad (23)$$

$$\xi = 0,4/0,3 \text{ für Erwärmung / Abkühlung des Fluides}$$

$$0,6 \leq Pr \leq 160 \quad Re \gtrsim 10000 \quad \frac{L}{D} \gtrsim 10$$

verwendet werden.

Eine Strömungssituation im Übergangsbereich zwischen turbulent und laminar tritt bei Annahme eines Rohrdurchmesser von  $L = 8 \text{ mm}$ <sup>4</sup> und Wasser als Strömungsmedium bei  $25^\circ\text{C}$  und 1 bar, bei einer Strömungsgeschwindigkeit von  $v \approx 0,3 \text{ m s}^{-1}$  auf. Hier können nach [79] zwar auch die Bedingungen für turbulente Strömungen nach (21) und (23) verwendet werden, wobei allerdings darauf zu achten ist, dass die Nusselt-Zahl und somit auch die konvektive Wärmeübergangszahl für diesen Fall als generell zu groß berechnet wird. Konkret ist Gleichung (21) zu bevorzugen, da diese genauere Werte vor allem im turbulenten Übergangsbereich liefert als (23).

Eine vollständige Übersicht über die unterschiedlichen Modelle zur Bestimmung der Nusselt-Zahl und deren Gültigkeitsbereiche ist in [79] dargestellt.

### 2.4.3 Wärmestrahlung

Im Gegensatz zur Wärmeleitung und Konvektion benötigt die Wärmestrahlung kein Medium für die Energieübertragung von einem temperierten Körper an die Umgebung oder zu einem kälteren Körper. Die Ursache für die Wärmestrahlung sind thermisch angeregte atomare Zustände, durch welche elektromagnetische Strahlung emittiert wird. Der Spektralbereich der elektromagnetischen Wärmestrahlung liegt zwischen  $10^{-3} \text{ m}$  und  $7,8 \cdot 10^{-7} \text{ m}$  und wird auch als Infrarotbereich bezeichnet.

<sup>4</sup> Dieser Wert wurde für das Umformwerkzeug in Kapitel 5 verwendet

Da Stefan-Boltzmann-Gesetz nach (26) beschreibt die Strahlungsleistung  $E_b$ , welche von einem schwarzen Strahler bei absoluter Temperatur  $T_{abs}$  über alle Frequenzbereiche richtungsunabhängig emittiert wird. Die Stefan-Boltzmann-Konstante  $\sigma$  ist eine Naturkonstante und beträgt  $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2/\text{K}^4$ .

$$E_b = \sigma T_{abs}^4 \quad (24)$$

Ein schwarzer Körper absorbiert aber auch Strahlung aus der Umgebung, falls diese eine Temperatur über dem absoluten Nullpunkt besitzt. Diese absorbierte Strahlung

$$E_{b,abs} = \sigma T_{\infty}^4 \quad (25)$$

vermindert die theoretisch abgegebene Wärmestromdichte aus (26). Somit errechnet sich die, von einem schwarzen Körper entzogene Wärmestromdichte bei temperierter Umgebung wie folgt:

$$E_{b,tat} = \sigma (T_{abs}^4 - T_{\infty}^4). \quad (26)$$

Der schwarze Strahler ist eine physikalische Idealvorstellung: es gibt keinen Körper, der mehr Strahlung emittiert und absorbiert. In der Realität emittieren alle Körper eine geringere Strahlungsleistung im Vergleich zum schwarzen Strahler. Es ist somit zweckmäßig, die Emissivität  $\varepsilon$  als Verhältnis der Strahlungsleistung eines realen Körpers  $E$  zu jener des schwarzen Strahlers einzuführen:

$$\varepsilon = \frac{E}{E_b}. \quad (27)$$

Die Emissivität eines Körpers ist keine Konstante, sondern eine Funktion der Temperatur und der Wellenlänge. Das bedeutet, dass die Strahlungsintensität, die von einem realen Körper abgestrahlt wird, nicht über den gesamten Spektralbereich konstant ist. Vielmehr besitzt jedes Material eine bestimmte Strahlungscharakteristik, welche von der Temperatur und vom Oberflächenzustand abhängig ist. Für den schwarzen Körper wird diese durch das Planck'sche Strahlungsgesetz in Form der spektralen spezifischen Ausstrahlung

$$M_v^0(T, \lambda_M) = \frac{2\pi h_M v_c^2}{\lambda_M^5} \frac{1}{e^{\left(\frac{h_M v_c}{\lambda_M h_M T}\right)} - 1} \quad (28)$$

ausgedrückt und in Abbildung 9 dargestellt.

Mit zunehmender Temperatur verschiebt sich das Maximum der Strahlungsintensität zu kürzeren Wellenlängen, was durch das Wiensche Verschiebungsgesetz durch Nullsetzen der Ableitung von  $M_v^0$  nach  $\lambda_M$  ausgedrückt werden kann. Dieser Umstand muss in der Temperaturmessung

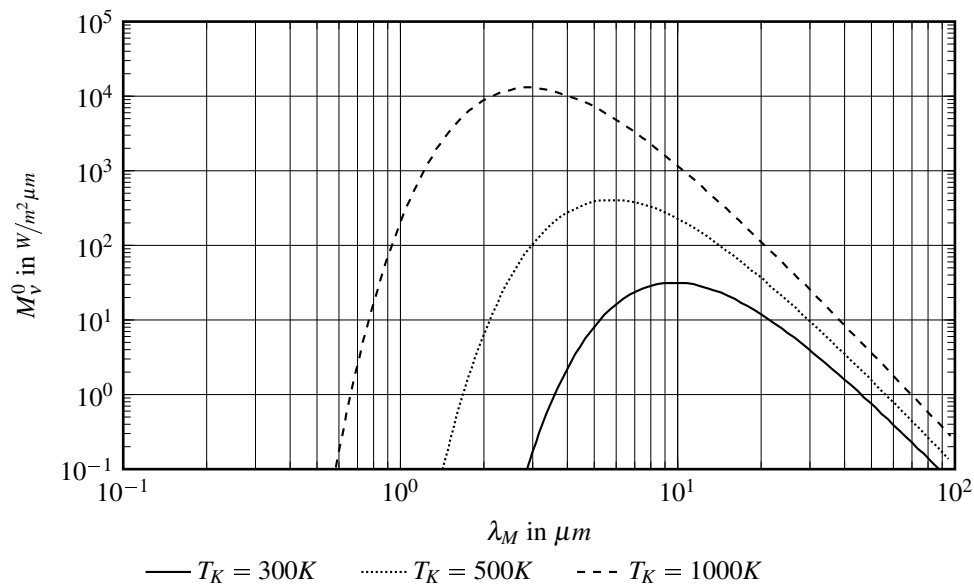


Abbildung 9: Spektrale spezifische Ausstrahlung  $M_v^0$  als Funktion der Wellenlänge  $\lambda_M$  bei drei Oberflächentemperaturen; eigene Darstellung

mittels Thermografie berücksichtigt werden, da die Sensoren von Spektralpyrometern die Strahlungsintensität als Ergebnis der Integration von  $M_v^0$  über den entsprechenden Spektralbereich erfassen, woraus die Oberflächentemperatur des Messobjektes berechnet wird. Abhängig vom erfassbaren Spektralbereich des Sensors und der Objekttemperatur ändert sich somit die erfasste Strahlungsintensität des Sensors. Stabile, genaue Messungen können in der Regel nur bei hohen Strahlungsintensitäten durchgeführt werden. Aus diesem Grund werden in der vorliegenden Arbeit Spektral- und Quotientenpyrometer mit unterschiedlichen Spektralbereichen zur Messung der Oberflächentemperatur der Platine eingesetzt. Die Messungen bei hohen Temperaturen von 300 °C bis 1000 °C werden bei Wellenlängen von 1  $\mu\text{m}$  bis 1,7  $\mu\text{m}$  durchgeführt, während die Messung der Blech-Entnahmetemperatur unter 300 °C bei Wellenlängen von 8  $\mu\text{m}$  bis 14  $\mu\text{m}$  durchgeführt wird (siehe dazu auch Kapitel 5). Da die Strahlungsintensitäten nur in einem sehr schmalen Frequenzbereich erfasst werden, muss auch die Emissivität des Materials auf genau diesen Spektralbereich bezogen und kalibriert werden. Zusätzlich ist die Emissivität abhängig vom Oberflächenzustand und von der Temperatur, dargestellt in Abbildung 10. In der vorliegenden Arbeit wurde die Kalibrierung der verwendeten Pyrometer beim Hersteller durchgeführt.

Eine Möglichkeit, die variierende Emissivität von Materialien während der Messung zu kompensieren ist die Verwendung von Quotientenpyrometern anstatt von Spektralpyrometern. Diese Sensoren bestimmen nach (29) die Oberflächentemperatur von Objekten durch Quotientenbildung der Strahlungsintensitäten in zwei unterschiedlichen Spektralbereichen [85]. Eine wellenlängenneutrale Änderung des Emissionskoeffizienten kann somit kompensiert werden, was für

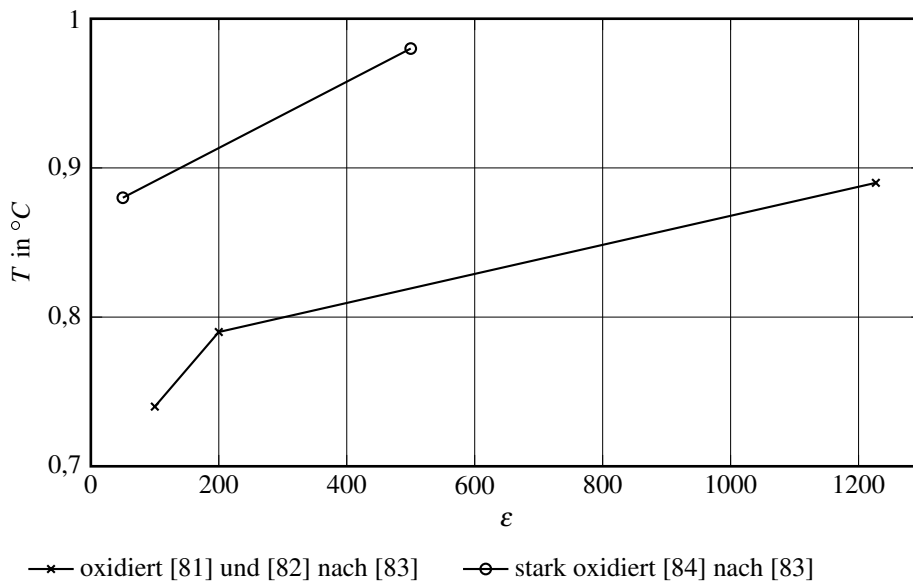


Abbildung 10: Temperaturabhängige Emissivität oxidierter Stahloberflächen, Richtwerte

Stähle im Bereich der betrachteten Wellenlängen näherungsweise gültig ist. Für die praktische Temperaturmessung muss die Strahlungsintensität genügend groß sein, weshalb dieser Pyromertyp erst für Temperaturen oberhalb  $600^{\circ}\text{C}$  eingesetzt wird.

$$\frac{1}{T_{\text{Messung}}} = \frac{1}{T_{\text{Real}}} + \frac{k_M}{h_M \nu_c} \frac{\lambda_{M1}}{\lambda_{M1} - \lambda_{M2}} \ln \left( \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} \right) \quad (29)$$

Unter Verwendung der Materialdaten für 22MnB5 aus Tabelle 2 und der konvektiven Wärmeübergangszahlen  $\alpha$  aus Abbildung 8 für die Ober- und die Unterseite einer kreisrunden Platine, kann die Emissivität  $\varepsilon$  für die Anwendung in der Simulation entsprechend (26) und (27) bestimmt werden. Dazu wird eine Fehlerminimierung zwischen Messung und Simulation durch eine sequentielle Optimierung, ähnlich wie in Kapitel 4.2, durchgeführt. Das Ergebnis von  $\varepsilon = 0,95$  für das unbeschichtete und  $\varepsilon = 0,87$  für das Al-Si-beschichtete Platinenmaterial ist in den Abbildungen 11 und 12 dargestellt. Dabei konnte festgestellt werden, dass für die Simulation mit guter Näherung ein temperaturunabhängiger Emissionskoeffizient verwendet werden kann.

#### 2.4.4 Kontakt-Wärmeübergangszahl

Die Kontakt-Wärmeübergangszahl  $\alpha_K$  ist neben der Temperaturleitfähigkeit  $a$  ein sehr wichtiger Einflussparameter in der Beschreibung von Presshärtprozessen, da dieser die Abkühlrate der



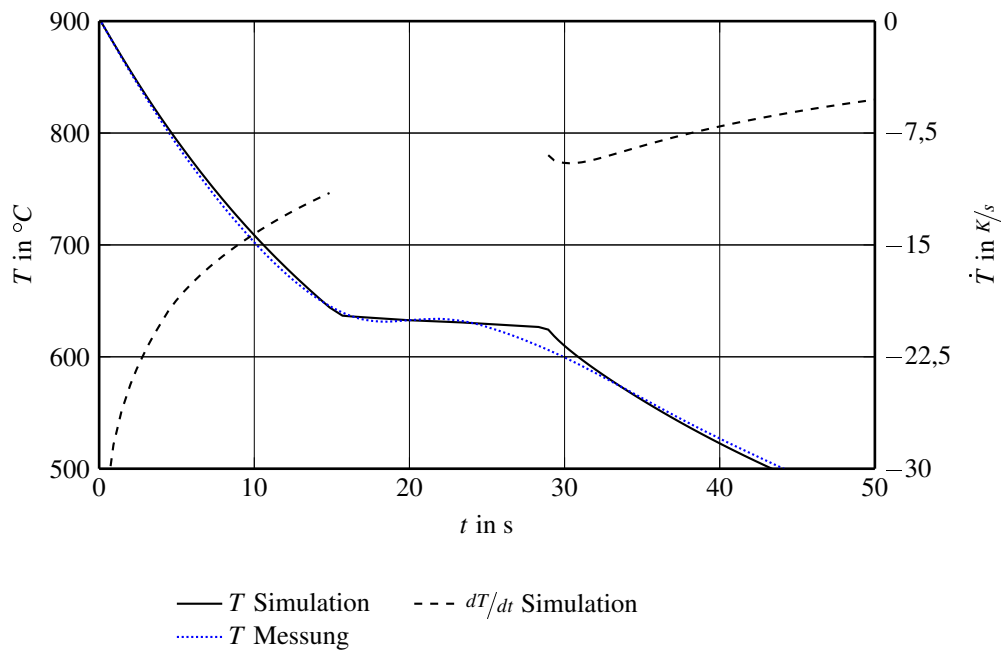


Abbildung 11: Temperaturverlauf aus Messung und Simulation für die Abkühlung an Luft für 22MnB5 unbeschichtet:  $s = 1,5\text{mm}$ ;  $LH = 640\text{MJm}^{-3}$ ;  $\varepsilon = 0,95$ ; eigene Darstellung

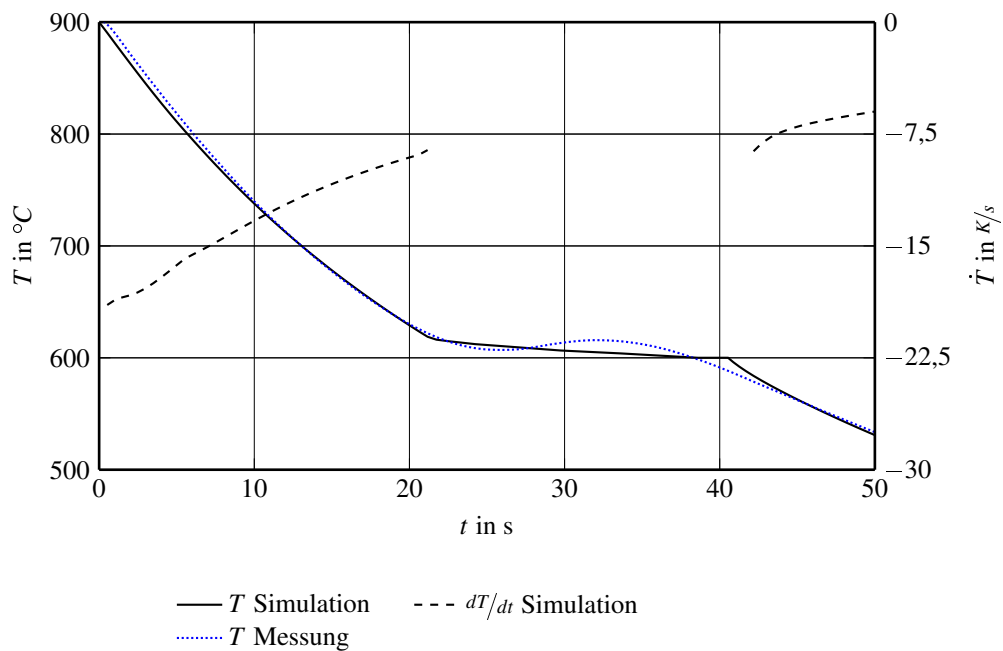


Abbildung 12: Temperaturverlauf aus Messung und Simulation für die Abkühlung an Luft für 22MnB5 Al-Si-beschichtet:  $s = 1,75\text{mm}$ ;  $LH = 640\text{MJm}^{-3}$ ;  $\varepsilon = 0,85$ ; eigene Darstellung

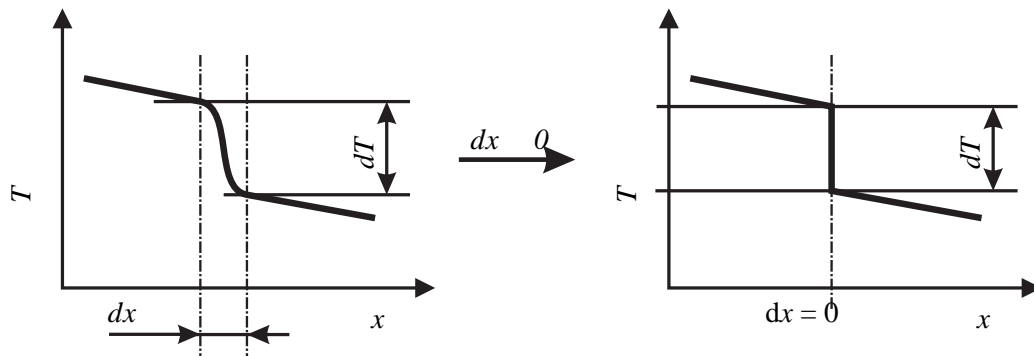


Abbildung 13: Temperaturverlauf zweier sich kontaktierender Körper unterschiedlicher Temperatur an der Kontaktstelle (links: reale Situation, rechts: Modell); eigene Darstellung

Platine maßgeblich bestimmt. Allgemein bestimmt er jene spezifische Wärmemenge bzw. Wärmestromdichte

$$\dot{q} = \alpha_K (T_{KA} - T_{KB}) = \frac{1}{R} (T_{KA} - T_{KB}), \quad (30)$$

welche über die Kontaktfläche zwischen zwei Körpern unterschiedlicher Temperatur ausgetauscht wird.

Der Kehrwert der Kontakt-Wärmeübergangszahl wird als thermischer Kontaktwiderstand  $R$  bezeichnet. Formal entspricht diese Wärmestromdichte  $\dot{q}$  jener der konvektiven Wärmeübertragung (Gleichung 11) mit dem Unterschied, dass die Temperaturdifferenz zwischen den sich kontaktierenden Körpern  $T_{KA}$  und  $T_{KB}$  gebildet wird.

In Abbildung 13 ist das Prinzip des thermischen Kontaktes dargestellt. An der Kontaktzone bildet sich ein Temperatursprung aus, dessen Höhe umgekehrt proportional zu  $\alpha_K$  ist. Die Breite der Kontaktzone bei technischen Oberflächen liegt ungefähr im Bereich der Oberflächenrauheit von  $1 \mu\text{m}$  bis  $100 \mu\text{m}$ . Aus diesem Grund kann auch die vereinfachte Modellvorstellung des Temperatursprunges an der Kontaktzone mit guter Näherung angenommen werden. Tatsächlich wird sich ein lokal sehr unterschiedlicher Wärmeübergang einstellen. In Bereichen, wo sich Rauheitsspitzen der Oberflächen berühren kann die Wärme ungehindert fließen, in Bereichen mit Zwischenstoffen wird der Wärmestrom behindert. Abbildung 14 zeigt schematisch den Verlauf der Kontakt-Wärmeübergangszahl. Dabei werden die Bereiche „Spalt“ und „Kontaktdruck“ unterschieden. Somit ist es möglich, einen sogenannten Nahkontakt mit einer geringen Spaltbreite zwischen den potentiellen Kontaktkörpern zu definieren. Diese Modellbildung ist in den meisten Simulationsprogrammen möglich und erleichtert die Modellierung des Wärmeübergangs von geringen Spaltbreiten im Bereich von  $< 1 \text{ mm}$ .

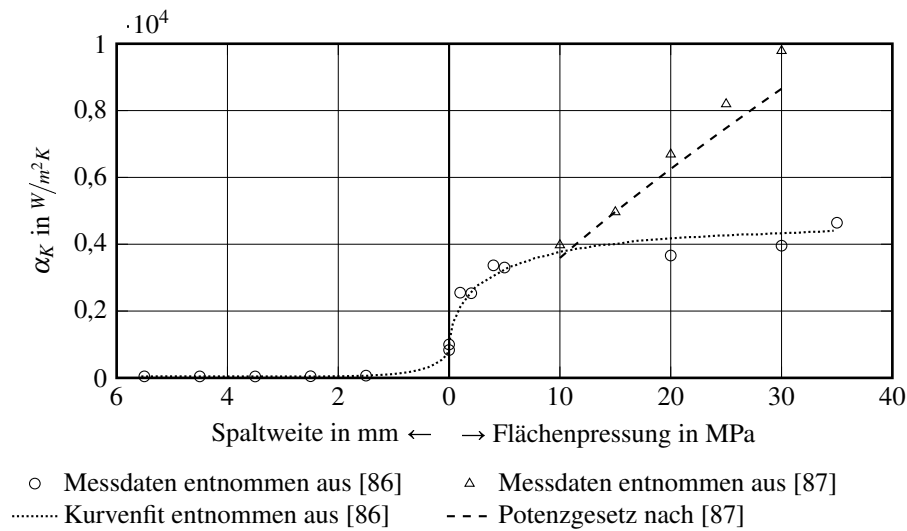


Abbildung 14: Druck- und Spaltabhängigkeit der Kontakt-Wärmeübergangszahl  $\alpha_K$  am Beispiel von experimentell ermittelten Daten nach Hoff [86] (22MnB5+AlSi,  $s = 2,5$  mm, Werkzeug 1.2379) und nach Abdulhay, Bourouga und Dessain [87] (USIBOR 1500P,  $s = 1,55$  mm, Werkzeug Z160CDV12)

Das Aufstellen der Energiebilanz an der Kontaktzone und die Annahme, dass in der Kontaktzone keine Energie gespeichert werden kann, liefert mit (10) den Zusammenhang

$$\lambda_A \frac{dT_{KA}}{dx} = \alpha_K \cdot (T_{KA} - T_{KB}) = \lambda_B \frac{dT_{KB}}{dx}, \quad (31)$$

welcher das Energiegleichgewicht an der Kontaktzone ausdrückt.

Die Kontakt-Wärmeleitfähigkeit  $\alpha_K$  kann aufgrund ihrer zahlreichen Einflussfaktoren wie Material, Oberflächenzustand, Zwischenstoff und Kontaktdruck nur experimentell bestimmt werden. Dazu wurden einige Arbeiten veröffentlicht, welche für unterschiedliche Materialkombinationen Werte für den thermischen Kontaktwiderstand beim Presshärtprozess angeben, dargestellt in Abbildung 14. Die Ergebnisse sind sehr stark vom verwendeten experimentellen Versuchsaufbau und der Auswertemethodik abhängig und unterschieden sich deutlich voneinander. So wurden die Kontakt-Wärmeübergangszahlen von Hoff [86] aus Temperaturmessungen während der Abkühlung einer Platine zwischen zwei Plattenwerkzeugen durch Variation der Kontakt-Wärmeübergangszahl an einem FEM-Modell bestimmt. Die Werte von Abdulhay, Bourouga und Dessain [87] wurden anhand von Temperaturmessungen an einem realen Werkzeug mit U-Profil auf Basis einer inversen Berechnung der Werkzeug- und Platinen-Oberflächentemperatur bestimmt. Es ist somit unbedingt notwendig, für die jeweils eingesetzte Materialkombination Werkzeug-Bauteil spezifische Werte zu bestimmen und diese mit Realversuchen zu verifizieren.

Leerseite

## ZIELSETZUNG

---

In dieser Arbeit wird eine durchgängige Simulationsmethode, beginnend in der frühen Konstruktionsphase bis hin zur Gesamtsimulation des Presshärtprozesses, dargestellt und verifiziert. Der Arbeitsschwerpunkt liegt dabei auf der Simulation der thermischen Situation der Werkzeuge. Drei Aspekte werden in dieser Arbeit besonders hervorgehoben:

- Die Methode soll dem Werkzeugkonstrukteur mittels Prinzipsimulationen schon in der Entwurfsphase quantitative Aussagen über die erzielbare Abkühlrate am Bauteil liefern.
- Die Methode soll eine Simulation der Werkzeug-Arbeitstemperaturen während des Konstruktionsprozesses ermöglichen und Hinweise auf die zu erwartende Kühlleistung des Werkzeuges liefern.
- Die Temperaturergebnisse aus der Methode sollen als Anfangs- und Randbedingungen für nachfolgende Prozesssimulationen verwertbar sein.

Abbildung 15 gibt farblich hervorgehoben eine Übersicht über die wesentlichen Arbeitsinhalte.

**Prinzipsimulationen** sollen auf einfache Art und Weise eine Vorhersage der erzielbaren Abkühlraten am Bauteil in Abhängigkeit der Materialkombination Werkzeug/Platine, der Kontaktsituation, der mittleren Strömungsgeschwindigkeit im Kühlsystem und der Geometrie liefern. Diese Information ist für den Presshärtprozess von großer Wichtigkeit und beeinflusst die nachfolgende Werkzeugkonstruktion maßgeblich.

Die **Konstruktion**, insbesondere der Abstand der Kühlkanäle zur Werkzeug-Aktivfläche hin, kann auf Basis der Ergebnisse aus den Prinzipsimulationen zielgerichtet in Hinblick auf die thermische Situation des Werkzeuges durchgeführt werden.

Die **Simulation der Werkzeug-Arbeitstemperatur** stellt den Kern der Arbeit dar. Die Methode soll derart gestaltet sein, dass sie vom Konstrukteur während des Konstruktionsprozesses angewandt werden kann. Dabei werden die Werkzeugkörper vom thermo-mechanischen Umformprozess losgelöst und allein thermisch betrachtet. Die Energiezufuhr aus der Platine wird dabei durch eine thermische Randbedingung ersetzt. Für die Simulation wird die Methode der Randelemente verwendet, welche die Temperatur am Werkzeugkörper auf Basis eines reinen Oberflächennetzes bestimmt. Dieses kann vom Werkzeugkonstrukteur direkt in der CAD-Software erstellt werden. Aufgrund der komplexen Geometrie von Presshärtwerkzeugen und die damit einhergehende hohe Anzahl an Freiheitsgraden, ist die Anwendung von schnellen Lösungsmethoden notwendig.

### 3 ZIELSETZUNG

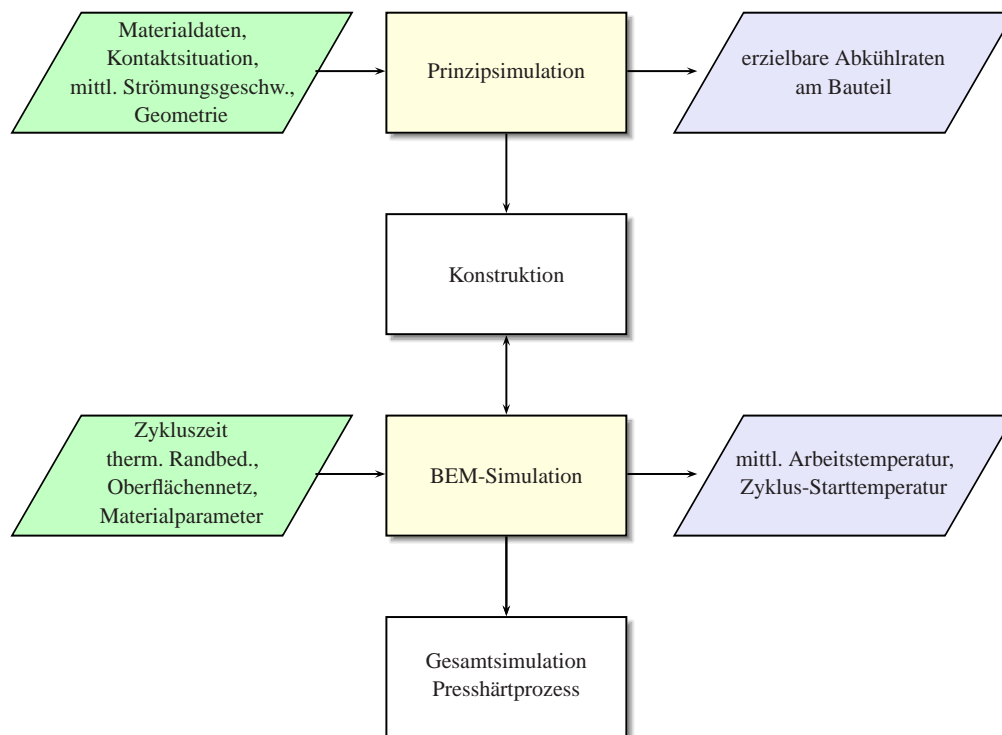


Abbildung 15: Zielsetzung der Arbeit: Unterstützung der Werkzeugkonstruktion durch Prinzipisimulationen und Simulation der Werkzeug-Arbeitstemperaturen im zyklischen Serienprozess; eigene Darstellung

Diese wurden parallel zu dieser Arbeit entwickelt [88] und in dieser Arbeit auf die vorliegende Problemstellung im Rahmen des Presshärtprozesses angewandt.

Die Werkzeug-Arbeitstemperatur soll als Eingabeparameter für weitere **Gesamtsimulationen des Presshärtprozesses** dienen. Simulationsingenieure besitzen dadurch schon in der frühen Modellbildungsphase Informationen über den zu erwartenden thermischen Zustand der Werkzeuge und können diesen in der Modellbildung berücksichtigen. Dabei können die zuvor ermittelten Temperaturen als Randbedingung auf ein Schalenmodell der Werkzeuge oder als Anfangsbedingung auf ein Volumenmodell der Werkzeuge übertragen werden.

Sowohl für die Prinzipisimulation als auch für die Gesamtsimulation des Presshärtprozesses ist die Kenntnis von Material- und Systemparameter notwendig. Nach [76] ist die thermische Kontakt-Wärmeübergangszahl neben der Fließspannung und dem Reibkoeffizient ein signifikant wichtiger Parameter in der Simulation von Presshärtprozessen. Da sich die vorliegende Arbeit auf die thermische Simulation der Werkzeuge konzentriert und die Kontakt-Wärmeübergangszahl eine wesentliche Randbedingung dafür darstellt, wird diese im Rahmen dieser Arbeit experimentell ermittelt. Dazu wurde ein Versuchsstand aufgebaut und eine Methode zur Bestimmung der thermischen Kontakt-Wärmeübergangszahl entwickelt. Somit können die notwendigen Da-

ten für unterschiedliche Materialkombinationen in Abhängigkeit der Kontaktsituation bestimmt und als Eingabeparameter für die genannten Simulationen bereitgestellt werden.

Für die Verifizierung der, in dieser Arbeit durchgeführten Simulationen, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Versuchswerkzeug für den Presshärtprozess aufgebaut. Dabei wurde auf eine seriennahe Ausführung geachtet, damit die ermittelten Daten auch für die Anwendung im industriellen Presshärtprozess zur Verfügung stehen.

Leerseite



## KONTAKT-WÄRMEÜBERGANGSZAHL

---

Wie in Kapitel 2.4.4 dargestellt, existieren unterschiedliche Methoden zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl mit stark variierenden Ergebnissen. Für die Simulation eines spezifischen Presshärtprozesses mit abweichenden Bauteil- und Werkzeugmaterialien in Bezug auf die Literaturquellen können somit Werte für die Kontakt-Wärmeübergangszahlen nicht ohne weiteres übernommen werden. In diesem Kapitel wird ein Versuchsaufbau und eine Auswertemethode beschrieben, um diese Daten experimentell an unterschiedlichen Materialkombinationen bestimmen und als Eingabeparameter für Simulationen zur Verfügung stellen zu können.

### 4.1 VERSUCHSAUFBAU ZUR BESTIMMUNG DER KONTAKT-WÄRMEÜBERGANGSZAHL

Die experimentelle Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl wurde an einem Versuchsstand, dargestellt in Abbildung 16, durchgeführt. In dem Versuchsstand wird eine Platinenprobe mit einem Durchmesser von  $d = 20\text{mm}$  und einer Dicke von mind. 1 mm in einem Muffelofen auf bis zu  $1000^\circ\text{C}$  aufgeheizt, mit einer Schwenkeinrichtung zwischen zwei zylindrische, ungekühlte Werkzeuge axialsymmetrisch positioniert und bei definiertem Kontaktdruck zwischen den Werkzeugen abgekühlt. Während des Abkühlvorganges werden die Temperaturen an jeweils max. fünf Messpunkten in den Werkzeugen (Abbildung 17b) und an einem Messpunkt in der Platine (Abbildung 17a) erfasst und mit einer Abtastrate von 4,5 Hz aufgezeichnet.

Der geschlossene Zustand der Presse wird mittels eines induktiven Näherungsschalters detektiert und die voreingestellte Pressenkraft wird innerhalb von 0,2 s aufgebracht. Um eine möglichst geringe thermische Trägheit der Temperaturmessung zu gewährleisten, werden Thermoelement-Drähte vom Typ K (NiCr–Ni) mit einem Durchmesser von  $d = 0,1\text{mm}$  positionsgenau auf die Oberfläche des geteilten Stempels mittels Laser aufgeschweißt, dargestellt in Abbildung 17b. Der Abstand des ersten Thermoelementes zur Oberfläche beträgt 1,5 mm mit einer weiteren Teilung von 3 mm und einer absoluten Positioniergenauigkeit von  $\pm 0,15\text{mm}$ . In die Platinenprobe wird eine Erodierbohrung mit  $d = 0,3\text{mm}$  in die Mittenebene des Bleches eingebracht (Abbildung 17a). Die Platinentemperatur wird am Grund dieser Bohrung, in der Mitte der Probe, mit einem Mantelthermoelement vom Typ N (NiCrSi–NiSi) und einem Durchmesser von  $d = 0,25\text{mm}$  ge-

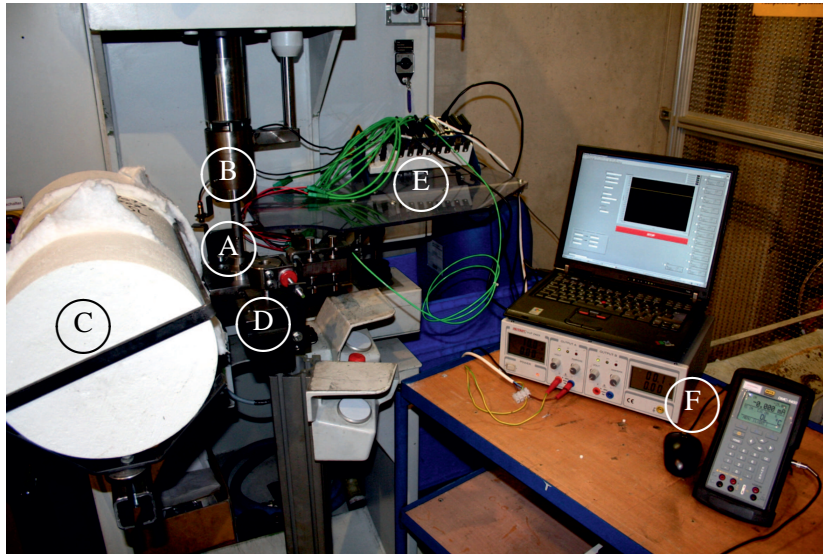


Abbildung 16: Versuchsaufbau zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl  $\alpha_K$ ; A... Werkzeuge, B... Presse, C... Muffelofen, D... Schwenkeinrichtung, E... Datenerfassungssystem, F... Peripherie; eigene Darstellung

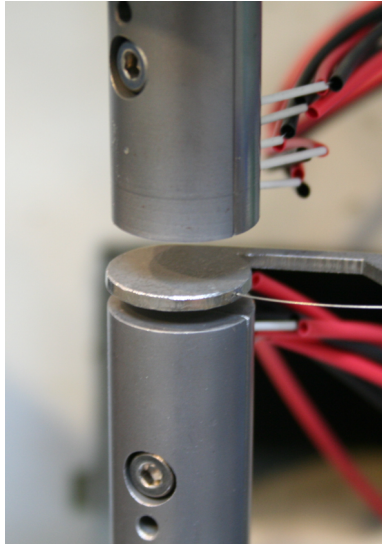
messen. Durch Verwendung dieser dünnen Thermoelemente werden Zeitkonstanten<sup>1</sup>  $\leq 0,2\text{ s}$  [89] erreicht.

Abbildung 17c zeigt den Aufbau zur Einstellung eines definierten Spalts zwischen Werkzeug und Platinenprobe. Dabei wird je eine Hülse mit derselben Höhe wie das jeweilige Werkzeug über diese geschoben und mittels Präzisions-Lehrenbänder entsprechend der gewünschten Spaltweite unterlegt und befestigt. Der Überstand der Hülsen, wodurch der Schließweg der Presse begrenzt wird, definiert somit den Spalt. Die Kronenform dieser Hülse soll den Wärmeentzug aus der Platine aufgrund des Kontaktes zur Hülse reduzieren.

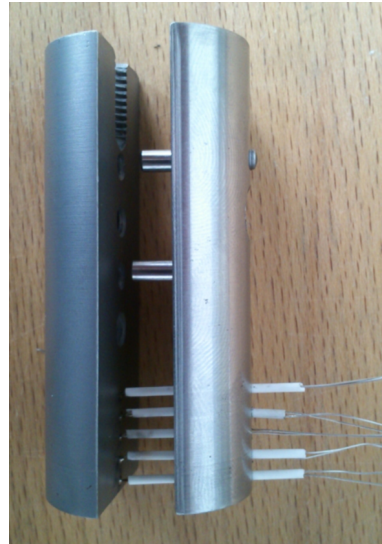
Die Werkzeuge zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl werden mit dem zu untersuchenden Zustand gefertigt. Die Oberflächenrauheit und die Materialhärte sind für den zu untersuchenden Prozess repräsentativ. In der vorliegenden Arbeit wurde das Werkzeugmaterial der Güte CR7V-L (siehe auch Kapitel 5) mit einer Härte von 54 HRC untersucht. Die Werkzeug-Aktivflächen waren geschliffen. Als Platinenmaterial wurde die Presshärte MBW-K<sup>®</sup>1500 unbeschichtet und MBW<sup>®</sup>1500 AS, beide von ThyssenKrupp, verwendet. Abbildung 18 zeigt exemplarisch das Temperatur-Messergebnis von jeweils drei Messpunkten in den Werkzeugen und einem Messpunkt in der Platine der Materialkombination CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup>1500 bei 10 MPa Kontaktdruck und einer Blechdicke von 1,75 mm. Die Nummerierung der Messpunkte bezieht sich dabei auf die Skizze in Abbildung 17d. Ungefähr 0,2 s nach dem Schließen der Werkzeuge

<sup>1</sup> Zeit, um die Masse des Thermoelements im Bereich der Messstelle auf die tatsächlich zu messende Temperatur zu bringen

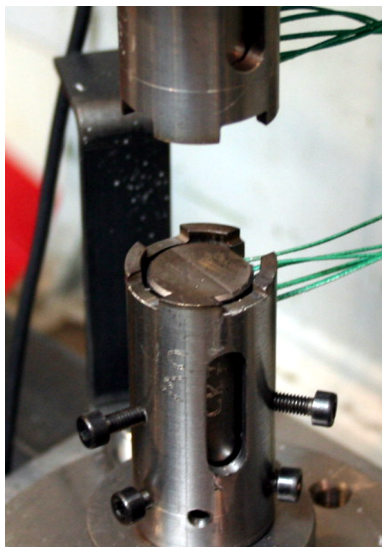
#### 4.1 Versuchsaufbau zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl



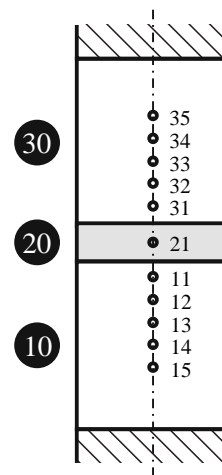
(a) Messkonfiguration des Versuchszustandes mit Positionierung eines Mantelthermoelementes in der Platinenmitte



(b) Geteiltes Werkzeug mit aufgeschweißten und isolierten Thermodrähten



(c) Aufbau zur Spaltnessung mit Distanzhülse



(d) Modell Skizze: 10 ... Unterwerkzeug, 20 ... Platine, 30 ... Oberwerkzeug, 11-15 ... Messpunkte Unterwerkzeug, 21 ... Messpunkt Platine, 31-35 ... Messpunkt Oberwerkzeug

Abbildung 17: Werkzeuge des Versuchsaufbaus aus Abbildung 16; eigene Darstellung

#### 4 KONTAKT-WÄRMEÜBERGANGSZAHL

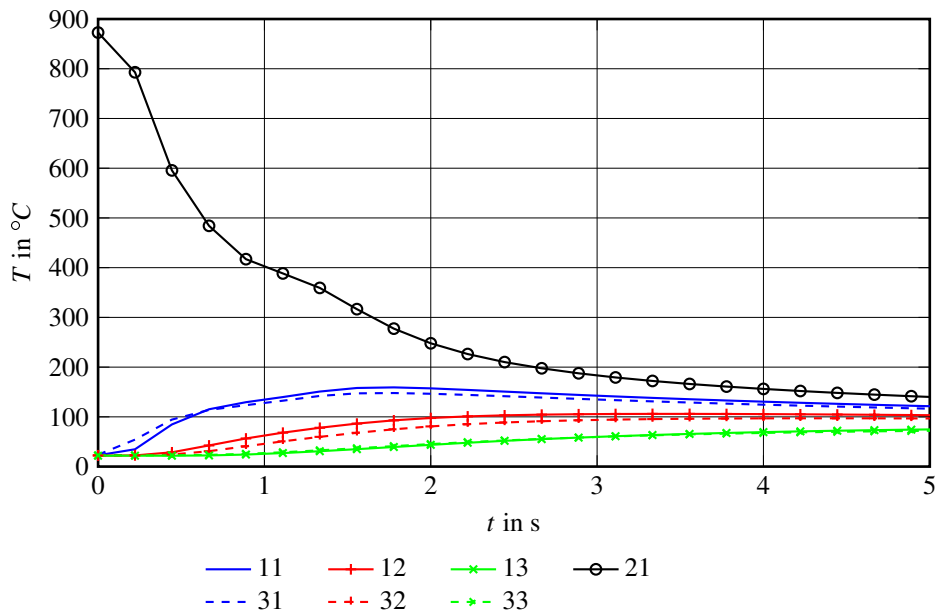


Abbildung 18: Temperatur-Messkurven von CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup>1500,  $s=1,75$  mm, bei 10 MPa Kontaktdruck: Oberwerkzeug (31,32,33), Platine(21), Unterwerkzeug(11,12,13); eigene Darstellung

baut sich der vollständige Kontaktdruck auf und die Platinenprobe kühlt infolge des Festkörperkontaktes rasch ab. Gleichzeitig erwärmt sich das Werkzeug kontinuierlich, bis sich nach einiger Zeit die Temperaturen ausgleichen.

#### 4.2 METHODE ZUR BESTIMMUNG DER KONTAKT-WÄRMEÜBERGANGSZAHL

Die Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl aus den Temperatur-Messergebnissen wird durch die Minimierung der Lösung eines Metamodells durchgeführt. Ein Metamodell stellt eine Näherung zur tatsächlichen Lösung eines Modells in einem definierten Problemgebiet in Form einer geschlossenen mathematischen Funktion dar (dargestellt in Abbildung 20). Mit Hilfe eines Metamodells kann der Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangsparameter auf Basis von wenigen Berechnungs- bzw. Simulationsergebnissen dargestellt werden. In der vorliegenden Arbeit werden Metamodelle dazu benutzt, um eine Lösung für das thermische Kontaktproblem des Versuchsaufbaues aus Abbildung 17 zu finden. Als Metamodell-Technik wird die Antwortflächenmethode (*Response Surface Methodology, RSM*) [90] verwendet. Auf Basis des Metamodells wird über einen hybriden Optimierungsalgorithmus eine Fehlerminimierung zwischen den Temperaturkurven aus der Messung und der Simulation durchgeführt. Somit wird ein Parametersatz für das Simulationsmodell gefunden, welcher die gemessenen Temperaturen reproduziert.

## 4.2 Methode zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl

Als Software für die Metamodellbildung und Optimierung wird LS-OPT<sup>®2</sup> verwendet. Das zugrunde liegende FEM-Simulationsmodell wird mit LS-DYNA<sup>®3</sup> gelöst. Für das Simulationsmodell wird eindimensionale Wärmeleitung vorausgesetzt, d.h. die Verlust-Wärmeleistung an die Umgebung wird nicht berücksichtigt. Diese Annahme ist für Biot-Zahlen  $Bi \ll 1$  gültig [79], da nach (32) der Wärmetransport durch Leitung im Verhältnis zum Wärmetransport durch Konvektion stark überwiegt. Für die hier verwendeten Werkstoffe und Werkzeuggrößen werden Biot-Zahlen im Bereich von  $1 \cdot 10^{-2}$  bis  $8 \cdot 10^{-2}$  erreicht.

$$Bi = \frac{\alpha L_c}{\lambda} \quad L_c = \frac{V}{A} \quad (32)$$

Das Simulationsmodell ist schematisch in Abbildung 19 mit den zugehörigen Rand- und Übergangsbedingungen dargestellt. Die Böden der Werkzeuge werden jeweils mit einer konstanten Temperatur-Randbedingung versehen, da sich das Werkzeug während der kurzen Versuche von max. 20 s niemals komplett in axialer Richtung durcherwärmt. Die Rand-Temperatur wird gleich der Anfangstemperatur der Werkzeuge gesetzt. Der Kontakt zwischen Werkzeug und Platine wird entsprechend Gleichung 30 als thermischer Flächen-Flächen-Kontakt implementiert. Die Außenflächen der Werkzeuge werden als Neumann-Ränder mit  $\dot{q} = 0$  definiert. Das Materialmodell ist thermisch-isotrop mit temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeiten und temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazitäten. Die Dichte wird konstant angenommen. Für die Platine wird eine latente Wärmemenge von  $640 \text{ MJ kg}^{-1}$  für die Umwandlung von Austenit zu Martensit verwendet [91]. Die Umwandlungstemperatur von ca.  $400 \text{ °C}$  wurde aus den Messdaten entnommen. Als Elementtyp für die Modellierung werden vollintegrierte, lineare 8-Knoten-Elemente mit einer Elementgröße von 0,1 mm verwendet.

Um eine Parametervariation in der Metamodellierung durchführen zu können, wurde die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  des Werkzeugmaterials als lineare Funktion der Form

$$\lambda(T) = k_\lambda T + d_\lambda \quad (33)$$

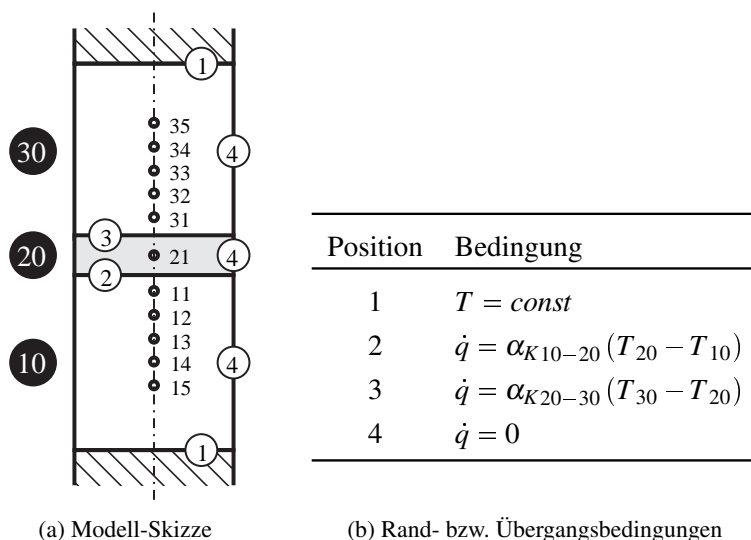
in das Simulationsmodell implementiert. Die Kontakt-Wärmeübergangszahlen der beiden Kontaktstellen wurden über eine lineare Skalierungsfunktion nach (34) miteinander in Verbindung gebracht.

$$\alpha_{K10-20} = \beta \cdot \alpha_{K30-20} \quad (34)$$

---

<sup>2</sup> LS-OPT<sup>®</sup> ist eine eingetragene Marke der Livermore Software Technology Corporation

<sup>3</sup> LS-DYNA<sup>®</sup> ist eine eingetragene Marke der Livermore Software Technology Corporation



(a) Modell-Skizze

(b) Rand- bzw. Übergangsbedingungen

Abbildung 19: Simulationsmodell des Versuchszustandes zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl; 10... Unterwerkzeug, 20... Platine, 30... Oberwerkzeug, 11-15... Messpunkte im Unterwerkzeug, 21... Messpunkt in Platine, 31-35... Messpunkte im Oberwerkzeug; eigene Darstellung

Die Berechnung der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  erfolgt über die Temperaturleitfähigkeit  $a$  nach (9). Dazu werden temperaturabhängige Werte des Werkzeugmaterials für  $a$  aus Literaturquellen oder Messdaten ermittelt, als lineare Funktion

$$a(T) = k_a T + d_a \quad (35)$$

ausgedrückt und die spezifische Wärmekapazität entsprechend (36) im Modell berechnet.

$$c_p(T) = \frac{\lambda(T)}{\rho a(T)} \quad (36)$$

Die Temperaturleitfähigkeit  $a$  ist ein wichtiger Parameter für die Vergütung von Werkzeugstählen und ist für viele Werkstoffe verfügbar. Ein weiterer Aspekt der beschriebenen Implementierung der Materialparameter ist die Möglichkeit, die Wärmeleitfähigkeit aus den Messergebnissen zu bestimmen. Bei Vorgabe von Dichte und Temperaturleitfähigkeit kann durch Variation der Koeffizienten  $k_\lambda$  und  $d_\lambda$  in (33) die Wärmeleitfähigkeit invers durch Optimierungsverfahren bestimmt, und die spezifische Wärmekapazität nach (36) berechnet werden. Somit wird ein Parametersatz für die physikalischen Materialkennwerte ermittelt, welcher das gemessene Temperaturverhalten in der Simulation abbilden kann.

Für das Metamodell wird eine Polynomfunktion zweiter Ordnung verwendet, dargestellt in Abbildung 20. Dabei sind die Variablen  $d_\lambda$  und  $\alpha_K$  über die „Mittlere Quadratische Abweichung“ (MSE) nach (37) zwischen Temperatur-Simulationskurven  $\hat{Y}_i$  und Temperatur-Messkurven  $Y_i$  auf-

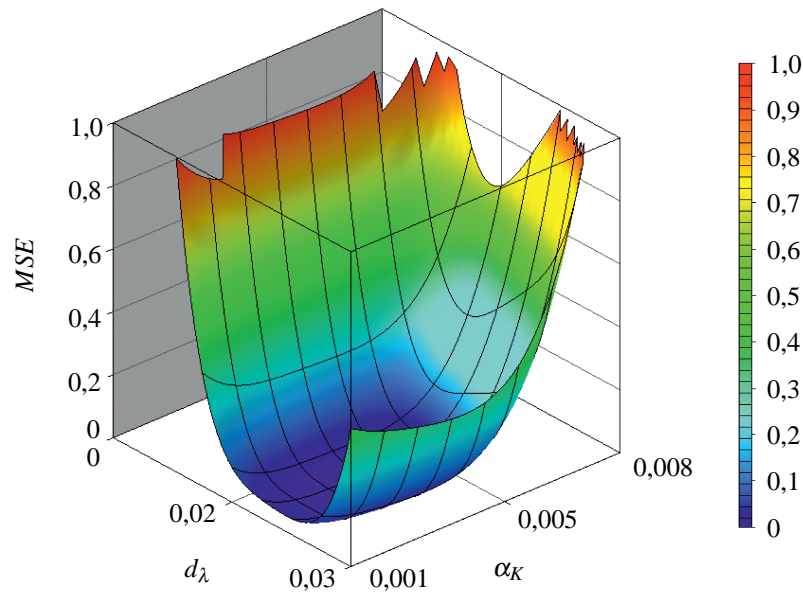


Abbildung 20: Metamodell des Wärmeleitproblems für einen Messpunkt: Mittlere Quadratische Abweichung  $MSE$  auf Basis von 20 Simulationsergebnissen; eigene Darstellung

getragen. Die Verwendung von  $MSE$  als Antwort aus jeder Einzelsimulation ermöglicht eine Reduktion des zeitlichen Temperaturverhaltens in jedem Messpunkt auf einen skalaren Wert. Eine Lösung des Wärmeleitproblems ergibt sich somit über die Minimierung von  $MSE$  durch Optimierungsberechnungen in jedem Iterationsschritt.

$$MSE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\hat{Y}_i - Y_i)^2 \quad (37)$$

Die Auswahl der Parameterwerte für die Simulationen, deren Ergebnisse als Stützpunkte für das Metamodell dienen, wird mit der sogenannten Space-Filling Methode, eine Methode der statistischen Versuchsplanung, durchgeführt. Damit werden Parametersätze festgelegt, welche diskrete Werte für  $\alpha_K$ ,  $k_\lambda$ ,  $d_\lambda$  innerhalb des jeweils definierten Wertebereichs beinhalten. Der Vorteil dieser Methode gegenüber anderen Designmethoden wie z. B. D-Optimal ist die gleichmäßige Verteilung der Parameterwerte über den gesamten Wertebereich [92]. Die Anzahl der durchzuführenden Einzelsimulationen, welche mit der notwendigen Anzahl an Parametersätzen gleichzusetzen ist, wird vom Benutzer festgelegt. Für das Metamodell in Abbildung 20 wurden 20 Einzelsimulationen für jeden Iterationsschritt verwendet. Die Werte, welche von der Space-Filling Methode für  $d_\lambda$  und  $\alpha_K$  berechnet wurden, sind für unterschiedliche Iterationsschritte beispielhaft in Abbildung 21 über der mittleren quadratischen Abweichung  $MSE$  dargestellt. Der Fortschritt der Optimierung durch die Konzentration der Parameter auf einen kleinen Wertebereich mit minimalem  $MSE$  ist deutlich zu erkennen.

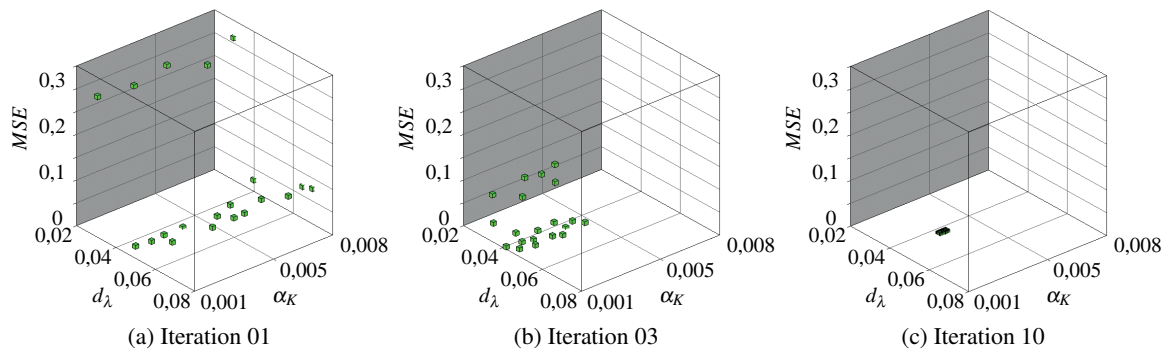


Abbildung 21: Parameter  $d_\lambda$  und  $\alpha_K$  der Einzelsimulationen bei unterschiedlichen Iterationen; eigene Darstellung

Als Optimierungs-Algorithmus wurde ein hybrider *Adaptive Simulated Annealing (ASA)*-Algorithmus verwendet. Dieser führt in einem ersten Schritt eine globale, stochastische Minimierung des Antwortparameters  $MSE$  durch. Dadurch wird eine gute Lösung gefunden, welche als Ausgangspunkt für den nachfolgenden gradientenbasierten Algorithmus dient, woher auch die Bezeichnung *hybrid* stammt. Dieser Vorgang wird in jedem Iterationsschritt durchgeführt. Durch die sequentielle Kombination eines stochastischen und eines gradientenbasierten Algorithmus wird eine sehr effiziente Optimierung (Minimierung von  $MSE$ ) erreicht, da gradientenbasierte Lösungsverfahren das nächstgelegene Optimum in der Regel schneller finden als stochastische Verfahren.

Die Grundlage für das *Simulated Annealing (SA)* wurde von Kirkpatrick, Gelatt Jr. und Vecchi [93] entwickelt. Der große Vorteil dieser Methode ist der effiziente Suchalgorithmus in Richtung eines globalen Optimums. Zwischendurch erreichte lokale Optima können wieder verlassen werden. Der nachfolgend angewandte gradientenbasierte Optimierungsalgorithmus *Leapfrog optimizer for constrained minimization (LFOPC)* hat den Vorteil der Unempfindlichkeit gegenüber Daten (experimentell oder numerisch), welche ein Rauschen enthalten [94]. Messrauschen ist in der durchgeführten Temperaturmessung jedoch kein Problem, da die Abtastrate entsprechend gering gewählt wurde.

Das Ergebnis der Optimierung ist ein Parametersatz, welcher eine minimale quadratische Abweichung zwischen den Mess- und Simulationskurven der einzelnen Temperatur-Messpunkte aufweist. Abbildung 22 zeigt die Temperaturkurven der Messung und der Simulation nach der Optimierung der Materialkombination CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup> 1500 bei einem Kontaktdruck von 10 MPa. Das Ergebnis aus dieser Simulation ist eine Kontakt-Wärmeübergangszahl von  $\alpha_K = 4795 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  und ein Skalierungsfaktor nach (34) von  $\beta = 1,41$ . Die Materialparameter wurden entsprechend Tabellen 9 und 10 verwendet. Die mittleren Fehlerquadrate für dieses Ergebnis sind in Tabelle 3 aufgelistet.



#### 4.2 Methode zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl

Messpunkt	MSE
11	$5,3 \cdot 10^{-3}$
12	$1,9 \cdot 10^{-3}$
13	$6,5 \cdot 10^{-3}$
21	$4,8 \cdot 10^{-4}$
31	$9,2 \cdot 10^{-3}$
32	$6,1 \cdot 10^{-3}$
33	$2,3 \cdot 10^{-3}$

Tabelle 3: Mittlerer quadratischer Fehler *MSE* zwischen Messung und Simulation von CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup>1500 unbeschichtet bei 10 MPa Kontaktdruck und einer Simulationszeit von  $t=10$  s

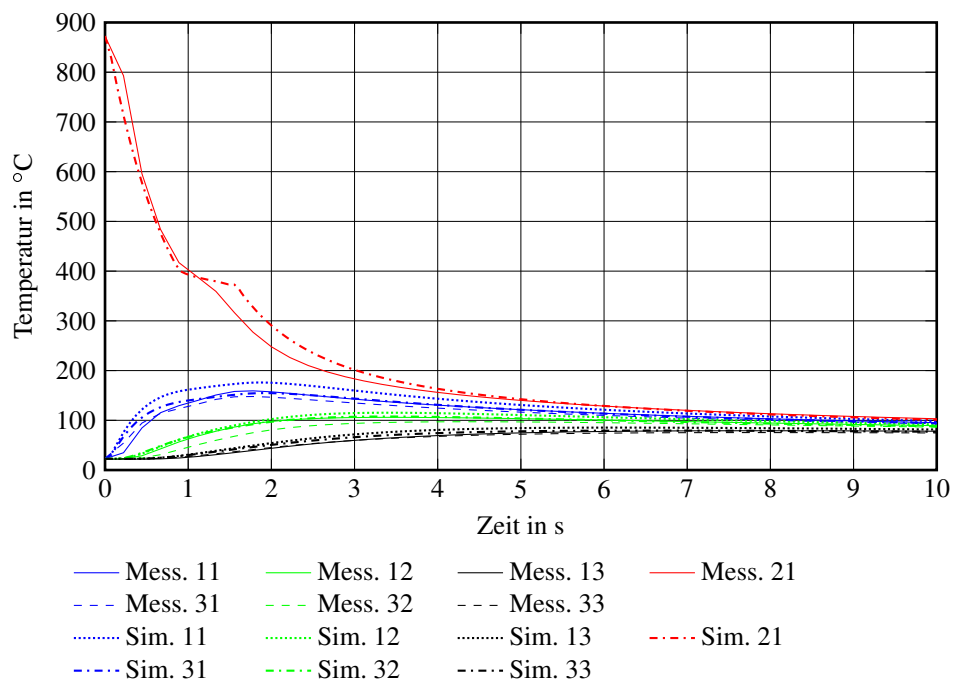


Abbildung 22: Mess- und Simulationskurven von CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup>1500 unbeschichtet nach der Optimierung,  $s=1,75$  mm, bei 10 MPa Kontaktdruck; eigene Darstellung

Die vorgestellte Methode zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl und der thermischen Materialparameter ist universell einsetzbar und auf beliebige Materialkombinationen übertragbar. Ein kritischer Faktor für die Anwendung der Methode ist die geometrische Genauigkeit der Messpunkte. Geringe Abweichungen in der Position der Schweißpunkte der Thermoelemente haben einen starken Einfluss auf das Optimierungsergebnis. Aus diesem Grund wird die genaue Lage der Messpunkte vermessen und die tatsächliche Messpunktposition in der Erstellung des Simulationsmodells berücksichtigt.

Simulationen stellen ganz allgemein eine vereinfachte Modellbildung des Verhaltens eines Systems unter der Einwirkung von äußeren und inneren Belastungen dar. Zur Verifizierung von Simulationen sind Parameter aus realen Versuchsaufbauten notwendig. In dieser Arbeit wurde ein seriennahes Warmformwerkzeug entwickelt, um Temperaturmessungen mit den Ergebnissen aus den Simulationen zu vergleichen. Das dafür verwendete Werkzeug basiert auf einer verkürzten B-Säulen Geometrie, dargestellt in Abbildung 23, und wurde mit Mantelthermoelementen und Pyrometern zur Temperaturmessung ausgestattet. Der Begriff *seriennah* bezieht sich dabei auf die Auswahl der Werkzeugwerkstoffe, die Kühlmethode, die Werkzeugkinematik und die Bauteilgeometrie entsprechend Tabelle 4.

Der Werkstoff CR7V-L ist ein für Presshärtwerkzeuge verbreitet eingesetzter Werkzeugstahl. Dieser Stahl ist hoch chromhaltig und aufgrund der Zusätze von Molybdän und Vanadium gut wärmebeständig bei gleichzeitig hohem Verschleißwiderstand [95]. Das Material wurde auf 54 HRC gehärtet. Als Kühlmethode wurden gebohrte Kühlkanäle in die segmentierten Werkzeuge eingebracht. Dies ermöglicht eine oberflächennahe Führung der Kühlkanäle auch bei gekrümmten Werkzeugkörpern.

Abbildung 24 zeigt den geöffneten Werkzeugsatz im Einsatz und die drei Hauptkomponenten Oberwerkzeug, Unterwerkzeug und Blechhalter. Die Hauptkomponenten des Unterwerkzeuges sind in Abbildung 25 dargestellt. Der Blechhalter liegt im ungerüsteten Zustand auf dem Unterwerkzeug auf und ist somit als Teil des Unterwerkzeuges dargestellt. Die Hauptkomponenten des Oberwerkzeuges sind in Abbildung 26 dargestellt.

Zur Temperaturmessung im Werkzeugkörper wurde das Segment 2 am Oberwerkzeug mit vier Bohrungen zur Einbringung von Mantelthermoelementen und einer Bohrung zur Installation ei-

<i>Bezeichnung</i>	<i>Ausführung</i>
Werkstoff Werkzeuge	CR7V-L, gehärtet 54 HRC, unbeschichtet
Werkstoff Peripherie	C45U (1.1730)
Kühlmethode	gebohrte Kühlkanäle im segmentierten Werkzeug
Werkzeugkinematik	einfachwirkend
Bauteilgeometrie	B-Säule mit verkürzter Länge

Tabelle 4: Seriennahe Ausführung des Versuchswerkzeuges



Abbildung 23: Presshärtparteil verkürzte B-Säule, hergestellt mit dem Versuchswerkzeug aus Abbildung 24; eigene Darstellung

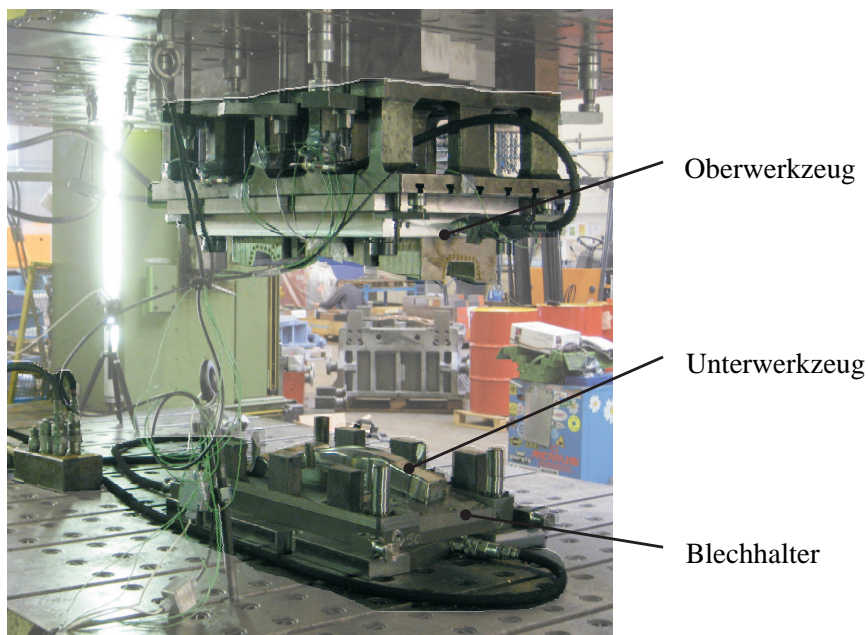


Abbildung 24: Seriennahes Presshärntwerkzeug inkl. Sensorik: gerüstet und betriebsbereit; eigene Darstellung

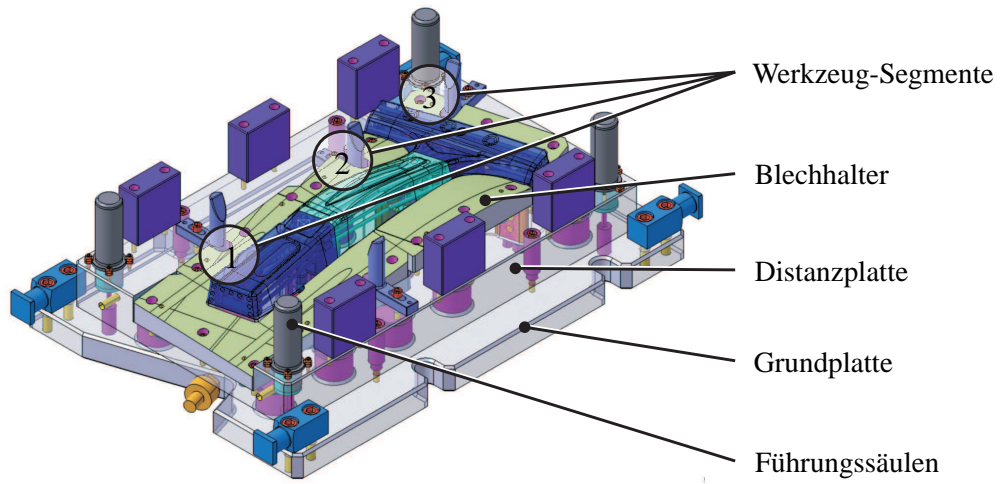


Abbildung 25: Unterwerkzeug mit Hauptkomponenten; eigene Darstellung

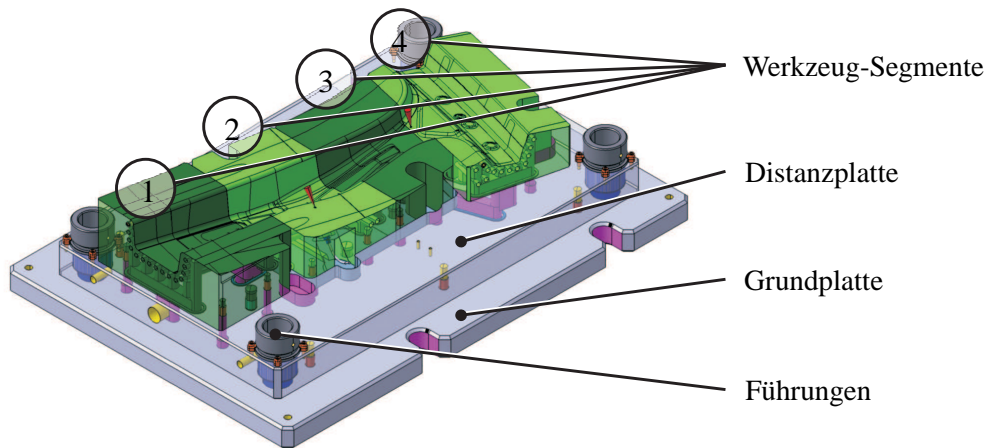


Abbildung 26: Oberwerkzeug mit Hauptkomponenten; eigene Darstellung

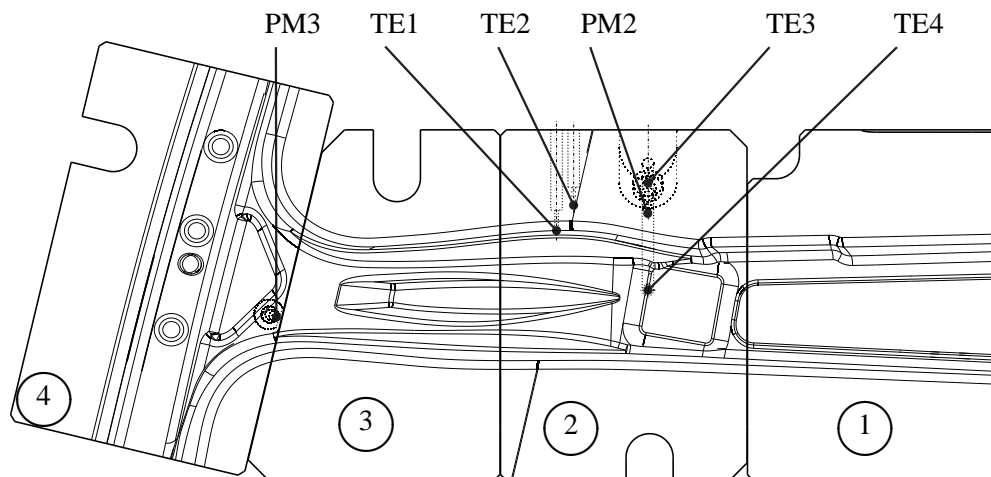


Abbildung 27: Oberwerkzeug mit Segmentnummern und Position und Bezeichnung der installierten Mess-elemente (PM ... Pyrometer, TE ... Thermoelemente); eigene Darstellung

nes Pyrometers ausgestattet (siehe Abbildungen 27 und 28). Die Thermoelemente TE1, TE3 und TE4 messen die Temperatur in einem Abstand von ca. 2 mm unterhalb der Oberfläche. Die Spitze des Thermoelements TE2 befindet sich hinter den Kühlkanälen in einem Abstand von 24 mm zur Werkzeug-Aktivfläche. Es wurden Mantelthermoelemente vom Typ K mit einem Durchmesser von 1 mm eingesetzt. Als Pyrometer wurden Spektralpyrometer vom Typ *Keller PQ26 AF22* mit einem Temperaturmessbereich von 300 °C bis 1000 °C und einem Spektralbereich von 1 µm bis 1,7 µm eingesetzt. Diese besitzen eine Optik, welche mit einem Lichtwellenleiter mit dem Sensor verbunden ist. Somit ist es möglich, die sehr kompakte Optik in das Werkzeug einzuschrauben und das aufgenommene Infrarotsignal über den Lichtleiter an den Sensor zu leiten. Der Fokusbereich der Optik wurde auf die Einbausituation angepasst.

Zusätzlich zu den verbauten Temperatursensoren wurde in der Peripherie des Werkzeuges ein Quotientenpyrometer vom Typ *Keller PA40 AF1/L* verbaut. Der Messwert wird dabei aus dem Quotienten der Strahlungsintensitäten bei zwei Spektralbereichen gebildet. Der Vorteil dabei ist, dass Änderungen des Emissionsgrades am Messobjekt durch die Quotientenbildung das Messergebnis nicht beeinflussen (siehe dazu auch Kapitel 2.4.3). Mit diesem Sensor wird die Bauteil-Einlegetemperatur im offenen Werkzeug aufgezeichnet.

Um auch die Bauteil-Entnahmetemperatur aufzeichnen zu können, wurde ein weiteres Spektralpyrometer vom Typ *Keller PQ11 AF2* eingebaut. Dieses Pyrometer besitzt einen Spektralbereich von 8 µm bis 14 µm und misst Strahlungsintensitäten in einem Bereich von 0 °C bis 150 °C.

Abbildung 29 zeigt die Temperaturkurven aller Sensoren im ersten Zyklus. Die Bauteil-Einlegetemperatur (PM1), die Entnahmetemperatur (PM4) und die Bauteil-Abkühlkurven während des Presshärtvorganges (PM2 & PM3) sind dargestellt.

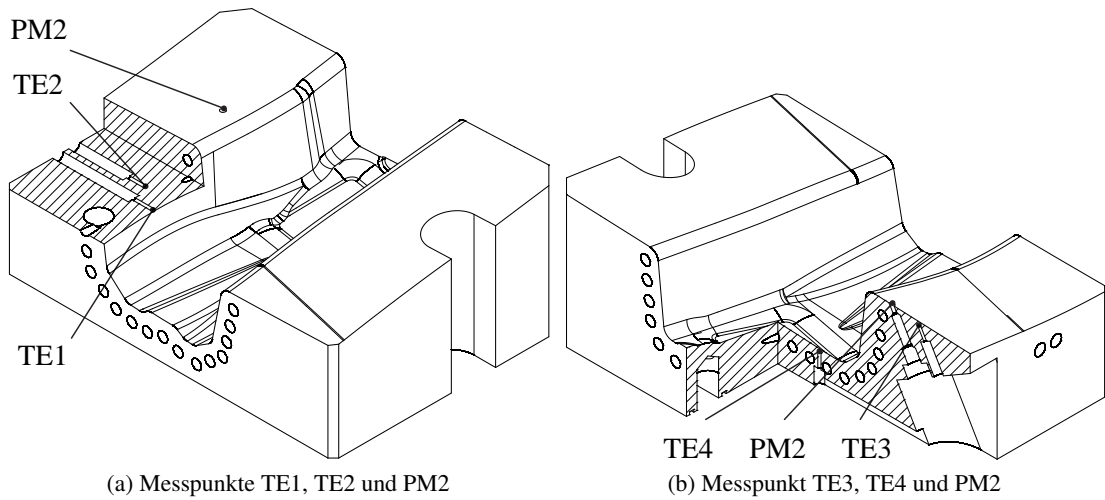


Abbildung 28: Segment 2 am Oberwerkzeug mit Kennzeichnung der Messpunkte; eigene Darstellung

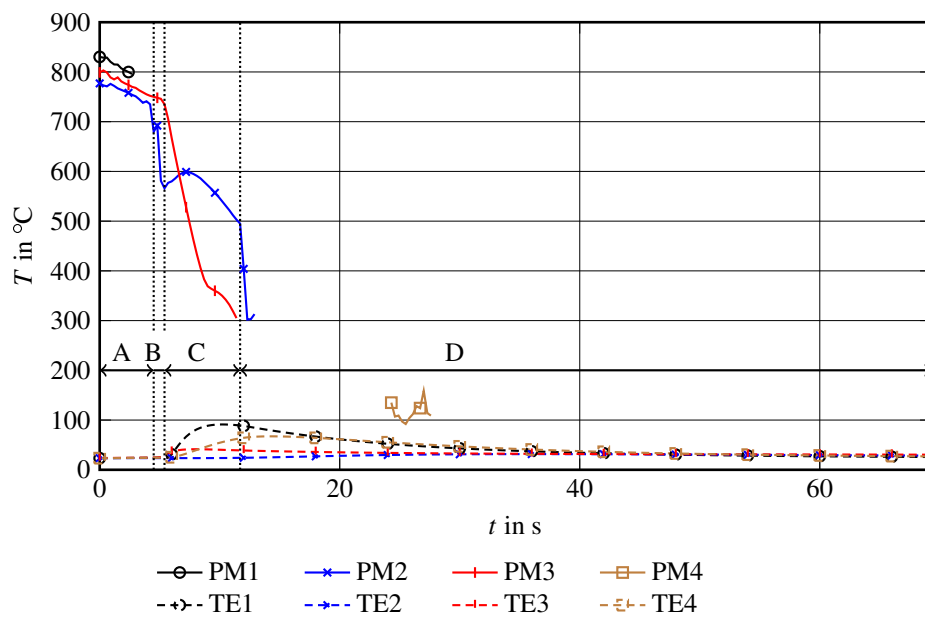
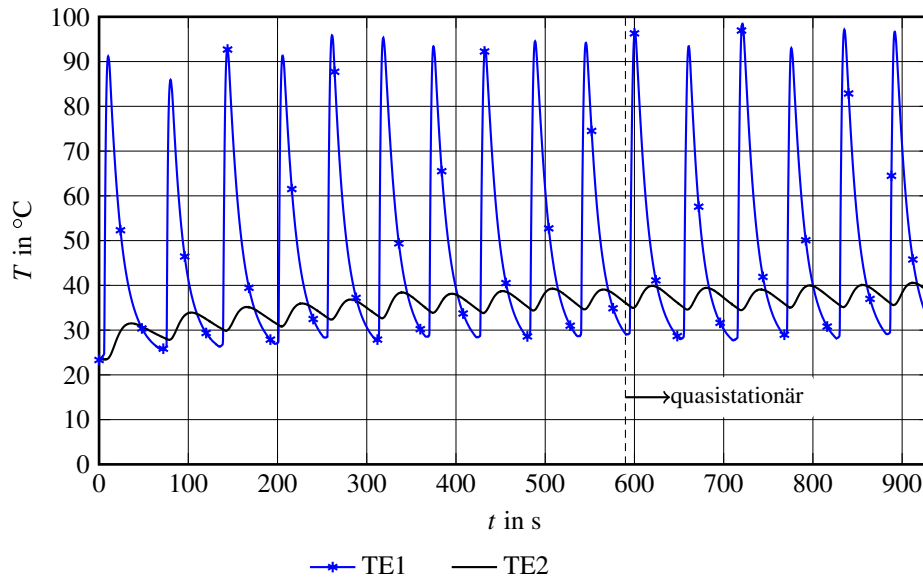
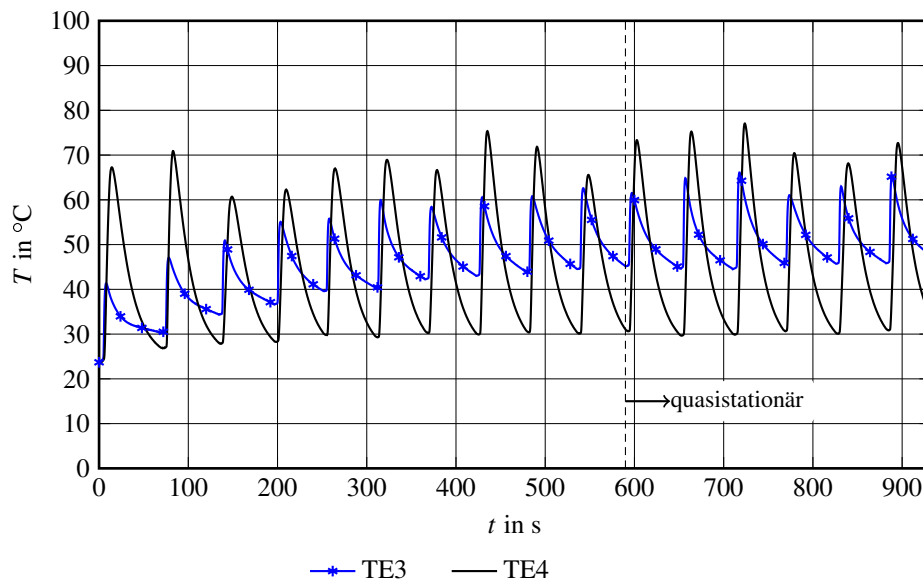


Abbildung 29: Temperaturkurven aus der Messung aller Sensoren für den ersten Zyklus; eigene Darstellung  
 A ... Einlegen; B ... Schließen; C ... Kühlen; D ... Werkzeug offen



(a) Messpunkte TE1, TE2



(b) Messpunkte TE3, TE4

Abbildung 30: Temperaturkurven der Thermolemente im Werkzeugkörper aus 16 Messzyklen, MBW-K<sup>®</sup>1500 unbeschichtet,  $s=1,5$  mm, mittlere Zykluszeit 58,7 s, quasistationärer Zustand nach 10 Zyklen; eigene Darstellung



Abbildung 30 zeigt das Ergebnis der Messungen mit den Thermoelementen aus 16 Presshärtyklen. Die Zykluszeit beträgt im Mittel 58,7 s. Diese sehr geringe Zykluszeit ist durch die geringe maximale Hubzahl der Presse im Labor bedingt. Die zyklische Temperaturentwicklung im Werkzeug ist deutlich in allen Messpunkten zu erkennen. Wie erwartet, zeigen die oberflächennahen Messpunkte die deutlichsten Temperaturanstiege, während der Messpunkt TE2 hinter den Kühlkanälen geringer schwankt, dafür aber kontinuierlich ansteigt und somit auf eine Kernerwärmung des Werkzeuges hinweist. Grund dafür ist, dass zwischen den Kühlkanälen Wärme hindurchströmen kann und somit eine Erwärmung des gesamten Werkzeugkörpers hervorruft. Des Weiteren kann festgestellt werden, dass die oberflächennahen Messpunkte TE1 und T4 ein nahezu konstantes Temperaturniveau schon nach 4 Zyklen anzeigen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass diese Messpunkte nur auf einer Seite vom Werkstoffmaterial umgeben sind. Dadurch wird zum einen weniger Wärme zwischen Aktivfläche und Kühlkanal gespeichert als hinter den Kühlkanälen, zum anderen kann die Wärme nur in Richtung der Kühlkanäle, also zur Wärmesenke hin, strömen. Zusätzlich wirkt auch ein geringer Verlustwärmestrom an der Aktivfläche des Werkzeuges im offenen Zustand, was die oberflächennahe Kühlung begünstigt. Der Messpunkt TE3 liegt im ungekühlten Blechhalterbereich. Er erfährt seinen Wärmeeintrag hauptsächlich während des Schließens der Presse, also beim Einzug der erwärmten Platine. Im geschlossenen Zustand befindet sich seine Position am eingezogenen Bauteilrand, wodurch hier der Temperaturanstieg hauptsächlich durch Wärmeleitung aus der seitlich liegenden Kontaktzone erfolgt und nicht wie bei TE1 und TE4 durch einen Wärmeeintrag senkrecht zur Oberfläche. Der zyklische Temperaturanstieg ist hier nicht so groß wie bei den anderen Messpunkten, dafür erfolgt aber ein kontinuierlicher Temperaturanstieg über viele Zyklen. Der Grund ist die nicht vorhandene Werkzeugkühlung in diesem Bereich.

Leerseite

Die thermische Modellierung wird in dieser Arbeit auf drei unterschiedliche Arten, mit steigendem Komplexitätsgrad, durchgeführt:

- Eindimensionale Betrachtung des Wärmeleitwegs zwischen Platine und Kühlkanal (Kapitel 6.1)
- Teilbetrachtung der Werkzeuge und Ersetzen der Platine durch eine geeignete Randbedingung (Kapitel 6.2)
- Modellierung des Gesamtsystems Werkzeug-Platine (Kapitel 6.4)

Die **eindimensionale Betrachtung** des Wärmeleitwegs zwischen Platine und Kühlkanal stellt eine sehr einfache Modellbildung dar und betrachtet allein das thermische Verhalten des Systems Platine-Werkzeugkörper-Kühlkanäle. Diese Modellierung kann dazu benutzt werden, um die Abkühlzeit einer Platine bei vorgegebenen Rand- und Übergangsbedingungen auf einfache und rasche Weise darstellen zu können. Die Modellierung im Rahmen dieser Arbeit wird mit der Methode der Finiten Differenzen durchgeführt.

Der Ansatz der **Teilbetrachtung der Werkzeuge** vereinfacht die Modellbildung sehr stark. Die einzelnen Werkzeugkörper werden aus dem Gesamtsystem herausgelöst und die Energiezufuhr aus der Platine wird als Randbedingung abgebildet. Diese Modellbildung ermöglicht keine Aussagen über die Umformgeschichte der Platine, allerdings kann der thermische Arbeitszustand der Werkzeuge schon in der Konstruktionsphase dargestellt werden. Die zu erwartenden Werkzeugtemperaturen liefern dem Werkzeugkonstrukteur wertvolle Hinweise zur lokalen Kühlleistung eines Werkzeuges und ermöglicht die gezielte Anpassung der Kühlkanaltopologie. Eine Übertragung der Temperaturen in nachfolgende Umformsimulationen ist uneingeschränkt möglich. Somit liefert diese vereinfachte Modellbildung auch Informationen über die Randbedingungen für nachfolgende Simulationen.

Die **Modellierung des Gesamtsystems Werkzeug-Platine** stellt die aufwendigste Variante der Warmformsimulation dar. Die Umformung des Bauteiles und die anschließende Kühlung werden vollständig thermo-mechanisch gekoppelt abgebildet. Prinzipiell werden in der Modellbildung zwei Ansätze verfolgt um die Werkzeuge abzubilden. Bei der Schalenformulierung werden die Werkzeugkörper auf ihre Aktivflächen reduziert und die Werkzeugtemperaturen werden als Randbedingungen aufgebracht. Bei dieser Modellbildung kann die Temperaturentwicklung

im Werkzeug nicht berücksichtigt werden, weil der zeitliche Verlauf der Oberflächentemperatur unbekannt ist. Die zweite Art der Modellbildung repräsentiert die Werkzeuge als Volumenkörper. Hier kann sowohl die zeitliche Temperaturentwicklung in den Werkzeugen als auch die Werkzeugelastizität berücksichtigt werden. Letzteres wurde in dieser Arbeit allerdings nicht untersucht. Aufgrund der Volumenmodellierung der Werkzeuge sind die Simulationszeiten aufgrund der viel höheren Anzahl an Elementen ungleich höher als bei der Schalenformulierung.

Unabhängig von der Modellierung der Werkzeuge als Volumenkörper oder als Schalen benötigt diese Art der Modellbildung eine effektive Kontaktformulierung, adäquate Materialmodelle und die Kenntnis der exakten Werkzeugkinematik. Der Vorteil ist allerdings eine sehr detaillierte Beschreibung des Presshärtprozesses mit einer großen Anzahl an Ergebnisgrößen wie elastische, plastische und thermische Spannungs- und Dehnungsanteile [59], Temperaturverläufe, Kontaktzustände und -pressungen und, bei Implementierung eines entsprechenden Materialmodells, eine anteilmäßige Gefügezusammensetzung [91]. Dabei sind unterschiedliche Detaillierungsgrade möglich. Eine komplette Schalenformulierung sowohl der Werkzeuge, als auch der Platine ermöglicht eine sehr effiziente Darstellung der Umformgeschichte des Bauteiles, lässt aber keine Aussagen über den thermischen Zustand der Werkzeuge zu. Die nächste Stufe der Modellkomplexität sind vereinfachte Modellbildungen zur Darstellung der Kühlkanäle in den Werkzeugen. Dazu existieren unterschiedliche Ansätze, wie z. B. die Reduktion der Kühlkanäle auf ihre Achse und Modellierung dieser als Wärmesenke mit eindimensionalen Elementen oder die Modellierung des Wärmeentzuges als konvektive Randbedingung an der Innenseite einer Schalenmodellierung der Werkzeuge. Der höchste Modellkomplexitätsgrad und die genaueste Prozessabbildung liefert die Modellierung der Werkzeuge inkl. Kühlkanalsystem als Volumenmodell. Damit kann die Wärmeleitung im Inneren der Werkzeuge realitätsgetreu abgebildet werden. Anwendung findet diese Art der Modellierung überall dort, wo eine Aussage über das Umformverhalten des Bauteiles mit hoher Genauigkeit benötigt wird. Da allerdings für das Bauteilmaterial bisher noch kein Versagenskriterium für die Anwendung im Presshärtprozess existiert, können die Prozessgrenzen nicht direkt abgebildet werden. Hier ist der Ingenieur trotzdem auf Erfahrungswissen angewiesen.

Diese drei Modellbildungsarten unterscheiden sich sowohl in ihrem Komplexitätsgrad als auch in ihrer Anwendung bei der Konstruktion und Auslegung von Presshärtwerkzeugen. Die unterschiedlichen Modellbildungen ermöglichen eine schrittweise und zielgerichtete Bewertung der Kühlleistung. Die Anwendung der Modelle in den unterschiedlichen Phasen der Prozessentwicklung ist in Kapitel 7 dargestellt.

6.1 EINDIMENSIONALE SIMULATION DES ABKÜHLVERHALTENS DER PLATINE

Die Wärmeleitung zwischen Platine und Kühlkanäle durch den Werkzeugkörper hindurch kann im geschlossenen Werkzeug vereinfacht auf ein eindimensionales Problem zurückgeführt werden. Dabei wird auf die Abbildung einer inhomogenen Temperaturverteilung aufgrund der Kühlkanäle an der Oberfläche eines Werkzeugkörpers verzichtet. Stattdessen wird die zeitliche Wärmeverteilung in der Platine und im Werkzeug nur senkrecht zwischen Werkzeug-Aktivfläche und Kühlkanal-Oberfläche betrachtet, wie in Abbildung 31 dargestellt. Die Rückführung auf ein eindimensionales Problem stellt dabei eine sehr starke Vereinfachung dar.

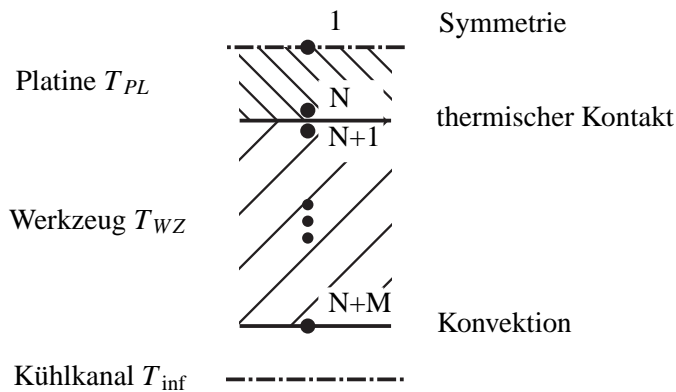


Abbildung 31: Eindimensionales Modell der Wärmeleitung zwischen Platine und Kühlkanal; eigene Darstellung

Zur Lösung der inhomogenen Wärmeleitungsgleichung (5) an der Platine und der homogenen Wärmeleitungsgleichung (7) im Werkzeug wird die Methode der Finiten Differenzen angewandt. Der Zeitbereich der Diffusionsgleichung wird mit einem Vorwärts-Differenzenquotient, der Ortsbereich mit einem zentralen Differenzenquotient aufgelöst. Für die Lösung wird ein implizites Schema verwendet, sodass der örtliche Bereich zum nachfolgenden Zeitpunkt  $t = t + 1$  aufgelöst wird. Das Gleichungssystem für das eindimensionale Problem mit thermischem Festkörper-Kontakt, konvektivem und symmetrischem Rand und latenter Wärmeentwicklung in der Platine (vgl. [79]) lässt sich in allgemeiner Form

$$\underline{\underline{K}} \underline{\underline{T}}^{t+1} = \underline{\underline{T}}^t + \underline{\underline{\delta T}}_{LH}^t \quad (38)$$

darstellen, mit der Koeffizientenmatrix  $\underline{\underline{K}}$



$$\delta T_{LH,n}^t = \frac{\text{sgn}|\Delta T_{LH}^t| + \text{sgn}(\Delta T_{LH}^t)}{2} \dots \frac{\text{sgn}|T_{Ms} - T_n^t| + \text{sgn}(T_{Ms} - T_n^t)}{2} (T_{Ms} - T_n^t). \quad (39)$$

$$\Delta T_{LH}^t = \Delta T_{LH}^{t-1} - \delta T_{LH,n}^t \quad \text{mit} \quad \Delta T_{LH}^0 = \frac{LH}{\rho c_p} \quad (40)$$

Die Parameter  $FO_{Netz}$  und  $Bi_{Netz}$  werden dabei als Netz-Fourier-Zahl und Netz-Biot-Zahl bezeichnet (siehe auch (53) und (32)). Dadurch soll ausgedrückt werden, dass die Elementgröße, im konkreten Fall der Abstand der diskreten Berechnungspunkte  $\Delta x$ , die charakteristische Länge darstellt, auf die sich die Werte beziehen:

$$FO_{Netz} = a \frac{\Delta t}{\Delta x^2} \quad (41)$$

$$Bi_{Netz} = \frac{\alpha \Delta x}{\lambda} \quad (42)$$

Als Materialparameter werden die temperaturabhängigen Werte aus den Tabellen 9 und 10 verwendet. Die Kontakt-Wärmeübergangszahl wurde für das verwendete Material MBK<sup>®</sup> 1500 unbeschichtet entsprechend Abbildung 48 für einen geringen Spalt von 0,2 mm mit  $840 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  angenommen (siehe Abbildung 48). Diese Annahme des geringen thermischen Kontakts wird durch die nachfolgenden Gesamtsimulationen im Bereich des Messpunktes PM3 aus Abbildung 27 bestätigt. Die Werkzeug-Starttemperatur beim ersten Zyklus beträgt entsprechend der Messwerte aus Abbildung 30,  $25 \text{ }^\circ\text{C}$ . Das Ergebnis aus dieser Modellbildung ist in Abbildung 32 dargestellt. Es zeigt den Abkühlverlauf einer Platine an der Messposition PM3 im geschlossenen Werkzeug. Als Vergleichswerte sind zusätzlich die Ergebnisse aus der Messung aus 29 aufgetragen. Der Grund für die Unterbrechung im Bereich A der Messwerte ist der eingeschränkte Messbereich der eingesetzten Pyrometer, wie in Kapitel 5 beschrieben. Es ist jedoch deutlich ersichtlich, dass eine gute Übereinstimmung des Abkühlverlaufes zwischen Simulation und Messung durch diese einfache Simulationsmethode erzielt werden kann. Ein wichtiger Ausgabeparameter, welcher in der Auslegung von Warmformwerkzeugen von großem Interesse ist, ist die Abkühlzeit des Bauteiles auf eine bestimmte Temperatur. Im konkreten Fall wurde die Platine von  $730 \text{ }^\circ\text{C}$  auf  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  in 16,0 s abgekühlt, was mit dem Messergebnis korreliert. Die genaue Abkühlzeit konnte aufgrund der beschränkten Temperaturbereiche der eingesetzten Spektralpyrometer nicht gemessen werden.

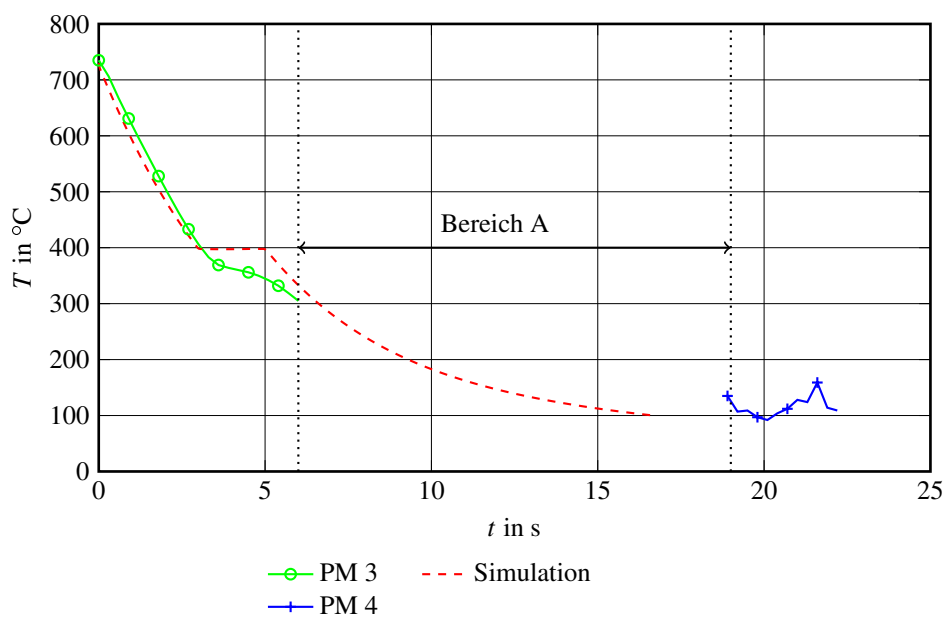


Abbildung 32: Temperaturverlauf der Platine im geschlossenen Presshärtezeug: Vergleich zwischen Messung (PM3, PM4) und Simulation; eigene Darstellung

## 6.2 MODELLBILDUNG ZUR TEILBETRACHTUNG DER WERKZEUGE MIT BEM

Das Ziel dieser Modellbildung am Presshärtezeug ist die Vorhersage einer gemittelten, lokalen Arbeitstemperatur eines Presshärtezeuges. Diese bildet sich im Serienprozess durch den zyklischen Energieeintrag beim Abkühlen des Bauteiles im Kontakt mit den Werkzeugen aus. Als mittlere Arbeitstemperatur wird das generelle Temperaturniveau des Werkzeuges während des Serienbetriebes im quasistationären Zustand festgelegt (Abbildung . Eine weitere wichtige Temperatur ist jene zum Zeitpunkt des Werkzeugschlusses, da diese maßgeblich für das Abkühlverhalten des Bauteiles im Bereich des größten zeitlichen Temperaturgradienten kurz nach der Umformung verantwortlich ist. Diese Temperatur liegt unter der mittleren Arbeitstemperatur. Abbildung 30 zeigt den Temperaturverlauf des Versuchswerkzeuges an vier unterschiedlichen Messpositionen. Nach ca. 10 Zyklen ist die quasi-stationäre Arbeitstemperatur erreicht, was auch weiteren Erfahrungswerten entspricht.

Die mittlere Arbeitstemperatur eines Werkzeuges bzw. eines Werkzeugsegmentes wird durch die homogene Wärmeleitungsgleichung (7) und die Randbedingungen am Werkzeugkörper bestimmt. Die allgemeinen Definitionen der Randbedingungen nach Kapitel 2.3 werden für den konkreten Fall der Wärmeleitung wie folgt geschrieben:



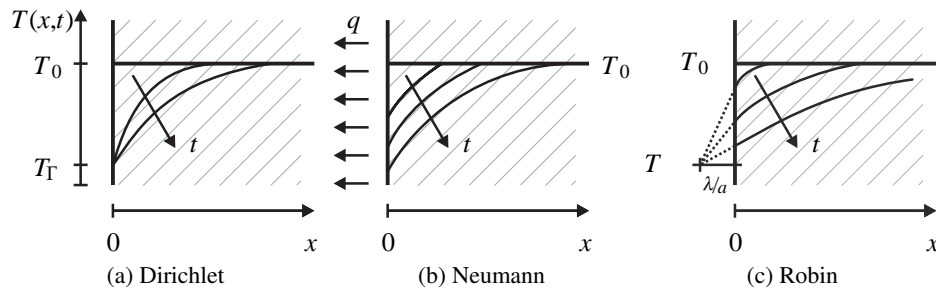


Abbildung 33: Charakteristische Temperaturverläufe der thermischen Randbedingungen; modifiziert übernommen aus [96]

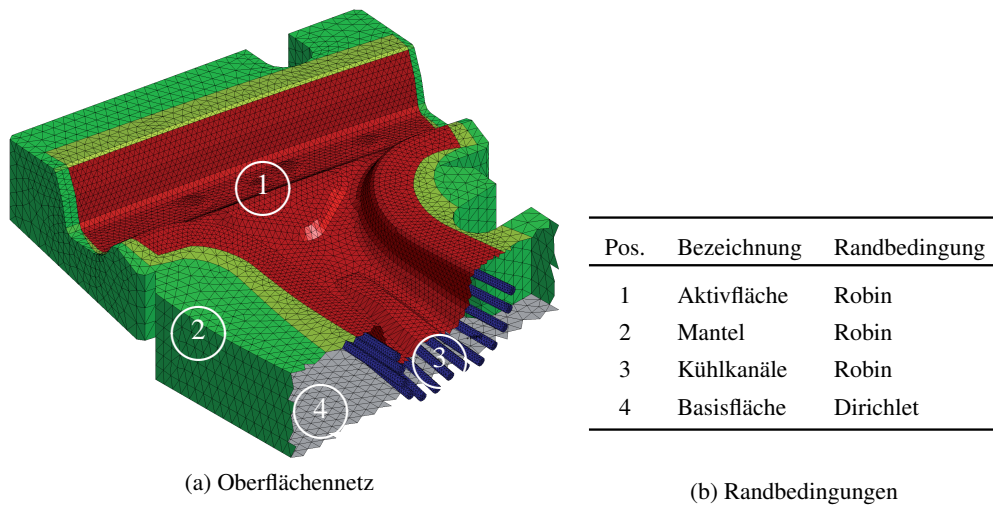


Abbildung 34: Randelemente-Modell des verwendeten B-Säulen-Werkzeuges; eigene Darstellung

- Dirichlet-Randbedingung:  $T(x, t) = T_{\Gamma}(x, t)$
- Neumann-Randbedingung:  $-\lambda \frac{\partial T_{\Gamma}}{\partial \zeta}(x, t) = \dot{q}(x, t)$
- Robin-Randbedingung:  $-\lambda \frac{\partial T_{\Gamma}}{\partial \zeta}(x, t) = \alpha (T_{\Gamma}(x, t) - T_{\infty}(x, t))$

Dirichlet beschreibt dabei einen Rand mit konstanter Temperatur  $T_{\Gamma}$ , Neumann einen Rand mit konstanter Wärmestromdichte  $\dot{q}$  proportional zum Temperaturgradienten  $\frac{\partial T}{\partial \zeta}$  und Robin einen Wärmeaustausch nach dem Gesetz von Newton mit der konvektiven Wärmeübergangszahl  $\alpha$ . Abbildung 33 zeigt die charakteristischen Temperaturverläufe für die thermischen Randbedingungen an der Oberfläche eines Körpers.

Abbildung 34 ordnet diese Randbedingungen den Oberflächenbereichen eines Presshärte- Werkzeuges zu, wie sie bei der hier beschriebenen Teilbetrachtung der Werkzeuge implementiert wurden. Die Basisflächen der Werkzeugsegmente erhalten eine konstante Temperaturrandbedingung

(Dirichlet, Abbildung 33a), da aufgrund der aktiven Werkzeugkühlung kaum Wärme bis hierhin strömt. Als Temperatur kann mit guter Näherung die Umgebungstemperatur angenommen werden. Je nach Lage der Kühlkanäle könnte auch die Wahl der Kühlmediumtemperatur zweckmäßig sein, falls diese im Serienprozess konstant bleibt. Senkrecht zu den Stößen zwischen den Werkzeugsegmenten strömt näherungsweise keine Wärme. Während des Presshärtprozesses bildet sich ein Temperaturgradient bevorzugt senkrecht zur Werkzeug-Aktivfläche aus. Somit können diese Flächen mit einer Neumann-Randbedingung entsprechend Abbildung 33b modelliert werden. Falls diese Annahme aufgrund bestimmter geometrischer Bedingungen nicht zutrifft, sollte der gesamte Werkzeugkörper ohne Segmentierung betrachtet werden. Dadurch kann Wärme ungehindert in alle Raumrichtungen ausgetauscht werden. Eine exakte Abbildung der Wärmestromsituation kann nur durch eine entsprechende Kontaktbedingung nach (30) zwischen den Oberflächen der Stöße realisiert werden. In der hier beschriebenen Lösung des Modells mit Randelementen wurde allerdings keine Kontaktbedingung implementiert, wodurch für den letzten Fall auf kommerzielle Simulationssoftware zurückgegriffen werden muss. Die Gültigkeit der Annahmen zu den Randbedingungen ist nur durch eine Analyse der Simulationsergebnisse möglich. Eine Überprüfung kann nur an der konkreten Problemstellung erfolgen.

Die übrigen Oberflächen in Abbildung 34b wie die Aktivfläche (1), der Einzugsbereich der Platine (2), die Mantelfläche (3) und die Kühlkanal-Oberflächen (4) werden als Robin-Randbedingungen betrachtet. Am Mantel und in den Kühlkanälen herrscht konvektive Wärmeübertragung vor. Das Formelwerk zur Berechnung der jeweiligen konvektiven Wärmeübergangszahl bei freier und erzwungener Konvektion ist in Kapitel 2.4.2 beschrieben.

Die Modellbildung an der Aktivfläche (1) in Abbildung 34 basiert auf einer Überführung des Wärmeeintrags der Platine in eine Robin-Randbedingung. Dazu wird vorausgesetzt, dass die gesamte Energie, welche während des Presshärtvorganges aus dem Bauteil entzogen werden muss,

$$E_{Platine} = \rho c_{p_m} s (T_0 - T_{end}) \quad \text{mit} \quad c_{p_m} = \frac{\int_{T_{KA}}^{T_{KB}} c_p(T) dT}{T_{KB} - T_{KA}}, \quad (43)$$

vom Werkzeug abgeführt wird. Diese Energiemenge wird über die Zykluszeit  $t_{Zyklus}$  gemittelt und auf die Platinen-Oberfläche als doppelte Platinen-Grundfläche  $A$  bezogen

$$\dot{q} = \frac{E_{Platine}}{2 A t_{Zyklus}} \quad (44)$$

und liefert eine Wärmestromdichte, welche im Mittel über die Aktivflächen des Werkzeuges eingebracht wird. Der Wärmeeintrag von der Platine in das Werkzeug ist abhängig von der Tem-

peraturdifferenz in der Kontaktzone. Diese Temperaturabhängigkeit wird in Form einer Robin-Randbedingung der Form

$$\dot{q} = \alpha_{RB}(T_{KA} - T_{KB}) \quad (45)$$

abgebildet. Dabei ist  $T_{KA}$  die mittlere, angenommene Oberflächentemperatur des Werkzeuges und  $T_{KB}$  die Platinentemperatur zum Zeitpunkt des Einlegens. Die Wärmestromdichte  $\dot{q}$  an der Aktivfläche ist aus (44) bekannt, somit kann eine fiktive Wärmeübergangszahl  $\alpha_{RB}$  berechnet werden. Die Annahme der Referenztemperatur  $T_{KB}$  als Platinen-Einlegetemperatur ist willkürlich gewählt, hat sich jedoch als zweckmäßig erwiesen, da diese Temperatur in der Regel mit guter Näherung bekannt ist. Die mittlere Oberflächentemperatur des Werkzeuges  $T_{KA}$  ist zunächst unbekannt und muss auf Basis von Erfahrungswerten angenommen werden. Diese Annahme wird entweder durch die Simulation bestätigt oder muss basierend auf diesem ersten Simulationsergebnis korrigiert werden. Im zweiten Fall wird die Simulation mit der geänderten, mittleren Oberflächentemperatur wiederholt. In Bereichen wo die Werkzeug-Oberflächentemperatur höher als die Annahme liegt, ist der Wärmeeintrag in das Werkzeug geringer als in (44) definiert und umgekehrt. Dieser Einfluss ist jedoch aufgrund der hohen Platinentemperatur als Referenztemperatur  $T_{KB}$  nicht stark ausgeprägt. Trotzdem wird durch die Robin-Randbedingung dem Umstand Rechnung getragen, dass in überhitzten Werkzeugbereichen ein geringerer Wärmeeintrag stattfindet als in unterkühlten Bereichen.

Da die mittlere Arbeitstemperatur einen stationären Zustand darstellt, ist diese unabhängig von der gewählten Anfangstemperatur. In dieser Arbeit wird jedoch auch die Temperatur des Werkzeugs kurz nach dem Werkzeugschluss bestimmt. Dazu wird eine transiente Abkühlphase nach Erreichen der mittleren Arbeitstemperatur durchgeführt. In dieser Abkühlphase wird die Robin-Randbedingung nach (30) durch eine konvektive Randbedingung, wie bei der Mantelfläche, ersetzt. Die, in dieser Arbeit verwendete Software HyENA<sup>1</sup> [6] unterstützt keine inhomogenen Anfangsbedingungen. Somit wird die gesamte Einlaufphase des Werkzeugs bis zum quasistationären Zustand der mittleren Arbeitstemperatur simuliert, gefolgt von einer Abkühlphase. Diese Modellbildung spiegelt nicht den exakten Umformprozess wider. Vielmehr ist sie eine Methode, die mit äußerst geringem Aufwand eine gute Annäherung an die reale Temperatursituation im Werkzeug liefert. Dies wird durch Messungen, dargestellt im nachfolgenden Kapitel 6.3, bestätigt.

Für die Simulation wurden konstante Materialparameter verwendet. Zum einen ist die Temperaturabhängigkeit des Werkzeugmaterials CR7V-L im betrachteten Temperaturbereich bis max. 200 °C nicht stark ausgeprägt, zum anderen kann die Methode der Randelemente nur mit konstanten Koeffizienten effizient eingesetzt werden, wie in Kapitel 2.3.3 beschrieben. Somit wur-

<sup>1</sup> siehe dazu auch Kapitel 6.4

den für die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda = 24 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ , für die spezifische Wärmekapazität  $c_p = 448 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$  und für die Dichte  $\rho = 7647 \text{ kg/m}^3$  eingesetzt. Des weiteren wurden folgende Werte verwendet:

- Umgebungstemperatur  $T_\infty = 23^\circ\text{C}$
- Platinentemperatur  $T_{KA} = 850^\circ\text{C}$
- Wassertemperatur  $T_\infty = 23^\circ\text{C}$
- konv. Wärmeübergangszahl zur Umgebung  $\alpha = 10 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$
- konv. Wärmeübergangszahl im Kühlkanal  $\alpha = 1460 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  bei einer Strömungsgeschwindigkeit von  $0,3 \text{ m s}^{-1}$
- fiktive Wärmeübergangszahl an der Aktivfläche  $\alpha_{RB} = 47 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  bei einer Zykluszeit von  $t_{Zyklus} = 59 \text{ s}$

Für die Lösung der instationären Wärmeleitungsgleichung mit den angeführten Randbedingungen wird die C++ Bibliothek HyENA [6] verwendet, welche die Methode der Randelemente für die Lösung partiellen Differentialgleichungen nutzt. Ausgangspunkt für die BEM ist die sogenannte Darstellungsformel, welche im Falle der instationären Wärmeleitung durch

$$T(\tilde{x}, t) = \int_0^t \int_\Gamma U^*(\tilde{x} - y, t - \tau_u) a \frac{\partial T(y, \tau_u)}{\partial \zeta_y} ds_y d\tau_u \dots$$

$$- \int_0^t \int_\Gamma a \frac{\partial U^*(\tilde{x} - y, t - \tau_u)}{\partial \zeta_y} T(y, \tau_u) ds_y d\tau_u \quad \tilde{x} \in \Omega \quad (46)$$

gegeben ist, wobei  $U^*$  die Fundamentallösung (6) der instationären Wärmeleitungsgleichung (5) ist. Die Darstellungsformel stellt die Lösung der Wärmeleitungsgleichung an einer beliebigen Stelle  $\tilde{x}$  im Problemgebiet  $\Omega$  zum Zeitpunkt  $t$  in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur  $T(y, \tau_u)$  und der Wärmestromdichte senkrecht zur Oberfläche  $\lambda \partial T(y, \tau_u) / \partial \zeta_y$  dar. Da diese Größen zunächst nicht bekannt sind, wird die Darstellungsformel (46) auf den Rand geschoben, wo sie zur Randintegralgleichung (47) wird.

$$\begin{aligned} \frac{1}{2}T(x,t) &= \int_0^t \int_{\Gamma} U^*(x-y, t-\tau_u) a \frac{\partial T(y, \tau_u)}{\partial \zeta_y} ds_y d\tau_u - \dots \\ &\int_0^t \int_{\Gamma} a \frac{\partial U^*(x-y, t-\tau_u)}{\partial \zeta_y} T(y, \tau_u) ds_y d\tau_u \quad x \in \Gamma \end{aligned} \quad (47)$$

Diese kann dazu genutzt werden, die jeweils komplementären Randdaten zu den, im zugrundeliegenden Anfangs-Randwert Problem gegebenen Randdaten, zu bestimmen. Die Diskretisierung dieser Randintegralgleichung führt zu direkten Randintegralmethoden, bei der die unbekannt GröÙen  $T(y, \tau_u)$  und  $\lambda \frac{\partial T(y, \tau_u)}{\partial \zeta_y}$ , die physikalische Bedeutung der Temperatur bzw. Wärmestromdichte  $\dot{q}$  am Problemrand (Oberfläche)  $\Gamma$  haben (vgl. [97]). Zur numerischen Lösung wird eine Standard-Galerkin-Diskretisierung mit stückweise polynomialen Ansätzen in Raum und Zeit angewandt [98]. Für die detaillierte Implementierung der Methode sei an dieser Stelle auf die Arbeit von Messner [88] verwiesen. Das zu lösende Gleichungssystem unter Berücksichtigung von Dirichlet- und Robin-Randbedingungen

$$\begin{bmatrix} \tilde{V} & -(\frac{1}{2} + \tilde{K}) \\ (\frac{1}{2} + \tilde{K}') & \tilde{D} + \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{q} \\ T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tilde{K} g_D \\ g_R - (\tilde{D} + \alpha) g_D \end{bmatrix} \quad (48)$$

besitzt vollbesetzte Matrizen und benötigt im Vergleich zur FEM spezielle Lösungsmethoden zur effizienten Lösung von großen Problemen. Dies wird im konkreten Fall durch die Anwendung der Fast Multipole Methode FMM (vgl. [99], [88]) realisiert. Während bei der herkömmlichen BEM die vollbesetzten Systemmatrizen explizit aufgestellt und angewandt werden, wird bei der FMM nur eine effiziente Approximation der Anwendung dieser Systemmatrizen realisiert. Dieser Approximation liegt eine Clusterung<sup>2</sup> des Problemgebietes und eine Annäherung von hinreichend weit entfernten Wechselwirkungen zugrunde. Während die starken Wechselwirkungen nahe beieinander liegender Cluster direkt ausgewertet werden, werden die schwächeren Wechselwirkungen weiter entfernter Cluster nur angenähert. Diese hierarchische Struktur ist in Abbildung 35 dargestellt. Durch die Anwendung der FMM kann bei  $N$  Unbekannten eine Reduktion des Aufwandes von  $\mathcal{O}(N^2)$  zu  $\mathcal{O}(N)$  erzielt werden.

<sup>2</sup> Zusammenfassung von Knoten zu einem Gebiet (Cluster)

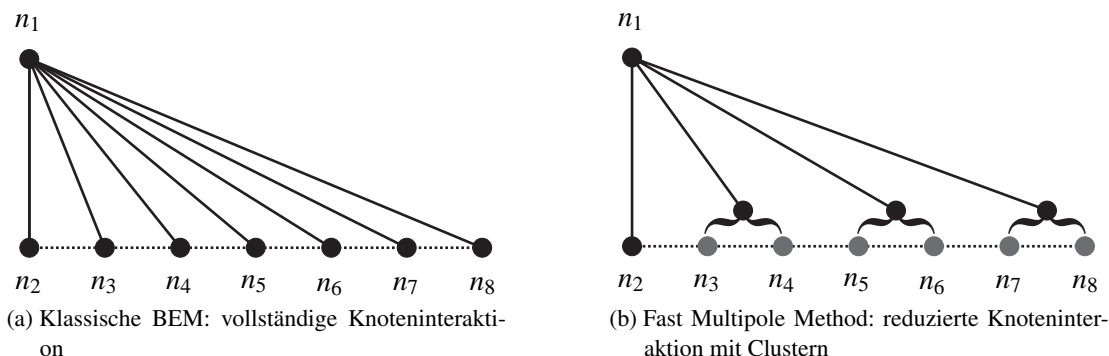


Abbildung 35: Unterschied in der hierarchischen Struktur der BEM und FMM-BEM; eigene Darstellung

### 6.3 BEM-SIMULATION DER TEILBETRACHTUNG DER WERKZEUGE

Die Simulationsmodelle für die Teilbetrachtung der Werkzeuge bestehen aus  $6,8 \cdot 10^3$  Dreieckselementen und  $3,4 \cdot 10^3$  Knoten für den Blechhalter,  $1,4 \cdot 10^5$  Dreieckselementen und  $7,1 \cdot 10^4$  Knoten für das Oberwerkzeug und aus  $9,5 \cdot 10^4$  Dreieckselementen und  $4,7 \cdot 10^4$  Knoten für das Unterwerkzeug. Das Ergebnis aus der Simulation mit der Software HyENA ist die mittlere zu erwartende Arbeitstemperatur des Werkzeuges im Serienprozess (Abbildung 36a) und die Temperatur des Werkzeuges am Beginn des Presshärtprozesses (Abbildung 36b). Die Abbildungen 37 bis 40 zeigen die Ergebnisse der vereinfachten Simulationsmethode in Form von Temperaturkurven an den entsprechenden Messpunkten. Die quasistationäre Arbeitstemperatur und die Temperatur zum Werkzeugschluss sind markiert. Ein Vergleich der Temperaturen zum Werkzeugschluss zwischen Messung und Simulation ist in Tabelle 5 dargestellt und zeigt eine gute Vorhersage dieser Temperaturen mit der vereinfachten Simulationsmethode.

	<i>TE1</i>	<i>TE2</i>	<i>TE3</i>	<i>TE4</i>
Messung	31,3	38,1	47,6	33,8
Simulation vereinfacht	39,6	42,6	48,9	28,3
Abweichung	21,0 %	10,4 %	2,6 %	19,0 %

Tabelle 5: Temperaturvergleich an den Positionen der Messpunkte der vereinfachten Simulation und der Messung zum Zeitpunkt des Werkzeugschluss in Zyklus 16; eigene Darstellung

Eine weitere Validierung der vereinfachten Simulationsmethode wurde an einem industriellen Warmform-Serienwerkzeug während eines Serienprozesses durchgeführt. Dabei wurde eine A-Säule im Prozess des *Crash-formens* hergestellt. Das Simulationsmodell des Stempels besteht aus  $3,7 \cdot 10^5$  Dreieckselementen und  $1,8 \cdot 10^5$  Knoten und ist somit um ein Vielfaches größer als das

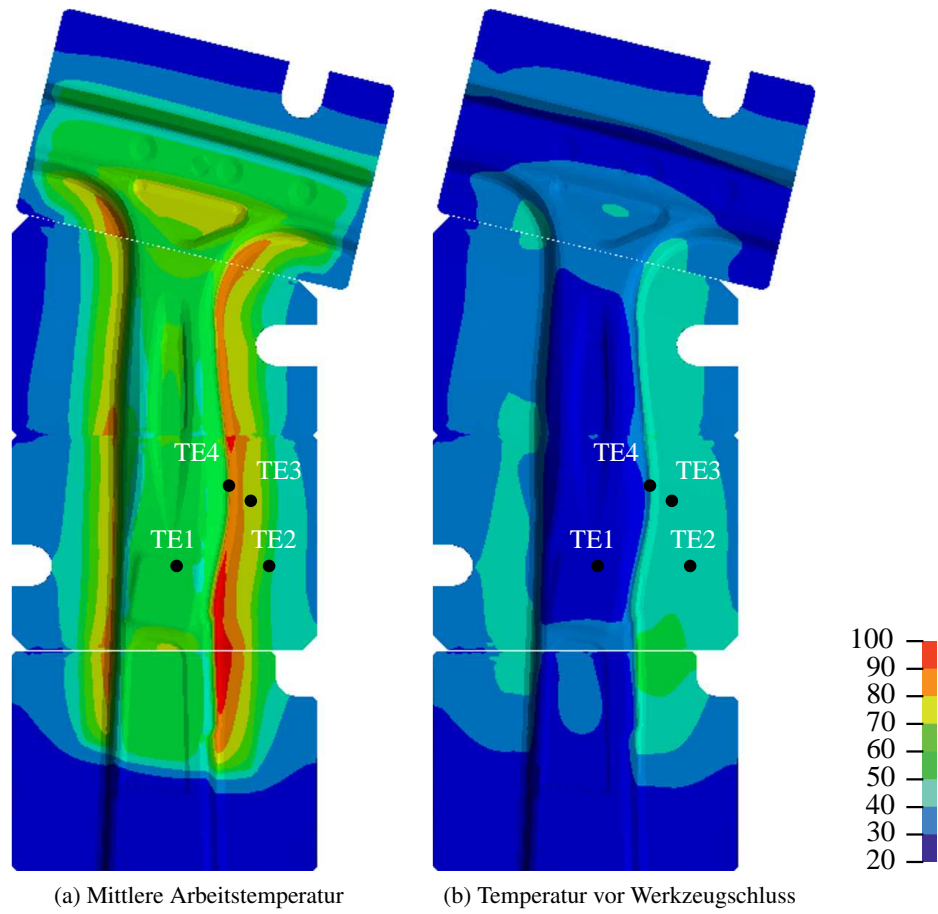


Abbildung 36: Werkzeug-Oberflächentemperaturen des Oberwerkzeuges aus der vereinfachten Simulationsmethode; Temperaturen  $T$  in  $^{\circ}\text{C}$ ; eigene Darstellung

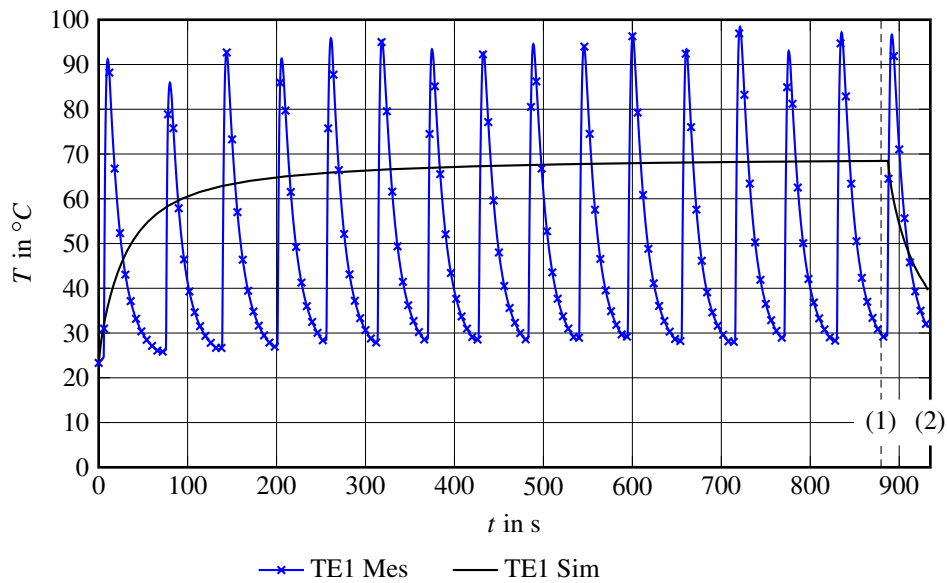


Abbildung 37: Temperaturkurven für TE1 aus der vereinfachten Simulationsmethode und der Messung; quasistationäre Arbeitstemperatur (1) und Temperatur zum Werkzeugschluss in Zyklus 16 (2); eigene Darstellung

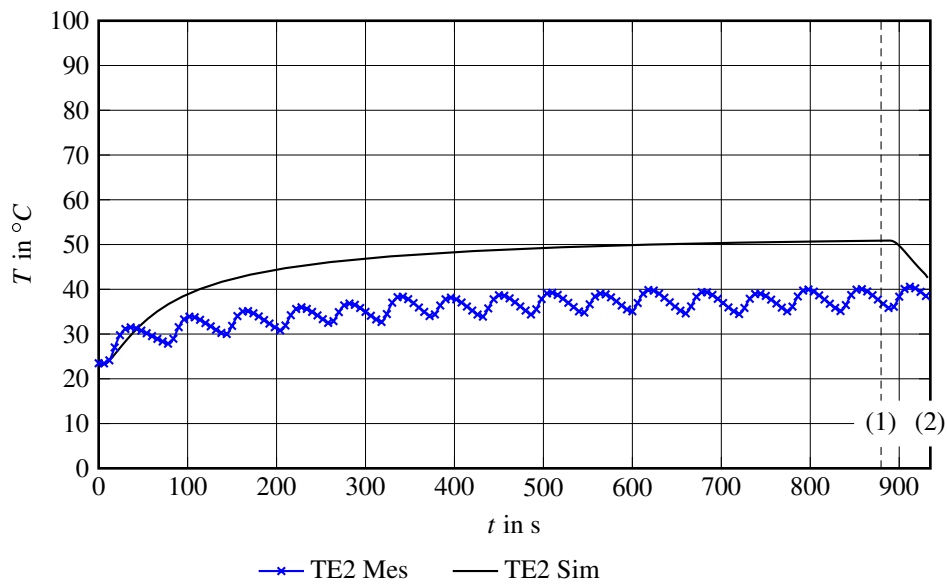


Abbildung 38: Temperaturkurven für TE2 aus der vereinfachten Simulationsmethode und der Messung; quasistationäre Arbeitstemperatur (1) und Temperatur zum Werkzeugschluss in Zyklus 16 (2); eigene Darstellung



### 6.3 BEM-Simulation der Teilbetrachtung der Werkzeuge

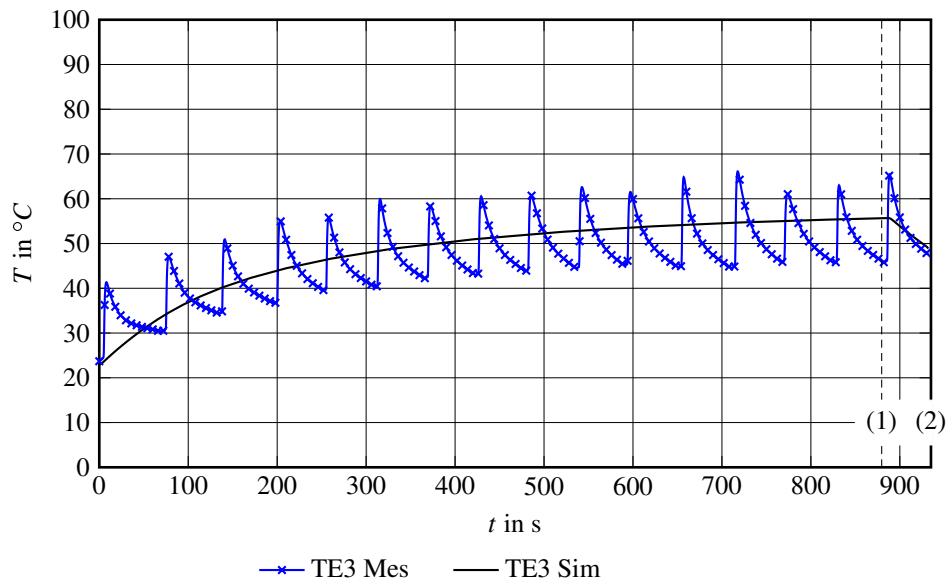


Abbildung 39: Temperaturkurven für TE3 aus der vereinfachten Simulationsmethode und der Messung; quasistationäre Arbeitstemperatur (1) und Temperatur zum Werkzeugschluss in Zyklus 16 (2); eigene Darstellung

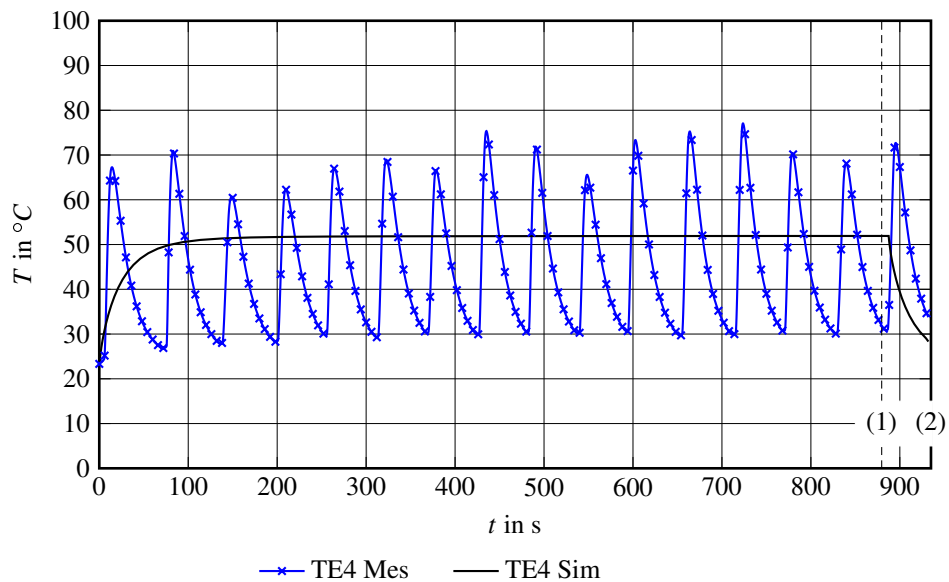


Abbildung 40: Temperaturkurven für TE4 aus der vereinfachten Simulationsmethode und der Messung; quasistationäre Arbeitstemperatur (1) und Temperatur zum Werkzeugschluss in Zyklus 16 (2); eigene Darstellung

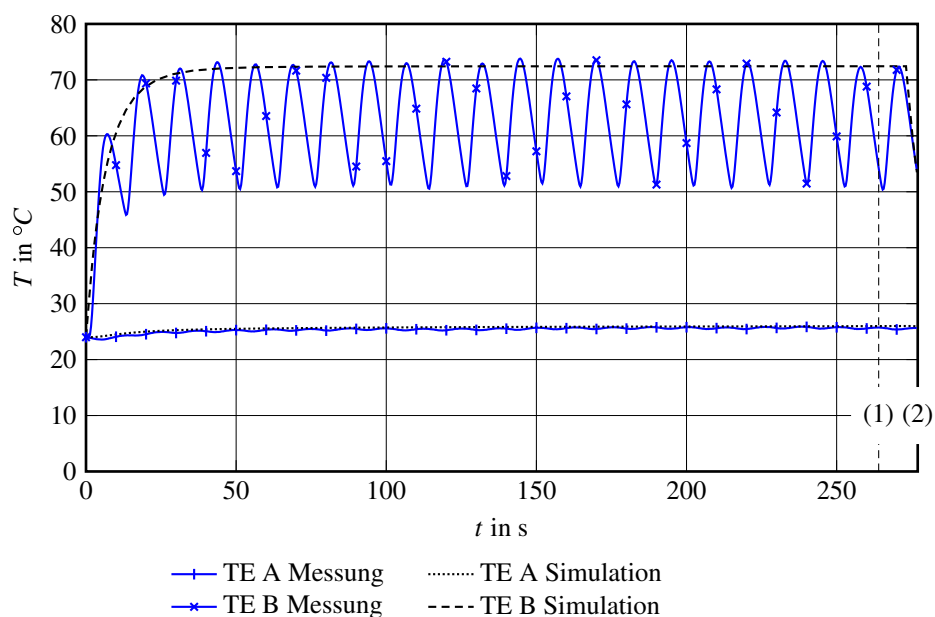


Abbildung 41: Temperaturkurven aus der vereinfachten Simulationsmethode und der Messung während eines industriellen Serienprozesses; quasistationäre Arbeitstemperatur (1) und Temperatur zum Werkzeugschluss in Zyklus 22 (2); eigene Darstellung

	<i>TE A</i>	<i>TE B</i>
Messung	25,7	54,0
Simulation vereinfacht	25,9	53,5
Abweichung	1 %	1 %

Tabelle 6: Temperaturvergleich an den Positionen der Messpunkte der vereinfachten Simulation und der Messung zum Zeitpunkt des Werkzeugschlusses während eines industriellen Serienprozesses in Zyklus 22; eigene Darstellung

zuvor beschriebene Versuchswerkzeug. In dieses Serienwerkzeug wurden zwei Thermoelemente eingebracht und, ähnlich wie in Kapitel 5 beschrieben, die Temperaturentwicklung im Werkzeug aufgezeichnet. Die Zykluszeit dieses Prozesses war 12,4 s mit einer Härtezeit von 6 s, was auch der Härtezeit im Laborversuch mit dem beschriebenen Umformwerkzeug entspricht. Die Strömungsgeschwindigkeit in den Kühlkanälen wurde aus einer Durchflussmessung am Werkzeug mit  $2,65 \text{ m s}^{-1}$  bestimmt. Der Vergleich der aufgezeichneten Temperaturen mit dem Ergebnis der vereinfachten Simulationsmethode ist in Abbildung 41 dargestellt. Eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Messung kann festgestellt werden. Vor allem die Temperatur zum Zeitpunkt des Werkzeugschlusses nach dem letzten Zyklus konnte sehr genau simuliert werden.

## 6.4 MODELLBILDUNG AM GESAMTSYSTEM MIT FEM

Der thermisch aktivierte Prozess des Presshärtens fordert im Vergleich zum konventionellen Tiefziehprozess bei Raumtemperatur eine besondere Modellbildung. Der Parameter *Temperatur* erhöht die Komplexität der Modellbildung erheblich aufgrund folgender physikalischer Erscheinungen:

- Temperaturabhängigkeit der thermischen und mechanischen Materialparameter
- Temperaturabhängigkeit der Randbedingungen (Konvektion, Strahlung)
- thermischer Kontaktwiderstand zwischen Bauteil und Werkzeug
- allotrope Umwandlungen im Materialmodell

Zusätzlich muss aufgrund der hohen Stößelgeschwindigkeiten von ca.  $200 \text{ mm s}^{-1}$  die Dehnratenabhängigkeit des Platinenmaterials berücksichtigt werden. Das Zusammenspiel all dieser Faktoren wird durch die Anwendung von thermisch-mechanisch gekoppelten Simulationsmodellen realisiert. Dabei werden starke und schwache Kopplungen unterschieden.

Die *starke Kopplung* (auch direkte Kopplung) bezeichnet die gleichzeitige Simulation mehrerer Feldeffekte, wie z. B. Magnetismus, Elektrizität oder Wärme, durch eine Kopplung der Steifigkeit der einzelnen Feldeffekte. Die Systemsteifigkeit beinhaltet dabei die Elementsteifigkeiten aller Feldeffekte, aber auch deren Kopplungsterme, was zu einer unsymmetrischen Gesamt-Steifigkeitsmatrix führt. Die Methode wird häufig für Probleme eingesetzt, bei denen sich mehrere Feldgrößen gegenseitig beeinflussen und benötigt spezielle Elementformulierungen und angepasste Gleichungslöser.

Bei der *schwachen Kopplung* (auch indirekte oder sequentielle Kopplung) wird die Kopplung der einzelnen Feldeffekte über eine Anpassung des Lastvektors durchgeführt. Die Kopplungsterme in der Gesamtsteifigkeitsmatrix fallen weg und die Feldeffekte sind somit voneinander unabhängig. Für die Lösung wird zuerst das Feldproblem berechnet. Das Ergebnis, z. B. die Knotentemperatur, dient als zusätzliche Lastgröße für die folgende strukturmechanische Berechnung, z. B. als thermische Dehnung. Der Vorteil dieser Methode liegt in der Effizienz bezüglich Rechenzeit und Speicherbedarf und die einfache Kopplung beliebiger Softwarepakete über Standardschnittstellen. In [100] wird eine schwache thermo-mechanische Kopplung zwischen den Softwarepaketen Marc<sup>®3</sup>2005 und PAM-STAMP<sup>®4</sup>2G vorgenommen.

In dieser Arbeit wird eine thermisch-mechanisch schwach gekoppelte Simulation des Presshärtprozesses mit der Software LS-DYNA<sup>®5</sup> durchgeführt. Dieses Produkt hat sich im Bereich

3 Marc<sup>®</sup> ist eine eingetragene Marke der MSC Software Corporation

4 PAM-STAMP<sup>®</sup> ist eine eingetragene Marke der ESI Group

5 LS-DYNA<sup>®</sup> ist eine eingetragene Marke der Livermore Software Technology Corporation

des Presshärtens sehr stark etabliert und wird sowohl im industriellen als auch im universitären Umfeld eingesetzt. Der große Vorteil ist die hohe Flexibilität in der Definition von Materialmodellen, Randbedingungen und Übergangsbedingungen und die Implementierung von, auf die Blechumformung spezialisierte Methoden. Die Modellierung des Gesamtprozesses erfolgt in fünf Prozessphasen, dargestellt in Abbildung 42.

In der ersten Phase, *Einlegen*, wird die Platine in das offene Werkzeug eingelegt. Der Platinentransfer wird nicht berücksichtigt, da von einer homogenen Platinen-Einlegetemperatur ausgegangen wird. Die Platinen-Einlegetemperatur ist in der Regel bekannt bzw. kann sehr einfach gemessen werden. Die Werkzeug-Starttemperatur wird beim ersten Zyklus gleich der Umgebungstemperatur oder der Kühlmediumtemperatur gesetzt. Für alle weiteren Zyklen wird die lokale Werkzeugtemperatur aus der vorangegangenen Phase übernommen.

In der zweiten Phase, *Schließen*, findet das Schließen von Blechhalter und Matrize statt. In dieser Phase treten nur mäßige Verformungen an der Platine auf. Allerdings beginnt das Bauteil aufgrund der wachsenden Kontaktbereiche mit dem Werkzeug rasch abzukühlen. Gleichzeitig erwärmt sich das Werkzeug in den Kontaktbereichen merklich.

In der dritten Phase, *Ziehen*, findet die eigentliche Umformung statt. Hier nimmt die Kontaktfläche zwischen Bauteil und Werkzeug sehr stark zu und es kommt zu einer weiteren, schnellen Abkühlung der Platine. Die Oberflächentemperatur des Werkzeugs nimmt gleichzeitig kontinuierlich zu. Zusätzlich treten sehr große plastische Verformungen am Bauteil auf. Die Martensit-Starttemperatur ( $T_{Ms} \approx 400^\circ\text{C}$ ) darf beim direkten Presshärtprozess während der Umformung nicht unterschritten werden, um die gute Umformbarkeit des Materials ausnutzen zu können.

In der vierten Phase, *Härten*, ist das Werkzeug komplett geschlossen und der Härtevorgang findet statt. Dabei wird dem Bauteil die verbliebene thermische Energie durch das gekühlte Werkzeug rasch entzogen ( $\dot{T} \geq 27 \text{ K s}^{-1}$ ) und die Martensit-Start Temperatur  $T_{Ms}$  wird unterschritten. Im Werkzeug äußert sich diese Phase durch einen deutlichen Temperaturanstieg. In Abhängigkeit der Kühlleistung und der Temperaturleitfähigkeit des Werkzeugmaterials wird innerhalb dieser Phase die maximale Temperatur an der Werkzeugoberfläche erreicht.

In der fünften Phase, *Öffnen und Entnahme*, wird das Bauteil aus dem Werkzeug entnommen und das geöffnete Werkzeug kühlt durch die aktive Kühlung und Konvektion an die Umgebung ab. Diese Phase ist als Wartezeit zwischen zwei Zyklen charakterisiert. Der Temperaturzustand des Werkzeugs am Ende dieser Phase entspricht der Temperatur-Anfangsbedingung für den nachfolgenden Zyklus.

Die numerische Modellbildung in den einzelnen Phasen unterscheidet sich prinzipiell durch die Anwendung unterschiedlicher Zeitdiskretisierungen (auch Zeitintegrationsverfahren). Bei der impliziten Zeitintegration werden zur Lösung der Ortsableitungen Funktionswerte zum Zeitpunkt  $t = t_{n+1}$  eingesetzt. Dies führt zu einem Gleichungssystem, welches nur durch Iteration gelöst

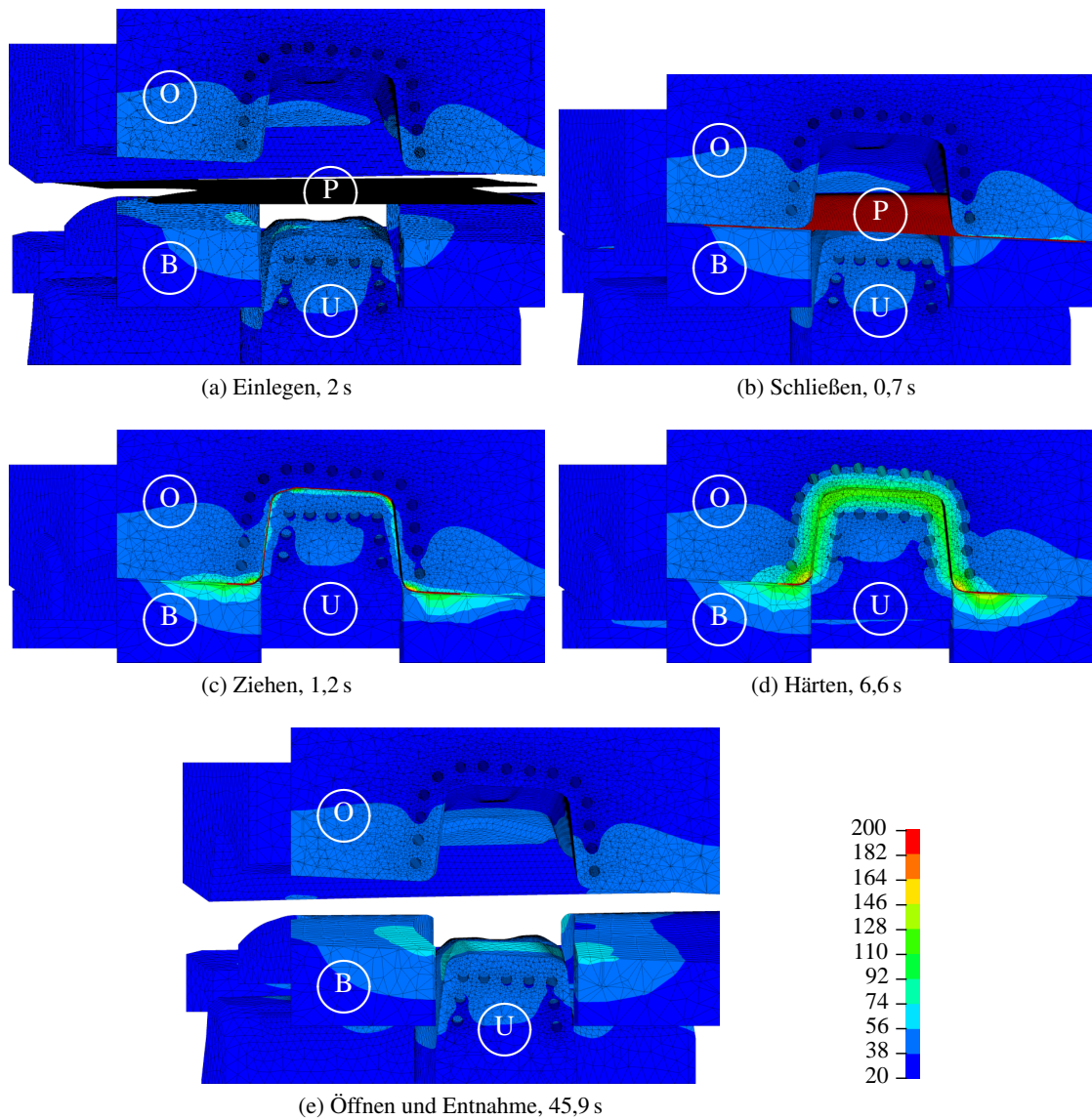


Abbildung 42: 5 Prozessphasen des direkten Presshärtprozesses: Querschnitt durch das Werkzeug und die Platine mit Angaben zur Phasendauer und Darstellung der Temperatur am Ende der jeweiligen Phase; Temperaturen in °C; eigene Darstellung  
 O... Oberteil, B... Blechhalter, U... Unterteil, P... Platine

werden kann. Im Gegensatz dazu werden die Ortsableitungen beim expliziten Schema zum bekannten Zeitpunkt  $t = t_n$  aufgestellt und direkt gelöst, da die Lösung zum Zeitpunkt  $t_n$  bekannt ist. Bei einem weiteren Verfahren, dem Crank-Nicolson-Verfahren, werden die Funktionswerte je zur Hälfte zu den Zeitpunkten  $t = t_n$  und  $t = t_{n+1}$  bestimmt. Ein wichtiges Charakteristikum der Zeitintegrationsverfahren ist deren Stabilität, ausgedrückt durch die Courant-Friedrichs-Lewy-Zahl CFL [101]

$$CFL = \frac{v \cdot \Delta t}{\Delta x}. \quad (49)$$

Sie gibt das Verhältnis zwischen der physikalischen Ausbreitungsgeschwindigkeit  $v$  von Störungen zur Ausbreitungsgeschwindigkeit von Informationen des Algorithmus  $\Delta x / \Delta t$  an. Dabei ist  $\Delta x$  die kleinste Elementkantenlänge der Vernetzung und  $\Delta t$  die numerische Zeitschrittweite. Während implizite Verfahren bei sehr hohen Werten von  $CFL$  noch stabile Lösungen liefern, muss für explizite Verfahren die Bedingung  $CFL \leq 1$  eingehalten werden. Hier dürfen sich Informationen während eines numerischen Zeitschrittes nur maximal um eine Elementkantenlänge weit fortpflanzen. Bei der expliziten Strukturmechanik ist die physikalische Ausbreitungsgeschwindigkeit  $v$  gleichzusetzen mit der Schallgeschwindigkeit  $v_c$  des Materials. Somit begrenzt die  $CFL$ -Bedingung den mechanischen Zeitschritt zu

$$\Delta t_{mech} \leq \frac{\Delta x}{v_c} \quad \text{mit} \quad v_c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}. \quad (50)$$

Für explizite thermische Probleme wird die physikalische Ausbreitungsgeschwindigkeit  $v$  durch die Temperaturleitfähigkeit  $a$  pro kleinster Elementkantenlänge  $\Delta x$  ausgedrückt. Somit ergibt sich für den maximalen thermischen Zeitschritt  $\Delta t_{therm}$  die Beziehung

$$\Delta t_{therm} \leq \frac{\Delta x^2}{a}, \quad (51)$$

was in der Regel zu einem wesentlich größeren Zeitschritt für thermische Problem im Vergleich zu strukturmechanischen Problemen führt.

Explizite Zeitintegrationsmethoden haben ihren großen Vorteil in der Simulation von hochdynamischen Vorgängen. Um eine hohe Genauigkeit zu gewährleisten muss die Zeitschrittweite aus der Natur der Problemstellung heraus sehr klein gewählt werden. Dies führt zu einer hohen Anzahl von Berechnungsschritten, wobei das Gleichungssystem mit direkten, expliziten Methoden im Allgemeinen schneller gelöst werden kann, als mit iterativen, impliziten Methoden. Bei expliziten Methoden ist nur eine Anpassung der Systemsteifigkeit zu jedem Zeitschritt notwendig, während bei impliziten Methoden in jedem Zeitschritt die Steifigkeitsmatrix des Systems neu auf-

gebaut werden muss. Dies ist vor allem ein Vorteil beim Vorhandensein von Nichtlinearitäten<sup>6</sup>, wie sie im Blechumformprozess aufgrund großer Verschiebungen, variierender Kontaktbereiche und nichtproportionaler Materialmodelle auftreten. Implizite Methoden haben ihre Vorteile bei statischen bzw. quasi-statischen Vorgängen. Hier können sie den Vorteil der Stabilität bei hohen Zeitschrittweiten voll ausnutzen, da bei wenig dynamischen Systemen keine feine, zeitliche Auflösung der physikalischen Effekte gefordert wird. Somit sind hier durch die Anwendung von impliziten Methoden deutlich weniger zeitliche Diskretisierungsschritte notwendig als bei expliziten Methoden aufgrund des *CFL*-Kriteriums gefordert wäre. Der Nachteil der aufwändigeren Gleichungslösung wird von der geringeren Anzahl an Berechnungsschritten aufgehoben. Zusätzlich neigen explizite Verfahren zu Oszillationen in der Lösung, was sich störend auf statische bzw. quasi-statische Vorgänge auswirkt.

Entsprechend der genannten Zeitdiskretisierungsmethoden wird für den mechanischen Teil der schwachen Kopplung bei großen Vorformungen (zweite und dritte Phase aus Abbildung 42) ein explizites Zeitintegrationsverfahren gewählt. In allen anderen Phasen werden für den mechanischen Teil implizite Verfahren verwendet, da keine großen Nichtlinearitäten mehr auftreten und die Einschränkung der Zeitschrittweite durch das *CFL*-Kriterium zu sehr hohen Rechenzeiten führt. Für den thermischen Teil der schwachen Kopplung wird generell ein implizites Verfahren angewandt, da dieses aufgrund der hohen Lösungsstabilität und der größeren maximalen Zeitschrittweite für thermische Problemstellungen gut geeignet ist. Daraus ergeben sich unterschiedliche explizite und implizite Zeitschrittweiten (vgl. [102]) bei der Simulation der zweiten und dritten Phase. Nur alle  $10^2$  bis  $10^4$  expliziten Zeitschritte findet eine Kopplung und somit ein Datenaustausch zwischen mechanischem und thermischem Teil statt. In der Praxis wird für den expliziten Zeitschritt ein Wert vorgegeben, während der implizite Zeitschritt unabhängig davon durch die maximale Temperaturdifferenz zwischen zwei Rechenschritten definiert wird.

Zur künstlichen Erhöhung der Zeitschrittweite bei gleichzeitiger Einhaltung des *CFL*-Kriteriums wird bei expliziten, dynamischen Simulationen eine Skalierung der Masse durchgeführt. Durch die Erhöhung der Masse wird gleichzeitig die Schallgeschwindigkeit  $C$  des Materials erhöht, wodurch größere stabile mechanische Zeitschritte entsprechend (50) möglich sind. Die Höhe der zugegebenen Masse muss vom Anwender für das jeweilige Problem abgeschätzt werden. Übliche Faktoren liegen im Bereich von 1 bis  $10^2$ . Eine zu starke Massenskalierung führt zu einer Überhöhung der Trägheitsenergien im System und kann trägheitsabhängige Lösungsterme, wie z. B. Prozesskräfte, verzerren. Die Massenskalierung erfolgt nur im mechanischen Teil der Kopplung. Für den thermischen Teil wird die tatsächliche Dichte des Materials verwendet.

Während durch die Massenskalierung die Zeitschrittweite und somit die Anzahl an expliziten Berechnungsschritten verringert wird, ermöglicht eine künstliche Erhöhung der virtuellen

<sup>6</sup> Nichtproportionale Abhängigkeit der Systemsteifigkeit von der Belastung

Prozessgeschwindigkeit  $v_{virt}$  um den Faktor  $\tau$  entsprechend (52) eine Verkürzung der virtuellen Prozesszeit  $t_{virt}$  und somit auch eine Reduzierung der notwendigen Berechnungsschritte.

$$\tau = \frac{v_{virt}}{v_{real}} = \frac{t_{real}}{t_{virt}} \quad (52)$$

Der Einfluss auf die trägheitsabhängigen Prozessgrößen tritt auch bei dieser „Zeitskalierung“ auf und ist durch Betrachtung der Trägheitsenergien des Systems abzuschätzen. Durch die Einführung des Zeitskalierungsfaktors  $\tau$  müssen, zur Erhaltung der physikalischen Aussagekraft, ähnlichkeitstheoretische Beziehungen eingehalten werden. So wird die zeitliche Wärmeleitung in einem Körper durch die dimensionslose Fourier-Zahl

$$Fo = a \frac{t}{L^2} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p} \frac{t}{L^2} \quad (53)$$

charakterisiert. Zur korrekten Abbildung der Wärmeleitung bzw. zur Einhaltung der Ähnlichkeitsbeziehung müssen die virtuelle und die reale Fourier-Zahl gleich sein:

$$Fo_{virt} = Fo_{real}. \quad (54)$$

Daraus ergibt sich für die virtuelle Wärmeleitfähigkeit

$$\lambda_{virt} = \tau \lambda_{real}. \quad (55)$$

Die virtuellen Wärmeübergangszahlen für Konvektion  $\alpha_{virt}$  und thermischen Kontakt  $\alpha_{K_{virt}}$  werden durch die Biot-Zahl  $Bi$  (32) definiert, wodurch

$$\alpha_{virt} = \tau \alpha_{real} \quad (56)$$

und

$$\alpha_{K_{virt}} = \tau \alpha_{K_{real}} \quad (57)$$

resultiert. Die Strahlung wird durch die sog. Sparrow-Zahl

$$Sp = \frac{\varepsilon \sigma T_{abs}^3 L}{\lambda}. \quad (58)$$

charakterisiert [103]. Daraus ergibt sich für die virtuelle Stefan-Boltzmann-Konstante  $\sigma_{virt}$  ein Wert von

$$\sigma_{virt} = \tau \sigma_{real}. \quad (59)$$



Zusätzlich zu den thermischen Parametern  $\lambda$ ,  $\alpha$ ,  $\alpha_K$  und  $\sigma$ , muss auch die Dehnratensensibilität skaliert werden. In LS-DYNA wird das elastisch-visko-plastische, temperaturabhängige Materialmodell MAT\_106 für die Anwendung im Presshärtprozess zur Verfügung gestellt. In diesem Modell wird die Dehnratenabhängigkeit mit dem Cowper-Symonds-Modell ([104] nach Ottosen und Ristinmaa [105]) modelliert:

$$\frac{\sigma_{fvp}}{R_p} = 1 + \left( \frac{\dot{\phi}_{virt}}{C} \right)^{\frac{1}{p}}. \quad (60)$$

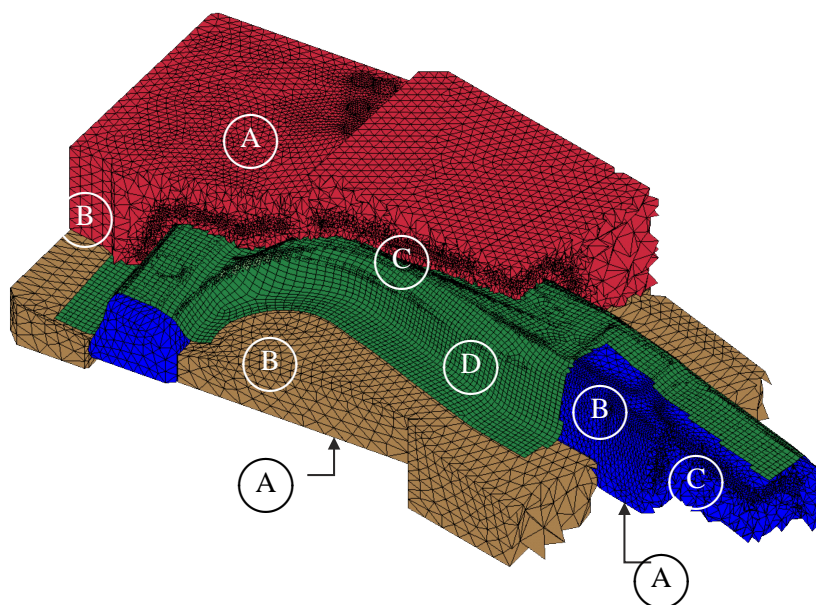
Die Dehnrade  $\dot{\phi}_{virt}$  aus der Simulation ist bei Anwendung der Zeitskalierung um den Faktor  $\tau$  größer. Somit muss auch die Referenzdehnung  $C$  um den Faktor  $\tau$  erhöht werden, damit das Spannungsverhältnis aus dynamischer  $\sigma_{fvp}$  und statischer Fließspannung  $R_p$  konstant bleibt.

Für die Modellierung der Platine spielen thermo-mechanische Effekt eine große Rolle. Somit wird ein gemischt bilinear-quadratisches Schalenelement verwendet, welches in LS-DYNA speziell für die Anwendung in thermo-mechanischen Prozessen zur Verfügung steht. Dieses Schalenelement wird intern als thermisches 12-Knotenelement behandelt, wodurch ein Temperaturgradient in Dickenrichtung abgebildet werden kann [106]. Für den mechanischen Teil der Berechnung entspricht das Element einem vollintegrierten Schalenelement mit 4 Knoten. Die Ausdünnung der Platine wird über die Volumenkonstanz und die Annahme eines ebenen Spannungszustandes bestimmt.

Für die Werkzeugkörper ist nur die Wärmeleitung von Interesse. Aufgrund der komplexen Geometrie wurden lineare, unter-integrierte Tetraeder-Elemente vom Typ 10 verwendet. Mit diesem Elementtyp wird im Gegensatz zu Hexaedern eine bessere Netzqualität erzielt. Da in dieser Arbeit nur thermische Effekte im Werkzeugkörper und keine mechanischen Verschiebungen berechnet werden, ist das mechanisch zu steife Verhalten dieses Elementtyps nicht von Bedeutung [107].

Die verwendeten Randbedingungen am Gesamtsystem sind in Abbildung 43 dargestellt. Die Basisflächen der Werkzeuge werden mit einer konstanten Temperaturrandbedingung modelliert. Es kann mit hinreichender Genauigkeit angenommen werden, dass aufgrund der aktiven Werkzeugkühlung keine Wärme bis zum Werkzeugboden durchdringt und somit die Temperatur konstant bleibt. Dies ist mit guter Näherung auch tatsächlich der Fall. Sämtliche Außenflächen wie Mantelflächen und Aktivflächen erhalten konvektive Randbedingungen. Dazu wird der Strahlungsanteil in eine konvektive Randbedingung mit einer temperaturabhängigen konvektiven Ersatzwärmeübergangszahl  $h$  überführt:

$$\alpha(T_{film}) = \sigma \varepsilon \frac{T_K^4 - T_\infty^4}{T_K - T_\infty} = h(T_{film}) \varepsilon \quad T_{film} = \frac{T_K + T_\infty}{2} \quad (61)$$



(a) Modell des Gesamtsystems

Pos.	Bezeichnung	Randbedingung
A	Basisfläche	Dirichlet
B	Außenflächen	Robin
C	Kühlkanäle	Robin
D	Platine	Robin

(b) Randbedingungen

Abbildung 43: Vollmodell des Presshärtwerkzeuges mit Randbedingungen; eigene Darstellung

Dies ermöglicht eine Modellierung in Celsius-Einheiten und eine Verbesserung der Konvergenz beim thermisch-impliziten Berechnungsschritt aufgrund der Eliminierung der Temperaturabhängigkeit zur 4. Potenz. In Abbildung 44 ist die Auswertung von (61) dargestellt. Die Kühlkanal-Oberflächen erhalten ebenfalls eine konvektive Randbedingungen. In LS-DYNA werden konvektive Randbedingungen auf die sogenannte Filmtemperatur  $T_{film}$  bezogen. Diese Temperatur bezeichnet den Mittelwert aus Umgebungs- und Oberflächentemperatur.

Die thermischen Randbedingungen der Platine setzen sich, wie auch bei den Außenflächen der Werkzeuge, aus einem Strahlungs- und einem Konvektionsanteil zusammen. Die Überführung der Strahlung in eine konvektive Randbedingung wird nach (61) durchgeführt und analog zur konvektiven Ersatzwärmeübergangszahl für die Werkzeugflächen in das Gesamtsimulationsmodell implementiert.

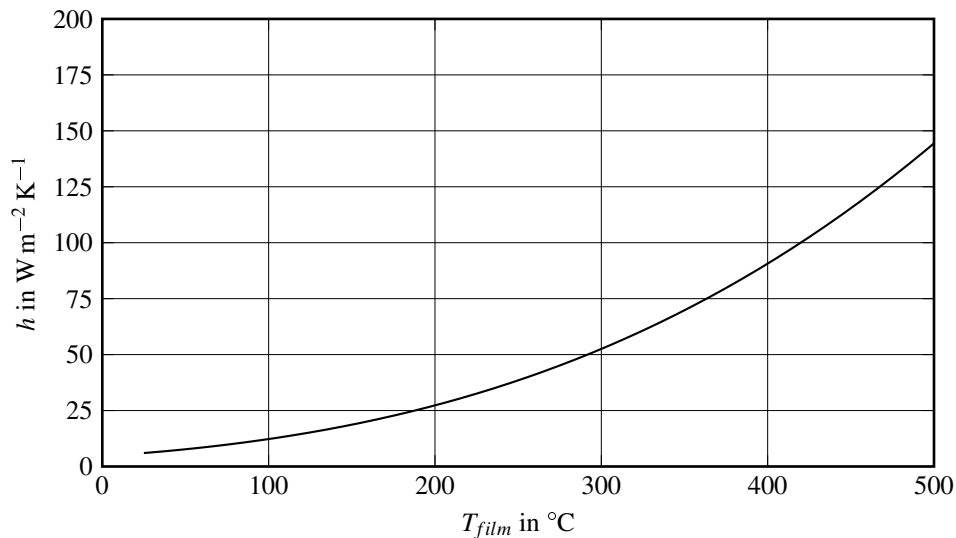


Abbildung 44: Konvektive Ersatzwärmeübergangszahl  $h$  als Funktion der Filmtemperatur  $T_{film}$  bezogen auf eine Umgebungstemperatur von  $T_{\infty} = 25^{\circ}C$ ; eigene Darstellung

## 6.5 FEM-SIMULATION DES GESAMTSYSTEMS

Für die Simulation werden die physikalischen Parameter von CR7V-L für das Werkzeug und 22MnB5 für das Bauteil verwendet. Die thermischen Materialdaten sind in den Tabellen 9 und 10 aufgelistet. Die temperaturabhängigen Fließkurven für das Platinenmaterial sind in Abbildung 64 dargestellt. Die Parameter  $C$  und  $P$  für die Darstellung der Dehnratenabhängigkeit nach Cowper-Symonds (59) wurden ebenfalls in Abhängigkeit der Temperatur nach Tabelle 11. Des Weiteren wurde die Temperaturabhängigkeit des E-Moduls (Abbildung 65), der Querdehnungszahl (Abbildung 66) und des tangentialen Expansionskoeffizienten (Abbildung 67) berücksichtigt.

Für die Simulation werden die Randbedingungen aus Tabelle 7 verwendet. Die konvektive Wärmeübergangszahl  $\alpha$  in den Kühlkanälen wurde auf Basis der mittleren Strömungsgeschwindigkeit im Werkzeug von  $0,3 m s^{-1}$  mit der Gleichung nach Gnielinski (21) ermittelt. Der Wert für die Konvektion an die Umgebung wurde als Mittelwert der, mit den Gleichungen in Kapitel 2.4.2 beschriebenen Modelle für die temperaturabhängige, freie Konvektion berechnet. Dieser Parameter leistet nur einen minimalen Anteil am Wärmestrom über die Oberflächen und beeinflusst das Endergebnis nicht signifikant.

Das Simulationsmodell des Gesamtsystems besteht aus  $1,8 \cdot 10^6$  Tetraeder-Elementen,  $4,8 \cdot 10^4$  Shell-Elementen und  $4,1 \cdot 10^5$  Knoten. Für die Lösung wurde die Solver-Version *MPP d R7.0.0* verwendet. Abbildung 45 zeigt das Ergebnis der Simulation in Form von Temperaturkurven im Oberwerkzeug von zwei Presshärtyklen und das entsprechende Messergebnis aus den Versuchen. Der simulierte Temperaturverlauf in der Platine ist in Abbildung 46 dargestellt. Die zeitli-

<i>Randbedingung</i>	$\alpha$ W m <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup>	$\epsilon$	$T, T_{\infty}$ K
Konvektion Umgebung	10		23
Konvektion Kühlkanal	1460		25
Konvektion Platine Oberseite	10		23
Konvektion Platine Unterseite	5		23
Strahlung Werkzeug		0,6	23
Strahlung Platine		0,95	23
Temperatur Grundfläche			23

Tabelle 7: Randbedingungen des FEM-Simulationsmodells

che Entwicklung der Temperatur im Werkzeugkörper ist bei den drei dargestellten Zyklen deutlich zu erkennen. Das Ergebnis der Oberflächentemperaturen ist in Abbildung 47 dargestellt. Während des Umformprozesses (Abbildungen 47a) tritt vor allem an den Ziehradien ein deutlicher Temperaturanstieg auf. Während der Härtephase (Abbildung 47b) nimmt die Temperatur sowohl in den Radienbereichen als auch in den übrigen, flachen Formbereichen weiter zu. Je länger diese Härtezeit andauert, desto mehr homogenisiert sich die Temperaturverteilung an der Werkzeugoberfläche. In der anschließenden Wartephase sinkt die Temperatur des Werkzeuges deutlich ab. Aufgrund der Wärmeleitung innerhalb des Werkzeugkörpers homogenisiert sich die Temperatur weiter und ausgeprägte Temperaturspitzen bauen sich ab. Je länger diese Phase andauert, desto stärker ist der Prozess des Abkühlens und der Temperaturhomogenisierung ausgeprägt.

Abbildung 45 zeigt den Vergleich der Temperaturmesskurven mit jenen aus der Simulation an den entsprechenden Messpunkten. Das Temperatur-Zeit-Verhalten des Werkzeuges kann mit einem geeigneten Gesamtmodell mit Volumenmodellierung der Werkzeuge, wie in Kapitel 6.5 beschrieben, sehr gut abgebildet werden. Die relativ große Abweichung im Messpunkt TE3 ist auf die variierende Einlegeposition und somit auf die nicht reproduzierbare Kontaktfläche im Blechhalterbereich zurückzuführen.

In dieser Arbeit werden zwei Presshärtezyklen dargestellt. Bis zum Erreichen der quasistationären Arbeitstemperatur der Werkzeuge müssten jedoch mehr als 10 Zyklen simuliert werden. Dies stellt einen nicht unerheblichen Aufwand dar. Des Weiteren treten Abweichungen zwischen dem Simulationsergebnis und der Realität auf, was zu einer Fehlerfortpflanzung führt. Die Simulation der Einlaufphase mittels einer komplexen thermo-mechanischen Gesamtsimulation stellt sich somit als ineffizient dar. Die vereinfachte Modellbildung nach Abschnitt 6.2 kann hier als effiziente Alternative eingesetzt werden.

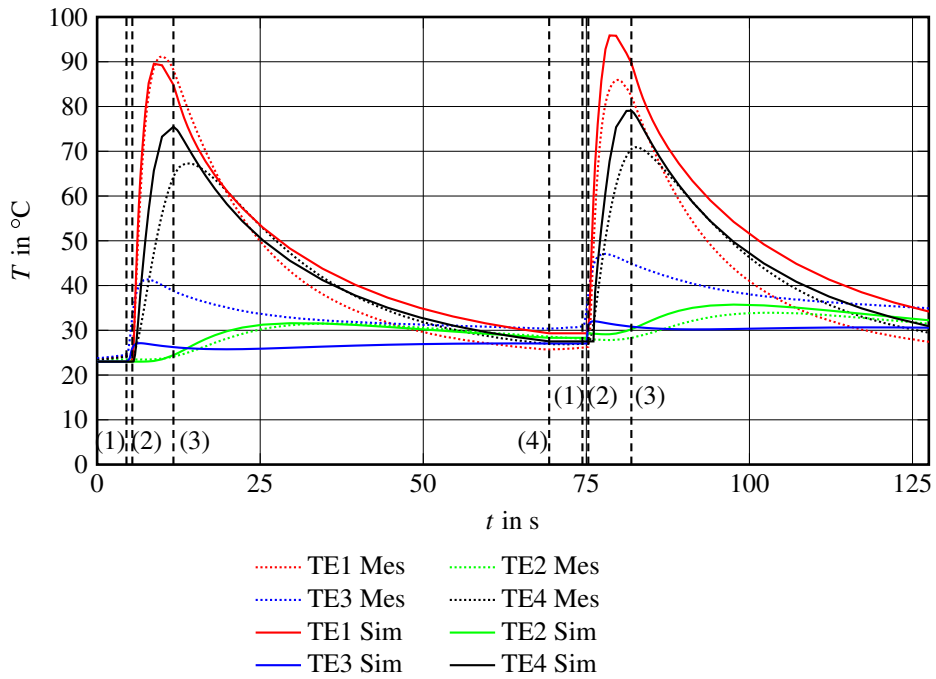


Abbildung 45: Vergleich der Temperaturentwicklung im Werkzeugkörper aus CR7V-L zwischen Messung und Simulation: (1) ... Einlegen und Schließen, (2) ... Ende Ziehen, (3) ... Ende Härten; (4) ... Ende Warten; Versuche mit MBW-K<sup>®</sup>1500 unbeschichtet,  $s=1,5$  mm; eigene Darstellung

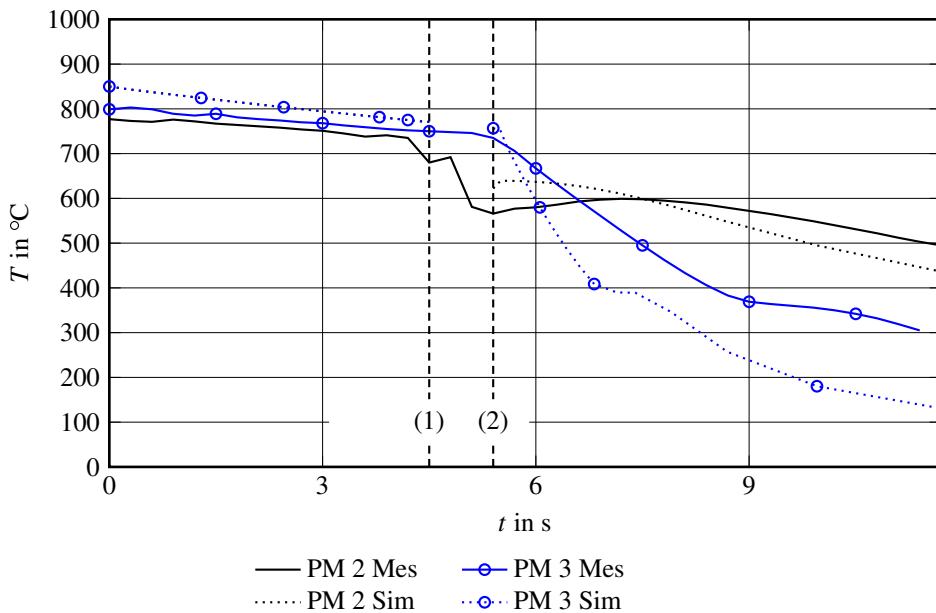


Abbildung 46: Vergleich der Temperaturen an der Platine aus MBW-K<sup>®</sup>1500 zwischen Messung und Simulation: (1) ... Einlegen, (2) ... Werkzeugschluss; Versuche am Versuchswerkzeug aus CR7V-L; eigene Darstellung

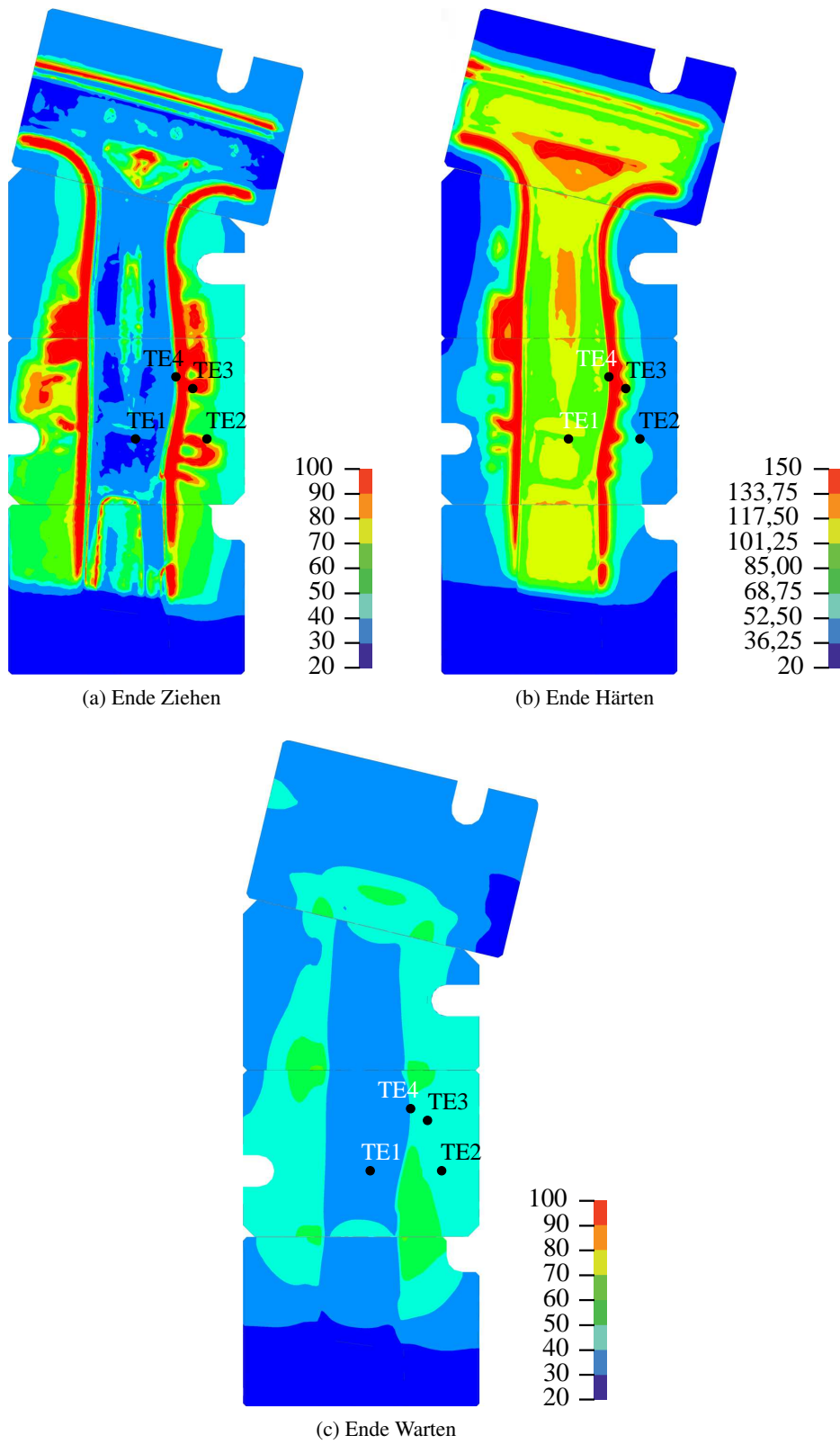


Abbildung 47: Oberflächentemperaturen am Oberwerkzeug aus der Simulation des Gesamtsystems bei drei unterschiedlichen Prozessphasen; Temperaturen in °C; eigene Darstellung

## ERGEBNISSE

---

Im Folgenden werden die Ergebnisse aus den vorangegangenen Untersuchungen dargestellt, beginnend mit den Werten für die Kontakt-Wärmeübergangszahl. Aus den zugrundeliegenden Messungen werden zusätzliche Informationen im Zusammenhang mit der Abkühlrate des Bauteiles abgeleitet. Die ermittelten Werten für die Kontakt-Wärmeübergangszahl dienen als Eingabeparameter für die beschriebenen Simulationen auf Basis der unterschiedlichen Modellbildungen entsprechend Kapitel 6. Diese Ergebnisse werden ab Kapitel 7.2 dargestellt.

### 7.1 KONTAKT-WÄRMEÜBERGANGSZAHL

Mit der in Kapitel 4 beschriebenen Vorgehensweise wurden Versuche bei Kontaktdrücken von 0 MPa, 10 MPa und 40 MPa und bei Spaltweiten von 0,2 mm, 0,5 mm und 1,5 mm durchgeführt und ausgewertet. Die Mittelwerte und Standardabweichungen für die Kontakt-Wärmeleitfähigkeit der Materialkombination CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup>1500 unbeschichtet auf Basis von 3 Messungen mit je zwei Ergebnissen der Kontakt-Wärmeleitfähigkeit (Ober- und Unterseite) sind in Abbildung 48 dargestellt. Diese Werte bilden die Eingabeparameter für die Simulation des Presshärtprozesses in Kapitel 6.5. Die Ergebnisse für die Materialkombination CR7V-L/MBW<sup>®</sup>1500 AS sind in Abbildung 49 dargestellt. Tabelle 8 gibt eine Übersicht über beide Ergebnisse. Ein Vergleich der Werte zeigt, dass die empirisch ermittelte Kontakt-Wärmeübergangszahl bei unbeschichtetem Halbzeug höher liegt als bei Al-Si-beschichtetem.

Für den Prozess des Presshärtens ist, begrenzt durch die Zykluszeit, die Temperaturentwicklung bis max. 10 s nach dem Werkzeugschluss von Bedeutung. Während dieses Zeitraumes ist

<i>Kontakt-Zustand</i>	<i>MBW-K<sup>®</sup>1500</i>	<i>MBW<sup>®</sup>1500 AS</i>
	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$
Spalt 0,2 mm	$838 \pm 232$	$767 \pm 234$
Druck 0 MPa	$3094 \pm 636$	$2669 \pm 685$
Druck 10 MPa	$4100 \pm 1382$	$3215 \pm 469$
Druck 40 MPa	$5568 \pm 1226$	$3946 \pm 381$

Tabelle 8: Übersicht über die ermittelten Kontakt-Wärmeleitfähigkeiten  $\alpha_K$  mit dem Werkzeugwerkstoff CR7V-L

7 ERGEBNISSE

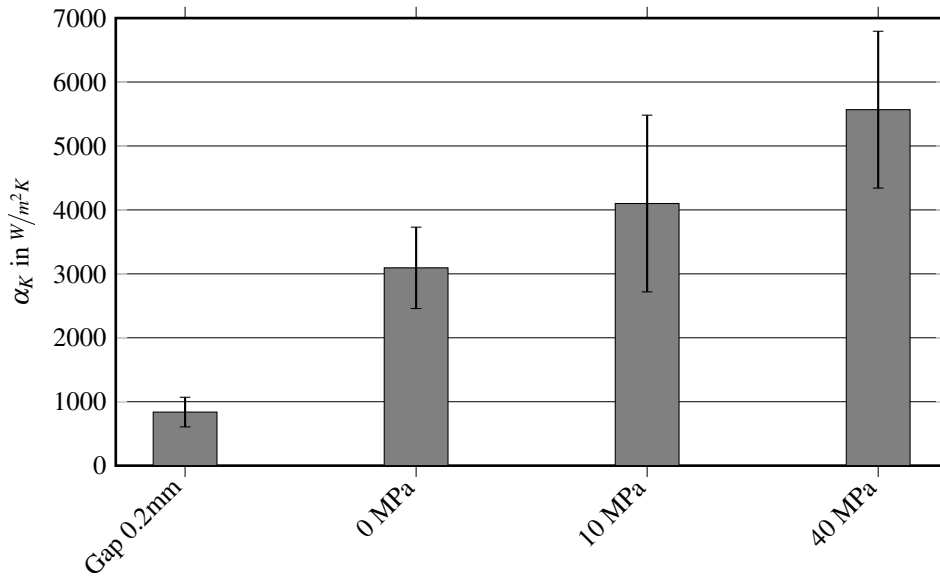


Abbildung 48: Kontakt-Wärmeübergangszahl  $\alpha_K$  für eine Spaltweite von 0,2 mm und verschiedene Kontaktdrücke der Materialkombination CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup> 1500 unbeschichtet; Mittelwert und Standardabweichung; eigene Darstellung

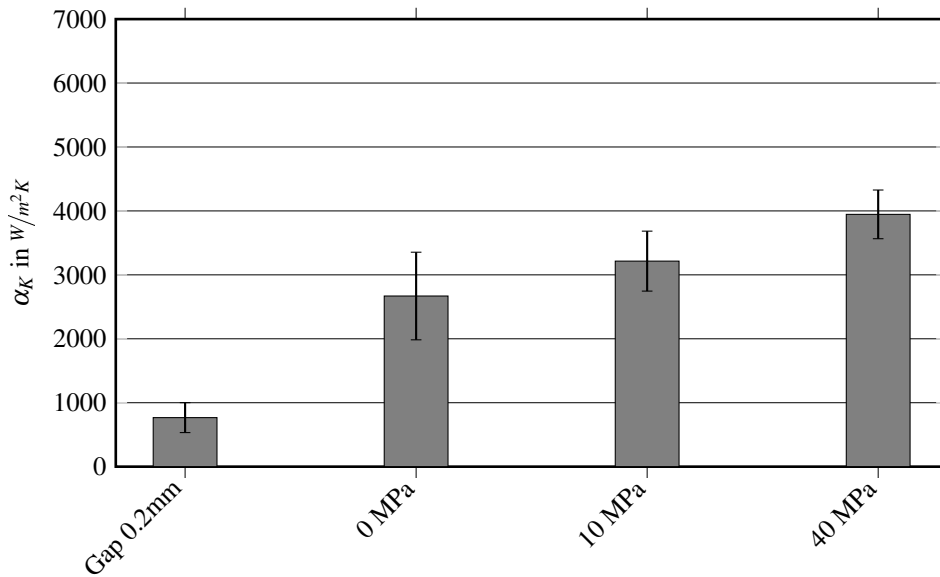


Abbildung 49: Kontakt-Wärmeübergangszahl  $\alpha_K$  für eine Spaltweite von 0,2 mm und verschiedene Kontaktdrücke der Materialkombination CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup> 1500 AS; Mittelwert und Standardabweichung; eigene Darstellung



das Werkzeug geschlossen und der Härtevorgang findet statt. In Abbildung 50 sind Temperatur-Messkurven an der Platinenprobe bei unterschiedlichen Kontaktdrücken und Spaltweiten für die Materialkombination CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup>1500 und einer Blechdicke von 1,5 mm dargestellt. Der Einfluss des Kontaktdruckes und der Spaltweite auf die Abkühlzeit ist deutlich erkennbar. Entsprechend Abbildung 52 wird die kritische Abkühlrate von  $\dot{T} = 27 \text{ K s}^{-1}$  sowohl bei einer Spaltweite von 0,5 mm als auch bei einer Spaltweite von 1,5 mm bei Temperaturen oberhalb  $T_{Ms}=400^\circ\text{C}$  unterschritten. Dies deutet darauf hin, dass unter Umständen keine vollständige allotrope Umwandlung des austenitischen Gefüges zu Martensit erreicht werden kann. Ähnliches wurde für Al-Si-beschichtete Platinen festgestellt, dargestellt in Abbildung 51 bzw. 53.

Eine Betrachtung der mittleren Abkühlraten zwischen  $800^\circ\text{C}$  und  $500^\circ\text{C}$  in Anlehnung an die  $t_{8/5}$ -Zeit<sup>1</sup> aus der Schweißtechnik liefert die Ergebnisse nach Abbildung 54. Mit dieser Betrachtung liegt die Abkühlrate bei Al-Si-beschichtetem Halbzeug und einem Spalt von 1,5 mm mit  $39,6 \text{ K s}^{-1}$  deutlich über dem kritischen Wert von  $27 \text{ K s}^{-1}$ . Ein martensitisches Gefüge wird demnach auch bei dieser Spaltweite noch erreicht, was auch durch das Abflachen der Temperaturkurven bei etwa  $T_{Ms}=400^\circ\text{C}$  in der Messung bestätigt wurde. Würde keine martensitische, sondern eine bainitische Umwandlung stattfinden, müsste diese Haltemperatur der allotropen Umwandlung deutlich höher liegen. Diese Information kann dem ZTU-Schaubild des Materials entsprechend Abbildung 2 entnommen werden. Eine Abkühlung an Luft führt zu einer deutlich geringeren Abkühlrate von  $15,3 \text{ K s}^{-1}$  bzw.  $12,9 \text{ K s}^{-1}$ , welche zur Ausbildung eines Mischgefüges führt. In der Arbeit von Hoff [86] wird für Spaltweiten von 2 mm und Al-Si beschichtetem Halbzeug eine Kontakt-Wärmeübergangszahl von etwa  $65 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  angegeben, dargestellt in Abbildung 14. Übertragen auf die Modellbildung in Abbildung 19 mit einer Blechdicke von 1,5 mm wird dabei in der Simulation eine Abkühlrate von  $13 \text{ K s}^{-1}$  zwischen  $800^\circ\text{C}$  und  $650^\circ\text{C}$  erreicht. Dies entspricht in etwa der Abkühlrate an freier Luft von. Somit kann eine kritische Spaltweite von etwa 1,5 mm zum Erreichen eines vollständig martensitischen Gefüges definiert werden.

<sup>1</sup> Die Abkühlzeit  $t_{8/5}$  wird in der Schweißtechnik zur Abschätzung von Zähigkeitseigenschaften bei der Abkühlung des schmelzgeschweißten Materials in schmelzgrenznahen Bereichen verwendet. Sie kann als Maß für die Wahrscheinlichkeit der Bildung von sprödem, martensitischem Gefüge herangezogen werden. Werte von  $<10 \text{ s}$  werden als kritisch für die Bildung von spröden Phasen definiert (vgl. [108]).

7 ERGEBNISSE

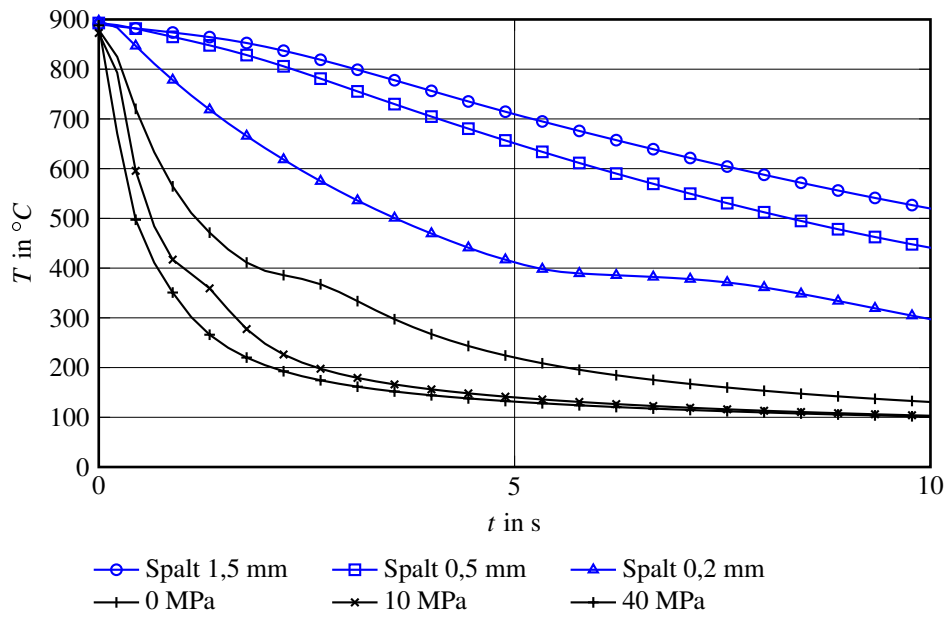


Abbildung 50: Temperatur-Messkurven an der Platinenprobe der Materialkombination CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup> 1500,  $s=1,5$  mm, bei unterschiedlichen Kontaktdrücken und Spaltweiten; eigene Darstellung

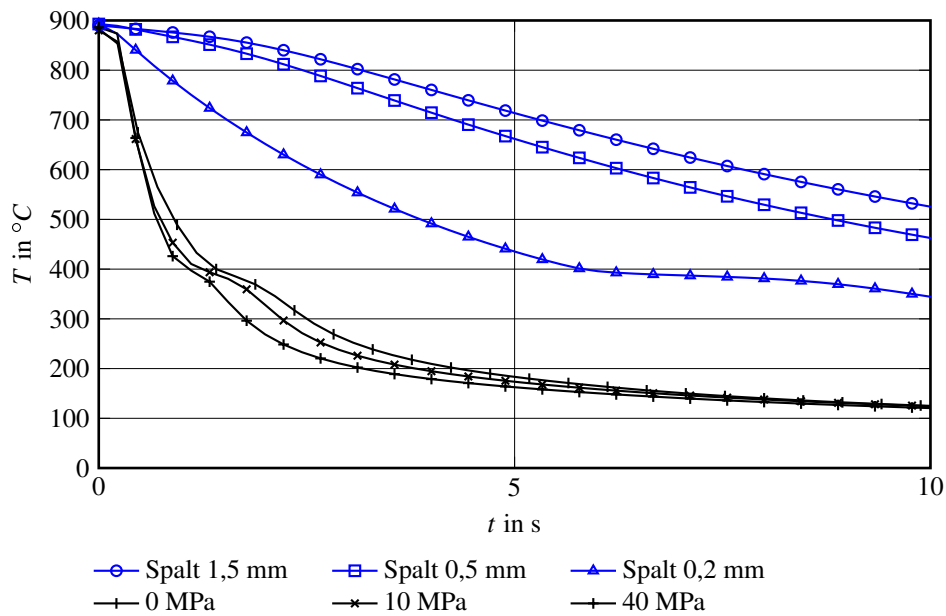


Abbildung 51: Temperatur-Messkurven an der Platinenprobe der Materialkombination CR7V-L/MBK<sup>®</sup> 1500 AS,  $s=1,75$  mm, bei unterschiedlichen Kontaktdrücken und Spaltweiten; eigene Darstellung

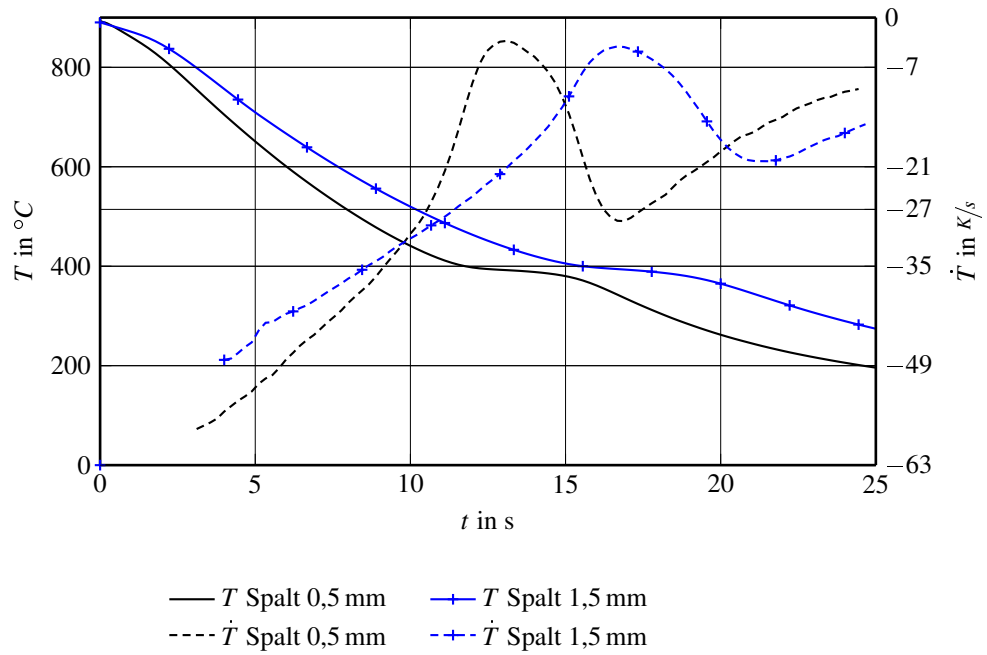


Abbildung 52: Temperatur-Messkurven  $T$  und Abkühlraten  $\dot{T}$  an der Platinenprobe der Materialkombination CR7V-L/MBW-K<sup>®</sup> 1500,  $s=1,5$  mm, bei Spaltweiten von 0,5 mm und 1,5 mm; eigene Darstellung

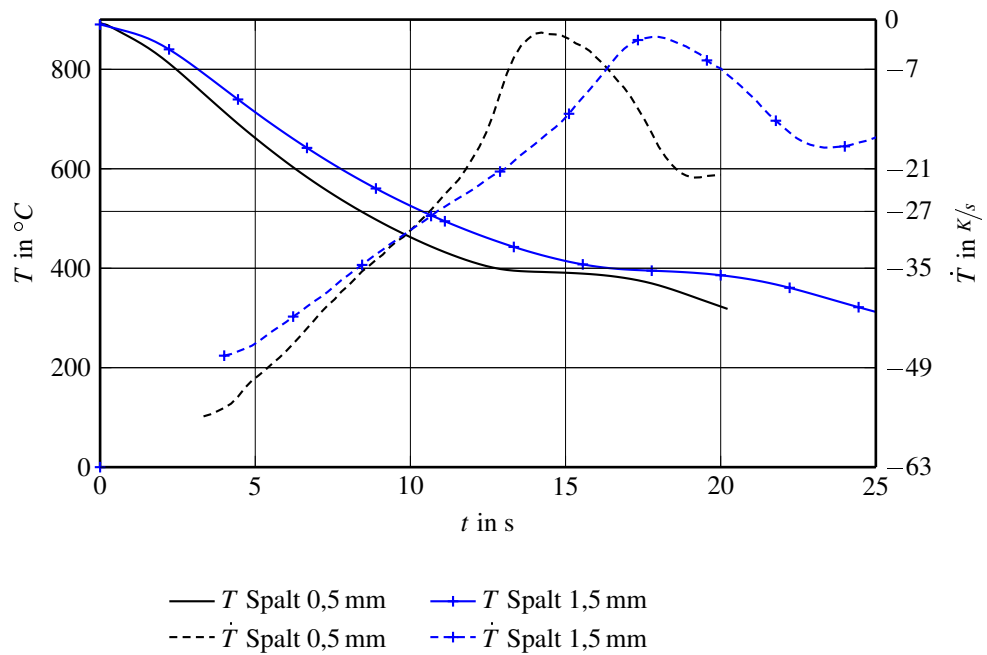


Abbildung 53: Temperatur-Messkurven  $T$  und Abkühlraten  $\dot{T}$  an der Platinenprobe der Materialkombination CR7V-L/MBK<sup>®</sup> 1500 AS,  $s=1,75$  mm, bei Spaltweiten von 0,5 mm und 1,5 mm; eigene Darstellung

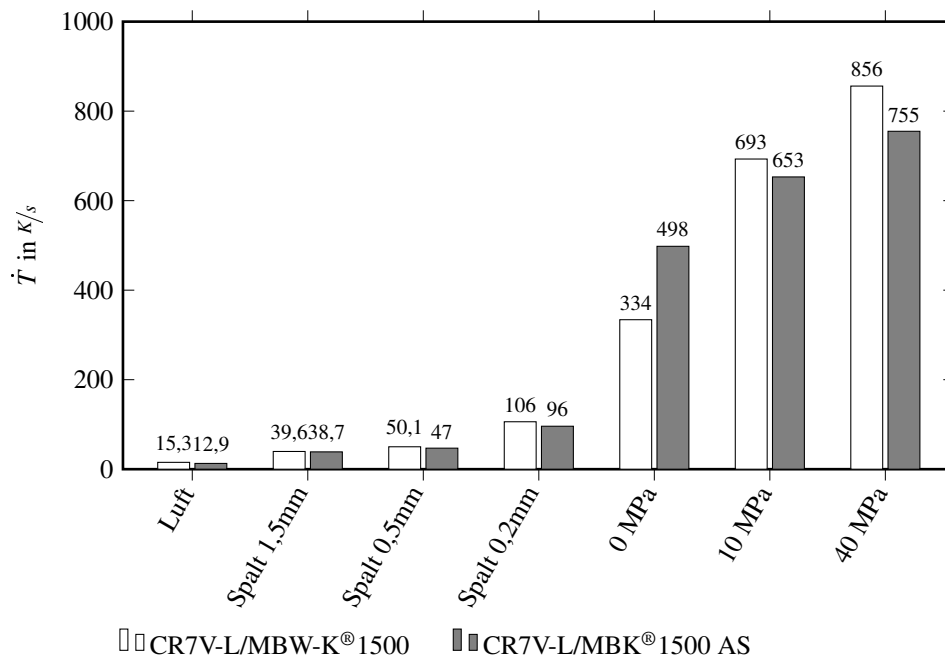


Abbildung 54: Mittlere Abkühlraten  $\dot{T}$  zwischen 800 °C und 650 °C bei freier Abkühlung an Luft entsprechend der Messdaten aus Abbildungen 11 und 12;  
 Mittlere Abkühlraten  $\dot{T}$  zwischen 800 °C und 500 °C in Anlehnung an die  $t_{8/5}$ -Zeit bei unterschiedlichen Spaltweiten und Kontaktdrücken entsprechend der Messdaten aus Abbildungen 50 und 51

## 7.2 SIMULATIONSMETHODEN

Die dargestellten Simulationsmodelle aus Kapitel 6 besitzen unterschiedliche Detaillierungsgrade und können sequentiell in den konstruktiven Werkzeug-Entwicklungsprozess eingebunden werden. Somit kann eine Werkzeugkonstruktion unter Berücksichtigung der Kühlkanaltopologie und dessen Einfluss auf die spätere Arbeitstemperatur des Werkzeuges durchgeführt werden. Abbildung 55 stellt die strukturierte Vorgehensweise in der thermischen Werkzeugsimulation in Form eines Flußdiagramms dar, veröffentlicht in [109]. Dabei wird die Werkzeugentwicklung in vier Stufen aufgeteilt:

- Eindimensionale Simulation
- Konstruktion
- Thermische Betrachtung der Werkzeuge
- Gesamtsimulation des Presshärtprozesses

In der **eindimensionalen Simulation** wird auf Basis der Materialdaten, der Kontaktsituation, der Geometrie bzw. des Abstandes der Kühlkanäle zur Aktivflaeche und der mittleren Strömungsgeschwindigkeit die erzielbare Abkühlgeschwindigkeit der Platine simuliert. Daraus kann unter Berücksichtigung der Handhabungs- und Wartezeiten im Serienprozess die Zykluszeit berechnet werden. Auf des notwendigen Abstandes der Kühlkanäle zur Werkzeug-Aktivfläche kann die **Konstruktion** der Werkzeuge und der Kühlkanaltopologie erfolgen. Die Werkzeuggeometrie stellt die Basis für die nachfolgende **thermische Betrachtung der Werkzeuge** dar. Gemeinsam mit der abgeschätzten Zykluszeit, den Materialdaten und der mittleren Strömungsgeschwindigkeit in den Kühlkanälen kann die Werkzeug-Arbeitstemperatur simuliert und die Kühlkanaltopologie gegebenenfalls korrigiert werden. Die Ergebnisse dienen als Rand- bzw. Anfangsbedingung für die nachfolgende **Gesamtsimulation des Presshärtprozesses**. Nachfolgend sind die einzelnen Detailergebnisse näher erläutert.

### 7.2.1 *Eindimensionale Simulation*

Es wurde nachgewiesen, dass mit der eindimensionalen Modellbildung bei bekannter Kontaktsituation das Abkühlverhalten des Bauteiles im geschlossenen Werkzeug nachgebildet werden kann. Ausgehend von der Konstruktion der Aktivflächen und der Kühlkanäle kann die Abkühlzeit des Bauteiles errechnet werden. Durch Variation der Werkzeug-Starttemperatur und der Kontakt-Wärmeübergangszahl  $\alpha_K$  in (38) kann der Einfluss dieser Parameter auf die Abkühlzeit des Bau-

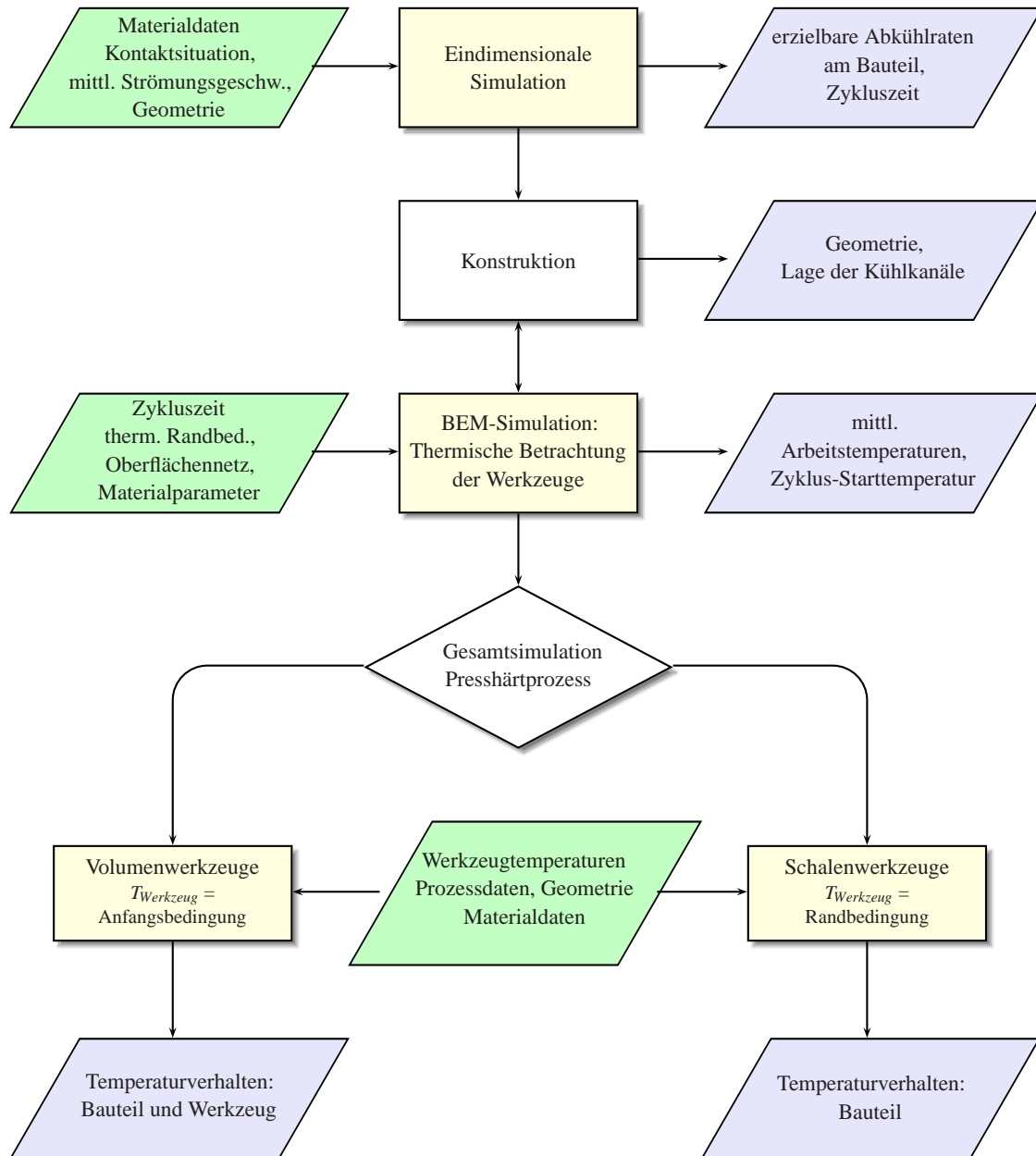


Abbildung 55: Flußdiagramm zur zielgerichteten Werkzeugentwicklung unter Berücksichtigung des thermischen Zustandes

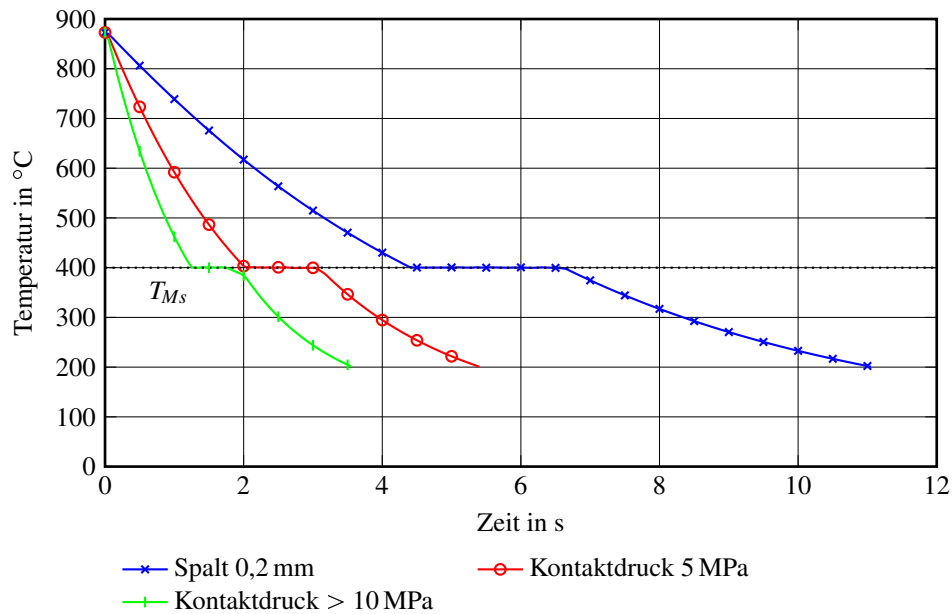


Abbildung 56: Simulierte Abkühlkurven in Platinen der Materialkombination CR7V/22MnB5 bei drei unterschiedlichen Kontaktsituationen;  $T_{Werkzeug} = 20^{\circ}\text{C}$

teiles abgeschätzt werden. Weitere Einflussfaktoren sind der Abstand der Kühlkanäle zur Oberfläche, die Wärmeleitfähigkeit des Werkzeugmaterials und die konvektive Wärmeübergangszahl an der Kühlkanalwand, welche ebenfalls mit der eindimensionalen Modellbildung untersucht werden können. Somit können grundlegende Einflüsse auf das spätere thermische Verhalten in den kritischen Werkzeugbereichen dargestellt werden. Als kritische Bereiche gelten solche mit geringem Kontaktdruck zwischen Werkzeug und Platine und/oder mit hoher Werkzeugtemperatur. Abbildung 56 zeigt die simulierten Abkühlkurven in Platinenmitte bei drei Kontaktsituationen. Die Abkühlrate nimmt mit zunehmendem Kontaktdruck deutlich zu. In Abbildung 57 ist der Einfluss der Werkzeug-Starttemperatur auf die Abkühlkurve dargestellt.

Da nur eine einzige Abkühlphase berechnet wird, wirkt sich die Konvektion im Kühlkanal durch den Wärmeleitweg im Werkzeugkörper nur gering auf die Abkühlzeit aus. Dieser Einflussfaktor kann erst im nachfolgenden Auslegungsschritt, der vereinfachten thermischen Betrachtung der Werkzeugkörper im quasi-stationären Zustand, besser untersucht werden. Durch diese einfache Modellbildung kann der Konstrukteur ein Verständnis vom Einfluss unterschiedlicher Parameter auf den Abkühlprozess der Platine im Presshärtprozess bekommen und auf die Kühlkanalstruktur bzw. die Werkstoffauswahl anwenden.

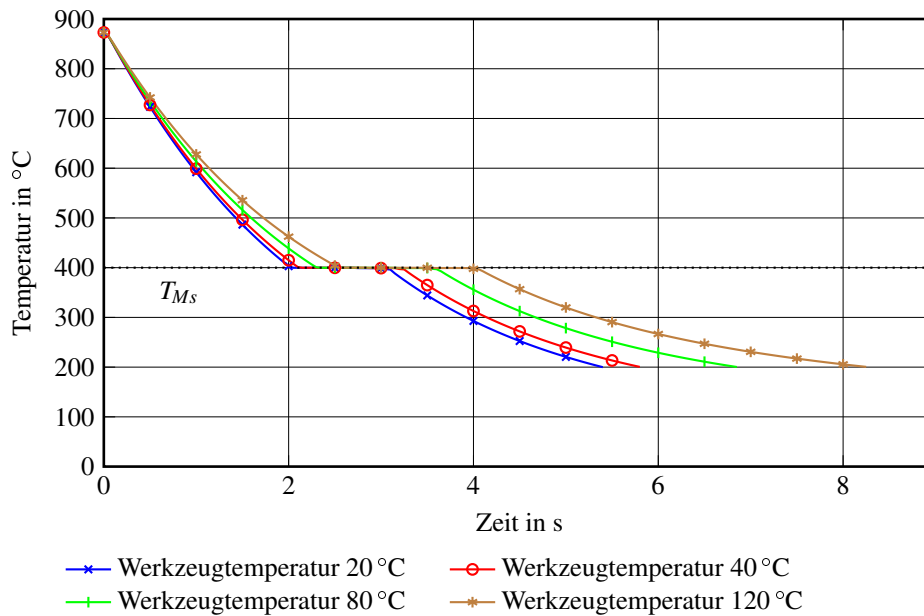


Abbildung 57: Simulierte Abkühlkurven in der Platine der Materialkombination CR7V/22MnB5 bei vier unterschiedlichen Werkzeugtemperaturen; Kontaktdruck 5 MPa

### 7.2.2 Thermische Betrachtung der Werkzeuge

Wie in Kapitel 6.2 dargestellt, ist es durch das Aufstellen einer einfachen Energiebilanz am Werkzeug möglich, die zu erwartenden Arbeitstemperaturen eines Warmformwerkzeuges zu simulieren. Die durchgeführten Verifizierungsversuche zeigen eine gute Übereinstimmung der Werkzeugtemperaturen mit der Simulation (siehe Kapitel 6.3). Für den Prozess der Werkzeugentwicklung hat die Methode den Vorteil, dass der Konstrukteur schon während der Konzeptphase Aussagen über die, im Serienprozess auftretenden Werkzeugtemperaturen tätigen kann. Dadurch ist es möglich, die Kühlkanaltopologie gezielt anzupassen und dadurch die Homogenität der Oberflächentemperaturen weitestgehend sicherzustellen. Die Ergebnisse aus der thermischen Betrachtung der Werkzeuge liefern, gemeinsam mit der eindimensionalen Modellbildung des Abkühlverhaltens der Platine, eine quantitative Grundlage für Konstruktionsentscheidungen.

Für die praktische Anwendung ist es zweckmäßig, auf iterativem Weg eine Lösung zu finden. So ist die mittlere Werkzeugtemperatur zunächst unbekannt, obwohl sie einen Eingabeparameter im Modell darstellt (Gleichung 30). Es muss eine Annahme getroffen werden, welche mit den Simulationsergebnissen zu bestätigen ist. Tritt eine Abweichung zwischen Annahme und Simulationsergebnis auf, muss eine Anpassung der Eingabeparameter in einem zweiten Simulationsthrough durchgeführt werden.



Mit dieser Modellbildung kann ebenfalls der Einfluss des konvektiven Wärmeübergangs in den Kühlkanälen und jener der physikalischen Materialkennwerte auf die Werkzeugewärmung untersucht werden. In Abbildung 58 ist das Simulationsergebnis eines Presshärtewerkzeuges bei einer konvektiven Wärmeübergangszahl von  $\alpha = 1460 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ <sup>2</sup> und bei  $\alpha = 12\,000 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ <sup>3</sup> dargestellt. Die höhere Oberflächentemperatur bei geringerem konvektivem Wärmeübergang ist deutlich erkennbar. In weiterer Folge kann auch der Einfluss der Zykluszeit auf die Werkzeugtemperatur dargestellt werden, da nach Gleichung 44 diese in die Berechnung des mittleren Wärmestroms aus der Platine in das Werkzeug einfließt.

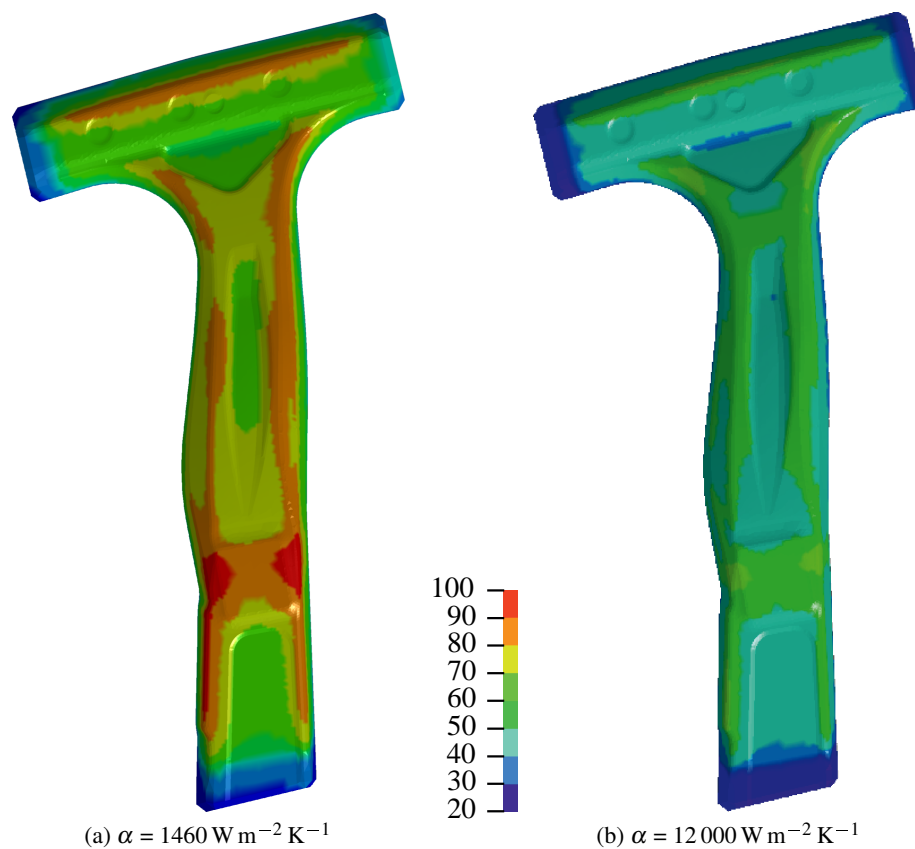


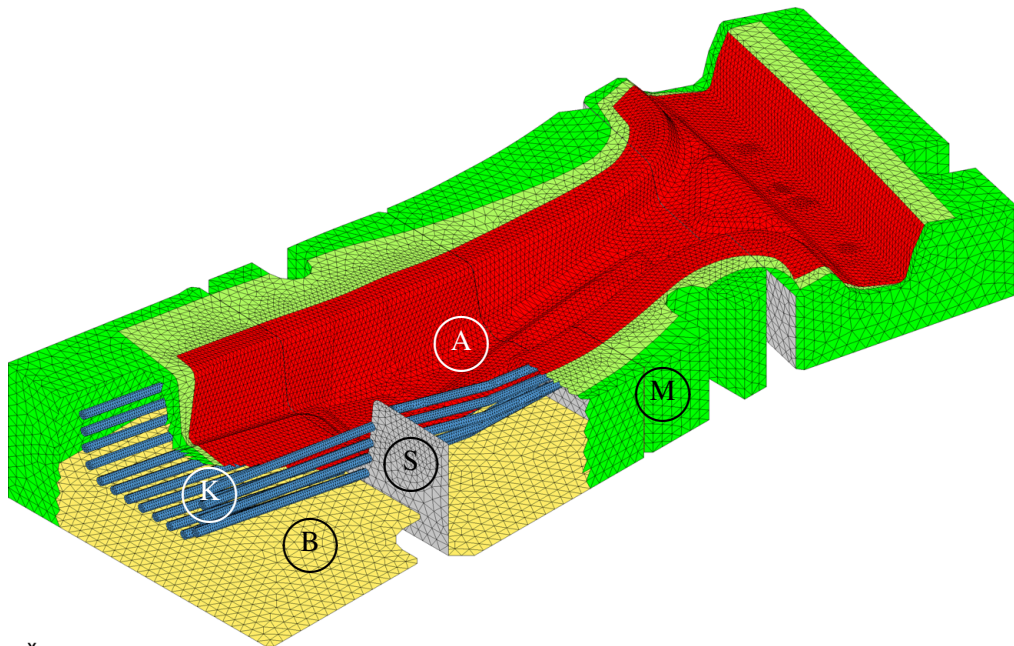
Abbildung 58: Arbeitstemperatur des Versuchswerkzeug-Stempels bei unterschiedlicher konvektiver Wärmeübergangszahl im Kühlkanal in °C

Eine deutliche Abgrenzung der vorgeschlagenen Modellbildung mit der Methode der Randelemente zur Modellbildung mit der Methode der Finiten Elemente ist die Möglichkeit der Simulation von offenen Strukturen. Das bedeutet, dass das Oberflächennetz zur Abbildung der Wärmelei-

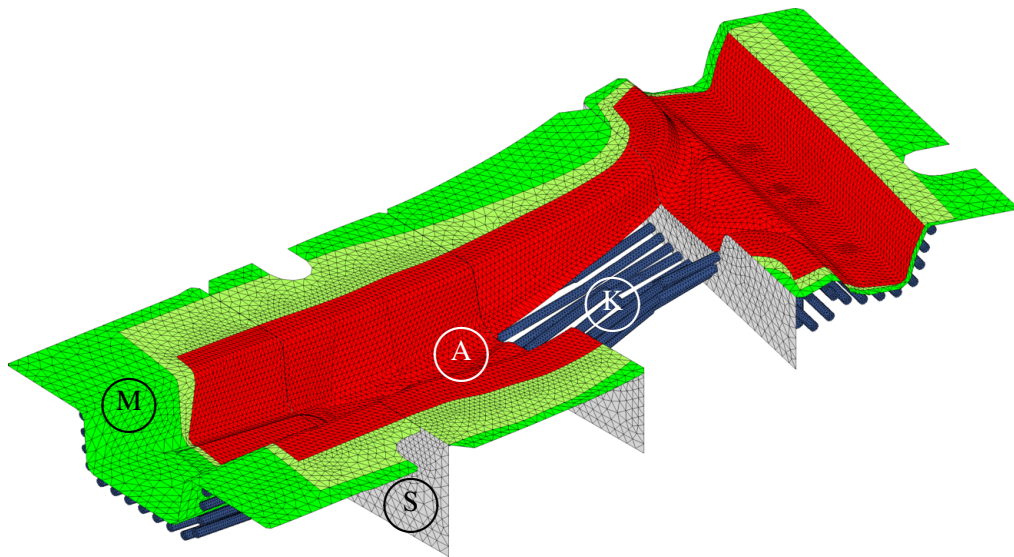
<sup>2</sup> entspricht einer Strömungsgeschwindigkeit von Wasser von ca.  $0,3 \text{ m s}^{-1}$ ; Kühlkanaldurchmesser von 8 mm; Wassertemperatur  $25 \text{ °C}$

<sup>3</sup> entspricht einer Strömungsgeschwindigkeit von ca.  $1,5 \text{ m s}^{-1}$ ; Kühlkanaldurchmesser von 8 mm; Wassertemperatur  $25 \text{ °C}$

tung im Werkzeug nicht zwangsweise geschlossen sein muss. Bereiche, welche wenig relevant für die Temperaturentwicklung an der Werkzeug-Oberfläche sind, können im Modell vernachlässigt werden. Solche Flächen sind z. B. Mantel-Außenflächen oder Bodenflächen. Durch ihren großen Abstand von der Aktivfläche und die dazwischenliegenden Kühlkanäle ist der Wärmestrom an diesen Oberflächen im Vergleich zu den Wärmeströmen an den Kühlkanälen, den Aktivflächen und den unmittelbar angrenzenden Mantelflächen im Regelfall sehr gering. Abbildung 60 zeigt das Ergebnis der vereinfachten Simulationsmethode mit dem offenen Oberflächennetz aus Abbildung 59b. Anstatt der isothermen Randbedingung am Boden und der konvektiven Randbedingung an der Mantelfläche wird die Wärmeleitung ins unendliche fortgesetzt. Physikalisch bedeutet dies eine unendlich weite Ausbreitung des Werkzeugkörpers in alle Richtungen. Trotz dieser Vereinfachung des Modells wird ein qualitativ sehr ähnliches Ergebnis wie im geschlossenen Modell, dargestellt in Abbildung 36a, erzielt. Somit kann eine thermische Betrachtung des Presshärtewerkzeuges schon in einer sehr frühen Konstruktionsphase auf Basis der Aktivflächen, der angrenzenden Mantelflächen mit unbestimmter Begrenzung und der Kühlkanalstruktur durchgeführt werden. In dieser Phase kann die Position der Kühlkanäle ohne Berücksichtigung der Anströmöffnungen und Verschlusselemente sehr einfach verändert werden.



(a) Randelemente-Netz, geschlossen, aufgebrochene Darstellung



(b) Randelemente-Netz, offen, aufgebrochene Darstellung

Abbildung 59: Vernetzungsvarianten der Modellbildung mit Randelementmethoden; Oberwerkzeug des Versuchswerkzeuges; eigene Darstellung  
 A... Aktivfläche, B... Boden, K... Kühlkanäle, M... Mantel, S... Stoß

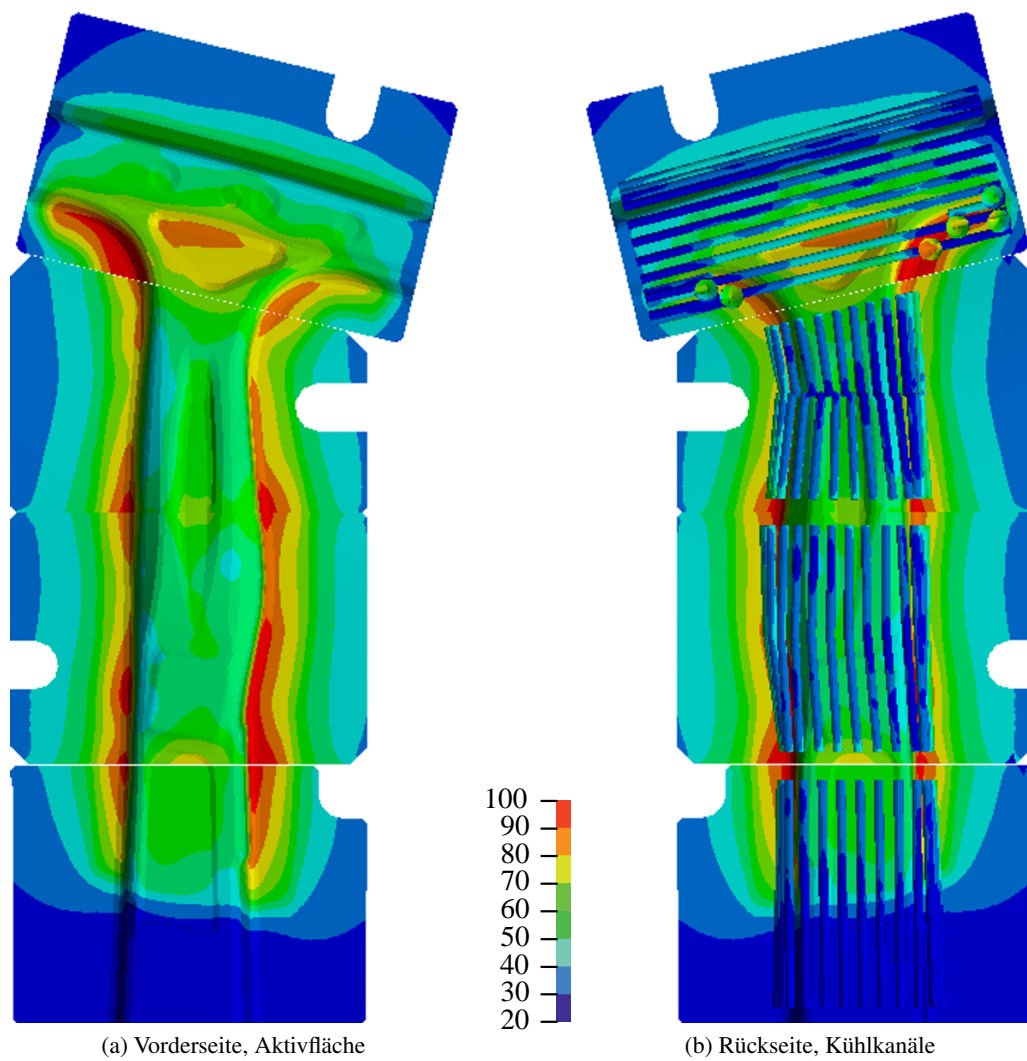


Abbildung 60: Werkzeug-Arbeitstemperatur am Oberwerkzeug aus der vereinfachten Simulation; Temperaturen in °C; eigene Darstellung

## 7.2.3 Umformsimulation

Die Temperaturverteilung der Werkzeuoberfläche aus der vorangegangenen Simulation stellt die Anfangs- bzw. Randbedingung für weitere Umformsimulationen dar. Wie in Kapitel 6.3 dargestellt kann eine gute Übereinstimmung der simulierten Werkzeugtemperatur mit dem tatsächlichen thermischen Werkzeugzustand erzielt werden. Eine Übertragung der Temperaturen ist sowohl auf Schalen- als auch Volumenmodelle der Werkzeuge möglich, wie in Abbildung 61 dargestellt.

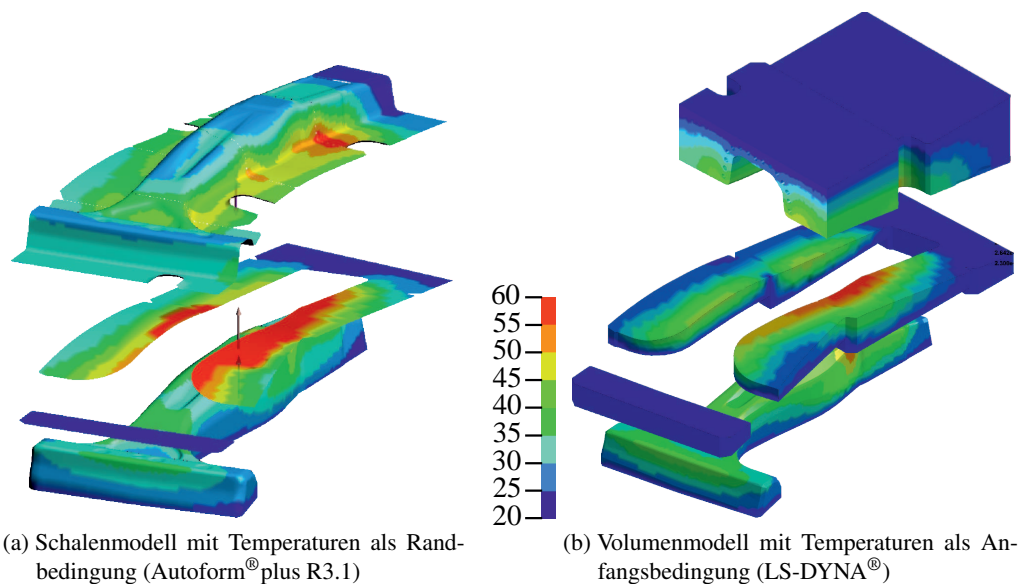


Abbildung 61: Modellbildung in der Umformtechnik: Schalen- und Volumenmodell der Werkzeuge; eigene Darstellung

Eine Modellbildung mit diesen aufbrachten Temperaturzuständen kommt im Falle der Schalenmodellierung gänzlich ohne Temperaturannahmen an den Werkzeugkörpern aus. Im Falle der Volumenmodellierung kann die Umformsimulation ab dem Temperaturzustand beim Werkzeugschluss im zyklischen Serienprozess durchgeführt werden. Eine mehrmalige Wiederholung der Umformsimulation zum Erreichen dieses Zustandes, wie in Abbildung 45 dargestellt, ist somit nicht nötig. Abbildung 63 zeigt einen Vergleich zwischen Messung und Simulation mit dem Temperaturergebnis (2) der vereinfachten Simulation aus Abbildung 62 als Anfangs-Temperaturzustand. Bei der Gesamtsimulation unter Annahme von homogenen Anfangsbedingungen  $T_{init} = T_{\infty}$  liegt der Temperatur-Endzustand des Zyklus höher als der Anfangszustand (siehe Abbildung 45). Während des zyklischen Serienprozesses ist dies nicht der Fall. Hier ist die Anfangstemperatur des Zyklus annähernd ident mit dessen Endtemperatur, was durch die Übertragung

der Temperatureergebnisse aus der vereinfachten Simulation erzielt werden konnte, dargestellt in Abbildung 63.

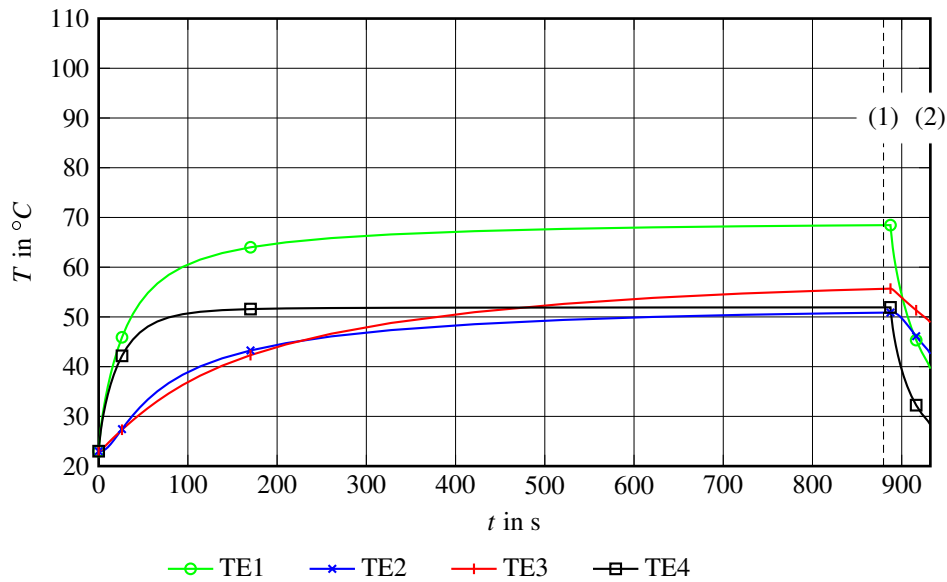


Abbildung 62: Temperaturkurven aus der vereinfachten Simulation; quasistationäre Arbeitstemperatur (1) und Temperatur zum Werkzeugschluss in Zyklus 16 (2); eigene Darstellung

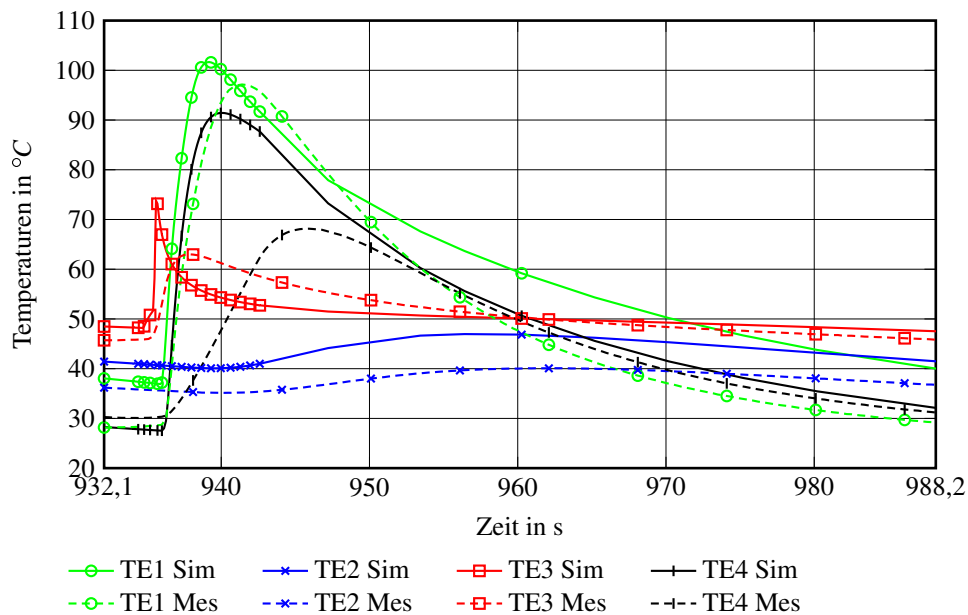


Abbildung 63: Temperaturkurven aus der Gesamtsimulation mit Volumenmodellierung der Werkzeuge (Sim) und entsprechende Messergebnisse (Mes); Anfangstemperaturen übertragen aus der vereinfachten Simulation mit BEM (Abbildung 62, (2))

## ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

---

In dieser Arbeit wurde eine durchgängige Simulationsmethode zur thermischen Auslegung von Warmformwerkzeugen dargestellt. Obwohl simulative Methoden in der industriellen Anwendung sehr weit verbreitet sind, werden diese im Presshärtprozess in der Regel erst nach der Konstruktion eingesetzt. In der Praxis existieren kaum Methoden, welche bereits vor der Konstruktion auf das thermische Verhalten von Presshärtwerkzeugen schließen lassen. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Vorgehensweise entwickelt, welche die methodische Auslegung von Presshärtwerkzeugen ab der frühen Konzeptphase, beschreibt.

Beginnend mit der eindimensionalen Betrachtung des Systems Werkzeug-Platine kann ohne detaillierte Kenntnis der geometrischen Verhältnisse die Auswirkung von unterschiedlichen Werkzeugtemperaturen, variierenden Kontaktsituationen oder auch unterschiedliche Materialpaarungen von Werkzeug und Platine untersucht werden. Messungen haben eine gute Übereinstimmung der simulierten Abkühlzeit der Platine mit einer spezifischen Realsituation in dieser Stufe der Modellbildung gezeigt. Es konnte nachgewiesen werden, dass mit Hilfe dieser einfachen Prinzipsimulation eine quantitative Aussage über die erzielbare Abkühlrate am realen Bauteil getätigt werden kann.

Nach der Festlegung der Materialpaarung und der thermischen Anforderungen an das Presshärtwerkzeug kann der Konstrukteur die Kühlkanaltopologie des Werkzeuges aufbauen. Im Allgemeinen lässt sich dabei ein variierender Abstand der Kühlkanäle zur Oberfläche hin nicht vermeiden. Zur Darstellung dieses Einflusses während der Konstruktion wurde ein Methode entwickelt, welche auf Basis eines Energiegleichgewichtes am Werkzeugkörper die mittlere Arbeitstemperatur des Werkzeuges und die Temperatur vor dem Werkzeugschluss simuliert. Mit den Temperaturinformationen aus dieser vereinfachten Simulation kann der Konstrukteur die thermischen Anforderungen an das Werkzeug überprüfen und die Konstruktion gegebenenfalls anpassen. Ein Änderungsbedarf an der Kühlkanaltopologie aufgrund zu hoher lokaler thermischer Belastung kann frühzeitig erkannt und diskutiert werden. Dabei wird die Methode der Randelemente genutzt, bei der das Problemgebiet des Werkzeugkörpers durch eine reine Oberflächenvernetzung beschrieben und das thermische Problem auf Basis dieser gelöst wird. Eine Änderung der Werkzeug- und Kühlkanalflächen bedingt allein eine Anpassung der Oberflächenvernetzung. Die hier angewandte Methode der Randelemente zur Lösung der Wärmeleitungsgleichung wurde in der beschriebenen Form erstmals im Bereich der thermischen Werkzeugtechnik auf große Problemgebiete mit einer Knotenzahl von über  $1 \cdot 10^5$  angewandt. Die Anwendung von schnellen Lösungsmethoden wie die Fast Multipole Method ermöglicht dabei industriell vertretbare Re-

chenzeiten. Der Vorteil der reinen Oberflächenvernetzung als Grundlage für die Simulationsmethode kommt dem Konstrukteur entgegen und ermöglicht die einfache Integration der Methode in bestehende Konstruktionsumgebungen. Es konnte nachgewiesen werden, dass eine Simulation der Werkzeug-Arbeitstemperaturen schon während des Konstruktionsprozesses möglich ist und dadurch Hinweise auf die zu erwartende Kühlleistung des Werkzeuges liefert. Ein weiteres Charakteristikum der Methode ist die Möglichkeit der Simulation von offenen Strukturen. Im Simulationsmodell können Oberflächen, welche nur einen geringen Beitrag zur Gesamtenergiebilanz des Werkzeuges leisten, weggelassen werden. Dadurch kann die Modellbildung im Vergleich zur Methode der Finiten Elemente noch weiter vereinfacht werden. Die hier entwickelte Software [88] findet bereits Anwendung in der Industrie.

Die simulierten Werkzeugtemperaturen aus der vereinfachten Simulationsmethode in der Konstruktion können direkt in die nachfolgende Umformsimulation übernommen werden und definieren somit Anfangs- bzw. Randbedingungen. Die Kenntnis des Temperaturniveaus der Werkzeuge während des zyklischen Serienprozesses ermöglicht eine realitätsnahe Darstellung des Presshärtprozesses im eingelaufenen Zustand. Da diese Daten aus der Konstruktion stammen, ist kein zusätzlicher Simulationsaufwand notwendig. Messungen haben eine gute Übereinstimmung des thermischen Werkzeugverhaltens während eines Serienprozesses mit der Simulation gezeigt. Es konnte nachgewiesen werden, dass die hier beschriebene Methodik dazu geeignet ist, die Arbeitstemperatur eines Presshärtwerkzeuges im Serienprozess abzubilden und als Anfangs- und Randbedingungen für nachfolgende Prozesssimulationen bereitzustellen.

Die Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl  $\alpha_K$  von definierten Materialpaarungen bei unterschiedlichen Kontaktdrücken und Spaltweiten wurde durchgeführt und als Eingabeparameter für die beschriebenen Simulationsmethoden verwendet. Dabei wurde festgestellt, dass die Kontakt-Wärmeübergangszahl von unbeschichtetem Halbzeug MBW-K<sup>®</sup>1500 in Kombination mit CR7V-L größer ist als bei Al-Si-beschichtetem MBW<sup>®</sup>1500 AS. Die vorgestellte Methode zur Bestimmung der Kontakt-Wärmeübergangszahl und der thermischen Materialparameter ist universell einsetzbar und auf beliebige Materialkombinationen übertragbar.

Die vorliegende Arbeit ergänzt industriell angewandte Methoden der Presshärtsimulation um den Teilaspekt der thermischen Werkzeugbetrachtung. Die entwickelte Vorgehensweise der zielgerichteten thermischen Werkzeugentwicklung liefert Eingabeparameter für nachfolgende Presshärtsimulationen. Die Verifikation der Simulationsmethoden mit Versuchen zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Realität. Die vereinfachte thermische Simulation der Werkzeugkörper auf Basis der Methode der Randelemente wurde als eigenständige Simulationsmethode in den Konstruktionsprozess eingeführt. Für zukünftige Entwicklungen wäre es denkbar, eine Kopplung des thermo-mechanischen Umformproblems der Platine mit dem thermischen Problem des Werkzeuges durchzuführen. Somit könnte die Methode der Randelemente direkt in die



Presshärtsimulation eingebunden werden. Der Vorteil dabei wäre die Möglichkeit einer Optimierung der Kühlkanaltopologie innerhalb des Werkzeugkörpers auf Basis einer Gesamtsimulation. Dazu müssten geeignete Kontakt- und Koppelformulierungen zwischen der Methode der Randelemente werkzeugseitig und der Methode der Finiten Elemente bauteilseitig definiert werden. Ein weiterer wichtiger Aspekt in Bezug auf die industrielle Anwendung ist die Weiterentwicklung von schnellen Methoden zur Lösung der Randintegralgleichungen, insbesondere Aspekte der zeitlichen und örtlichen Adaptivität in der transienten Lösung. Dadurch könnte auch die Berücksichtigung der Thermoelastizität im Werkzeug mit der Methode der Randelemente durchgeführt werden, was eine sehr genaue Beschreibung der Kontaktsituation zwischen Werkzeug und Bauteil und in weiterer Folge auch eine genaue Beschreibung der Abkühlraten des Bauteiles im Presshärtprozesses ermöglichen würde.

Leerseite

A

MATERIALPARAMETER

---

## A MATERIALPARAMETER

<i>Temperatur</i> °C	$\rho$ kg m <sup>-3</sup>	$\lambda$ W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>	$c_p$ J kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>	$a$ mm <sup>2</sup> s <sup>-1</sup>
20	7647	23,8	437	7,2
100	7647	26,0	483	7,1
200	7647	27,3	522	6,9
300	7647	27,9	560	6,6
500	7647	28,7	674	5,6
600	7647	28,7	772	4,9
700	7647	26,4	876	4,0

<sup>1</sup> Konstante Extrapolation aufgrund fehlender Messdaten

Tabelle 9: Materialparameter *CR7V* vergütet [78]

<i>Temperatur</i> °C	$\rho$ kg m <sup>-3</sup>	$\lambda$ W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>	$c_p$ J kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>	$a$ mm <sup>2</sup> s <sup>-1</sup>
0	7848,2	46,7	476	12,5
100	7830	46,7	476	12,5
400	7830	40,7	544	9,5
800	7830	23,9	694	4,4
900 <sup>1</sup>	7830	23,9	694	4,4

Tabelle 10: Materialparameter *22MnB5* [77]: wird für MBW-K 1500 eingesetzt

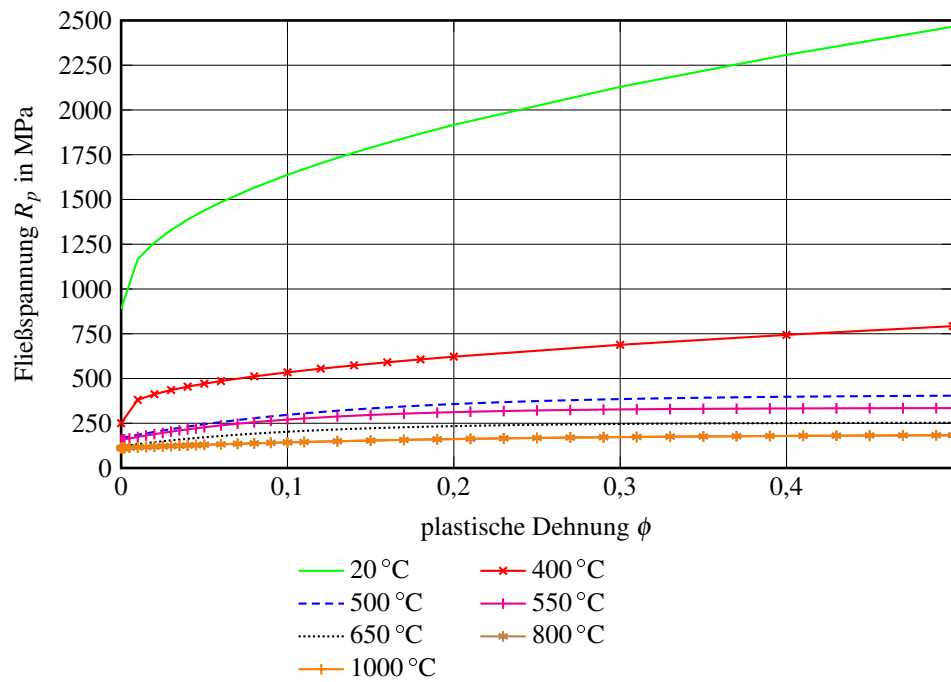


Abbildung 64: Quasistatische Fließspannungen  $R_p$  von 22MnB5 bei unterschiedlichen Temperaturen [4]

Temperatur °C	$C$ $s^{-1}$	$P$
20	$6,20 \cdot 10^9$	4,28
100	$8,40 \cdot 10^5$	4,21
200	$1,0 \cdot 10^4$	4,10
300	$1,40 \cdot 10^3$	3,97
400	$2,58 \cdot 10^2$	3,83
500	$7,84 \cdot 10^1$	3,69
600	$3,54 \cdot 10^1$	3,53
700	$2,32 \cdot 10^1$	3,37
800	$2,22 \cdot 10^1$	3,21
900	$3,02 \cdot 10^1$	3,04
1000	$5,52 \cdot 10^1$	2,87

Tabelle 11: Parameter für die Berechnung der dehnratenabhängigen Fließspannung nach Cowper-Symonds [110]

A MATERIALPARAMETER

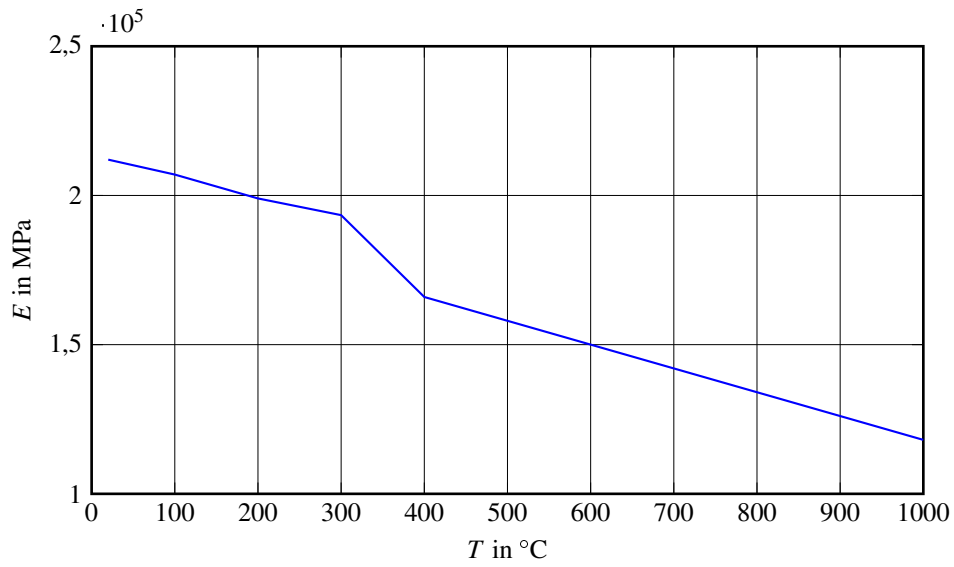


Abbildung 65: Elastizitätsmodul von 22MnB5 bei unterschiedlichen Temperaturen [110]

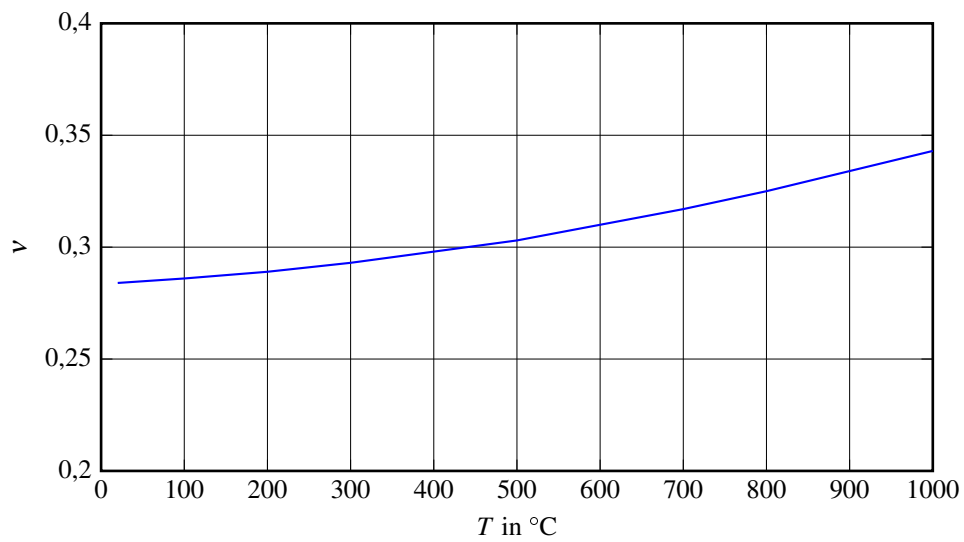


Abbildung 66: Querdehnungszahl  $\nu$  von 22MnB5 bei unterschiedlichen Temperaturen [110]

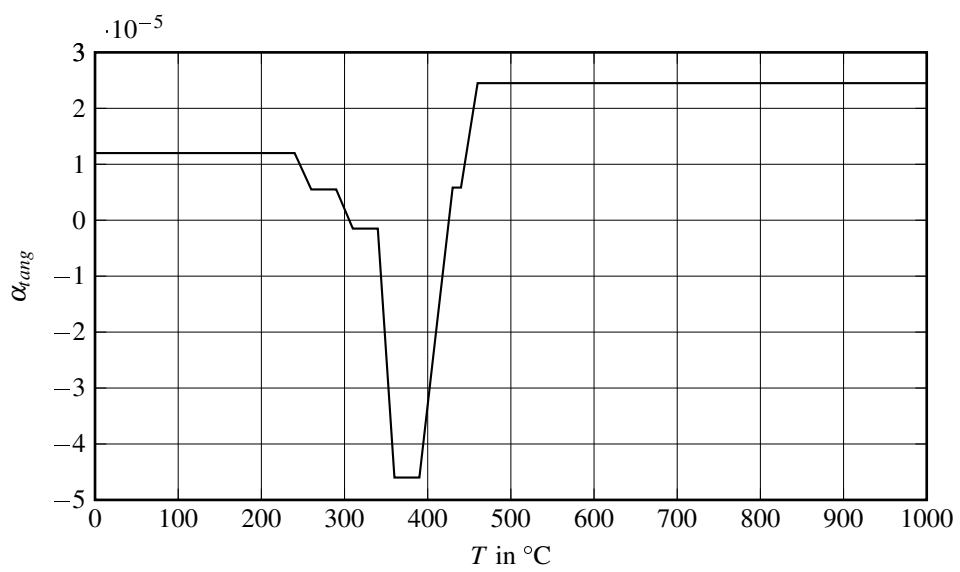


Abbildung 67: Tangentialer Wärmeausdehnungskoeffizient  $\alpha_{tang}$  von 22MnB5 bei unterschiedlichen Temperaturen [110]

Leerseite



## SYMBOLVERZEICHNIS

---

Symbol	SI-Einheit	Beschreibung
$A$	$m^2$	Fläche
$a$	$m^2/s$	Temperaturleitfähigkeit, Thermische Diffusivität
$\alpha_K$	$W/m^2K$	Kontakt-Wärmeübergangszahl
$\alpha$	$W/m^2K$	Konvektive Wärmeübergangszahl
$\alpha_{RB}$	$W/m^2K$	Wärme-Übergangszahl bei der Modellbildung der Platine als Randbedingung
$\alpha_{tang}$	–	tangentialer Wärmeausdehnungskoeffizient
$\alpha_{vol}$	$1/K$	volumetrischer Wärmeausdehnungskoeffizient
$\beta$	–	Skalierungsfaktor
$Bi$	–	Biot-Zahl
$Bi_{Netz}$	–	Netz Biot-Zahl
$C$	$s^{-1}$	Referenzdehnung (Cowper-Symonds)
$CFL$	–	Courant-Friedrichs-Lewy Zahl
$c_p$	$J/kgK$	spezifische Wärmekapazität
$d_a$	$m^2/s$	Nulldurchgang der Geradengleichung für die Temperaturleitfähigkeit $a$
$\tilde{D}$	–	Hypersingulärer Operator
$d_\lambda$	$W/mK$	Nulldurchgang der Geradengleichung für die Wärmeleitfähigkeit $\lambda$
$d$	$m$	Durchmesser
$E_{b,abs}$	$W/m^2$	Strahlungsabsorption des schwarzen Strahlers
$E_b$	$W/m^2$	Strahlungsleistung des schwarzen Strahlers
$E_{b,tat}$	$W/m^2$	tatsächliche Strahlungsleistung des schwarzen Strahlers
$E_{Platine}$	$J/m^2$	Energieentzug aus der Platine während des Presshärtprozesses
$E$	$N/m^2$	Elastizitätsmodul
$E$	$W/m^2$	Strahlungsleistung eines realen Körpers
$\varepsilon$	–	Emissivität
$f$	–	Reibfaktor für voll entwickelte Strömung
$Fo$	–	Fourier-Zahl

## Symbolverzeichnis

Symbol	SI-Einheit	Beschreibung
$FO_{Netz}$	—	Netz Fourier-Zahl
$\Gamma$		Rand
$g_D$	$K$	Temperaturen am Dirichlet-Rand
$g$	$m/s^2$	Gravitationsbeschleunigung
$g_R$	$W/m^2$	Robin-Daten
$h$	$W/m^2K$	Konvektive Ersatzwärmeübergangszahl für Strahlung bei $\varepsilon = 1$
$h_M$	$J/s$	Plancksches Wirkungsquantum
$i$	—	Zähler
$k_a$	$m^2/sK$	Steigung der Geradengleichung für die Temperaturleitfähigkeit $a$
$\tilde{K}'$	—	Adjungiertes Doppelschicht Potential
$\tilde{K}$	—	Doppelschicht Potential
$k_\lambda$	$W/m$	Steigung der Geradengleichung für die Wärmeleitfähigkeit $\lambda$
$k_M$	$J/K$	Boltzmann Konstante
$K$	—	Koeffizientenmatrix
$L_c$	$m$	charakteristische Länge
$L$	$m$	charakteristische Länge
$\lambda$	$W/m^2K$	Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_M$	$\mu m$	Wellenlänge
$LH$	$J/m^3$	Latente Wärme bei der Umwandlung von Austenit in Martensit
$\dot{L}H$	$W/m^3$	Latente Wärme bei der Umwandlung von Austenit in Martensit
$m$	$kg$	Masse
$M_v^0$	$W/m^3$	spektrale spezifische Ausstrahlung
$MSE$	—	Mittlere Quadratische Abweichung (Mean Squared Error, MSE)
$n$	—	Laufvariable, Knoten
$N$	—	Anzahl der Unbekannten
$\nu$	—	Querdehnungszahl
$\nu$	$m^2/s$	kinematische Viskosität
$Nu$	—	Nusselt-Zahl
$\Omega$		Volumen
$p$	$N/m^2$	Druck, Flächenpressung
$P$	—	Parameter p (Cowper-Symonds)

Symbol	SI-Einheit	Beschreibung
$\phi$	—	log. Dehnung
$\dot{\phi}$	1/s	Dehnrate
$Pr$	—	Pradtl-Zahl
$Q$	$J$	Wärme
$\dot{q}$	$W/m^2$	Wärmestromdichte
$R$	$m^2K/W$	thermischer Kontaktwiderstand
$r$	$m$	Radius
$Ra$	—	Rayleigh-Zahl
$Re$	—	Reynolds-Zahl
$\rho$	$kg/m^3$	Dichte
$R_p$	$N/m^2$	statische Fließspannung
$s$	$m$	Blechdicke
$s_y$	$m$	Abstand zum Ursprung $y$
$\sigma$	$W/m^2K^4$	Stefan-Boltzmann Konstante
$\sigma_{fvp}$	$N/m^2$	dynamische Fließspannung
$Sp$	—	Sparrow-Zahl
$\dot{T}$	$K/s$	Abkühlrate
$T$	$^{\circ}C$	Temperatur
$T_{abs}$	$^{\circ}C$	absolute Temperatur
$T_0$	$^{\circ}C$	Anfangstemperatur
$T_{end}$	$^{\circ}C$	Endtemperatur
$T_K$	$^{\circ}C$	Oberflächentemperatur eines Körpers
$T_{KA}$	$^{\circ}C$	Oberflächentemperatur Körper A
$T_{KB}$	$^{\circ}C$	Oberflächentemperatur Körper B
$T_{film}$	$^{\circ}C$	Filmtemperatur
$T_{\Gamma}$	$^{\circ}C$	Oberflächentemperatur
$T_{\infty}$	$^{\circ}C$	Umgebungstemperatur
$t$	$s$	Zeit
$t_{zyklus}$	$s$	Zykluszeit
$\Delta t$	$s$	Änderung der Zeit
$\Delta t$	$s$	Zeitschrittweite

## Symbolverzeichnis

Symbol	SI-Einheit	Beschreibung
$\tau_u$	$s$	Zeitlicher Abstand zum Dirac-Impuls in der Fundamentallösung
$\tau$	–	Faktor für die Zeitskalierung
$\Delta T_{LH}$	$^{\circ}C$	theoretische Temperaturerhöhung aus der gesamten latenten Wärme
$\delta T_{LH}^i$	$^{\circ}C$	Temperaturerhöhung aus der latenten Wärme im Zeitschritt
$T_{Ms}$	$^{\circ}C$	Martensit-Start Temperatur
$\theta$	$^{\circ}$	Winkel
$\Delta\theta$	$^{\circ}$	Rückfederungswinkel
$U^*$	$1/m$	Wärmeleitungskern
$U$	$m$	Umfang
$\tilde{V}$	–	Einfachschicht Potential
$v$	$m/s$	Geschwindigkeit
$V$	$m^3$	Volumen
$v_c$	$m/s$	Schallgeschwindigkeit
$\Delta x$	$m$	Berechnungspunktabstand
$x$	$m$	Ort, Ortskoordinate, Koordinate auf $\Gamma$ , Abstandskoordinate zum Ursprung $y$
$\tilde{x}$	$m$	Koordinate in $\Omega$
$\Delta x$	$m$	Änderung des Ortes, Abstand
$\xi$	–	Parameter für Dittus-Boelter-Gleichung
$\hat{Y}_i$	–	Vektor der geschätzten Werte (der zeitlichen Temperaturen aus der Simulation)
$Y_i$	–	Vektor der tatsächlichen Werte (der zeitlichen Temperaturen aus der Messung)
$y$	$m$	Ursprungscoordinate
$\zeta$	–	Einheitsvektor der Oberflächennormalen

## LITERATUR

---

- [1] Z. Marciniak, J. L. Duncan und S. J. Hu. *Mechanics of sheet metal forming*. 2. Aufl. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2002. 211 S.
- [2] W. Gan und R. H. Wagoner. „Die design method for sheet springback“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 46 (7 2004), S. 1097–1113.
- [3] M. Geiger, M. Merklein und C. Hoff. „Basic Investigations on the Hot Stamping Steel 22MnB5“. In: *Advanced Materials Research* 6-8 (2005), S. 795–804.
- [4] B. Oberpriller, L. Burkhardt und B. Griesbach. „Benchmark 3 - Continuous Press Hardening“. In: *Numisheet 2008*. International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes (Interlaken, 1.–5. Sep. 2008). Hrsg. von P. Hora. Institut für Virtuelle Produktion. Zurich: ETH, 2008.
- [5] W. Weiss u. a. „Application of a Boundary Element Method to the Thermal Analysis of Hot Forming Tools“. In: *IDDRG. Lightweighting: Possibilities & Challenges*. Hrsg. von A. Tewari, K. Narasimhan und P. P. Date. Mumbai, 2012, S. 105–110.
- [6] M. Messner u. a. *Hyperbolic and Elliptic Numerical Analysis BEM library*. 2010. URL: <http://www.mech.tugraz.at/HyENA> (besucht am 26. 11. 2013).
- [7] M. Messner. *Solving the Heat Equation with a Fast Multipole Galerkin Boundary Element Method*. Brunel: The Brunel Institute of Computational Mathematics MAFELAP, 11.–14. Juni 2013.
- [8] ThyssenKrupp Steel Europe AG, Hrsg. *Mangan-Bor-Stähle MBW<sup>®</sup> Für die Warmumformung*. 2013.
- [9] W. Weißbach und M. Dahms. *Werkstoffkunde. Strukturen, Eigenschaften, Prüfung ; mit 248 Tabellen*. 18., überarb. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2012. 431 S.
- [10] M. Naderi. „Hot Stamping of Ultra High Strength Steels“. Fakultät für Georessourcen und Materialtechnik. Dissertation. Aachen: RWTH Aachen, 2007.
- [11] M. Merklein und J. Lechler. „Investigation of the thermo-mechanical properties of hot stamping steels“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 177 (1-3 2006), S. 452–455.
- [12] Arcelor, Hrsg. *USIBOR 1500 precoated*. 2003.
- [13] *Hütte. Des Ingenieurs Taschenbuch*. Hütte. Berlin: Verlag von Wilhelm Ernst, 1955.

## Literatur

- [14] A. Rose, Hrsg. *Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle*. Verlag Stahleisen, 1972. 309 S.
- [15] SSAB, Hrsg. *Domex Härtbare Stähle - Borstähle Warmgewalztes härtbares Stahlblech*.
- [16] W. Martienssen und H. Warlimont, Hrsg. *Landolt-Börnstein - Group VIII Advanced Materials and Technologies*. Berlin und Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009.
- [17] P. S. Feuser. *Ein Ansatz zur Herstellung von pressgehärteten Karosseriekomponenten mit maßgeschneiderten mechanischen Eigenschaften Temperierte Umformwerkzeuge, Prozessfenster, Prozesssimulation und funktionale Untersuchung*. Bd. 226. Bericht aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie. Bamberg: Meisenbach, 2012.
- [18] D. W. Fan, H. S. Kim und B. C. d. Cooman. „A Review of the Physical Metallurgy related to the Hot Press Forming of Advanced High Strength Steel“. In: *Steel Research International* 80 (3 2009), S. 241–248.
- [19] J. Kondratiuk und P. Kuhn. „Tribological investigation on friction and wear behaviour of coatings for hot sheet metal forming“. In: *Wear* 270 (11–12 2011), S. 839–849.
- [20] R. Veit u. a. „Phase Formation of Al/Si-Coatings during Induction Heating of Boron Alloyed Steel Sheets“. In: *Tools and technologies for processing ultra high strength materials*. TTP2011 (Graz, 19.–21. Sep. 2011). Hrsg. von R. Kolleck. Institut für Werkzeugtechnik und Spanlose Produktion. Graz: Verl. der Techn. Univ. Graz, 2011, S. 225–233.
- [21] R. Schwartz und H. Lehmann. „Developments in the field of heat treatment systems for hot-form hardening lines“. In: *Hot sheet metal forming of high-performance steel*. (15.–17. Juni 2009). Hrsg. von M. Oldenburg und K. Steinhoff. International Conference Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel und CHS2 Conference. Auerbach: Verl. Wiss. Scripten, 2009, S. 323–330.
- [22] R. Kolleck und R. Veit. „Inductive Heating of Al/Si-coated Boron Alloyed Steels“. In: *IDDRG conference proceedings. 50th anniversary conference: tools and technologies for the processing of ultra high strength steels*. (31. Mai–2. Juni 2010). Hrsg. von R. Kolleck. International Deep Drawing Research Group. Graz: Technischen Universität Graz, 2010, S. 151–156.
- [23] F. Borsetto, A. Ghiotti und S. Bruschi. „Investigation of the High Strength Steel Al-Si Coating during Hot Stamping Operations“. In: *Key Engineering Materials* 410-411 (2009), S. 289–296.
- [24] J. Kondratiuk u. a. „Zinc coatings for hot sheet metal forming: Comparison of phase evolution and microstructure during heat treatment“. In: *Surface and Coatings Technology* 205 (2011), S. 4141–4153.

- [25] voestalpine Stahl AG, Hrsg. *phs-ultraform. Der Maßstab für presshärtende Stähle*. 2013.
- [26] S. Goedicke u. a. „Wet chemical coating materials for hot sheet metal forming - anti scaling and corrosion protection“. In: *Proceedings of the 1st International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel*. (22.–24. Okt. 2008). Hrsg. von K. Steinhoff und M. Oldenburg. Steel grips. International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel und CHS2 Conference. Bad Harzburg: GRIPS media, 2008, S. 37–44.
- [27] R. Neugebauer u. a. „Hot sheet metal forming: The formulation of graded component characteristics based on strategic temperature management for tool-based and incremental forming operations“. In: *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 4.2 (2011), S. 180–188.
- [28] K. Steinhoff u. a. „Bauteile mit maßgeschneiderten Eigenschaften durch neuartige thermo-mechanische Prozessstrategien in der Warmblechumformung“. In: *2. Erlanger Workshop Warmblechumformung*. Hrsg. von M. Geiger und M. Merklein. Bamberg: Meisenbach, 2007, S. 1–12.
- [29] R. Kolleck und R. Veit. „Tools and technologies for hot forming with local adjustment of part properties“. In: *THERMEC'2009. 6th International Conference on Processing and Manufacturing of Advanced Materials*. Hrsg. von T. Chandra. Bd. 638-642. Stafa-Zuerich: Trans. Tech. Publ., 2009.
- [30] A. Munde und U. Schnell. *Ofenfreier Prozess für Presshärten möglich: Geringere Taktzeiten bei höherer Flexibilität*. Hrsg. von Maschinenmarkt. 2013. URL: <http://www.maschinenmarkt.vogel.de/themenkanale/produktion/umformtechnik/articles/403119/index3.html> (besucht am 12.08.2013).
- [31] R. George, A. Bardelcik und M. J. Worswick. „Hot forming of boron steels using heated and cooled tooling for tailored properties“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 212 (11 2012), S. 2386–2399.
- [32] R. Neugebauer u. a. „Press hardening — An innovative and challenging technology“. In: *Archives of Civil and Mechanical Engineering* 12 (2012), S. 113–118.
- [33] G. M. u. a. „Einfluss unterschiedlicher Wärmebehandlungsrouten auf die Robustheit der mechanischen Eigenschaften des Stahls 22MnB5“. In: *4. Erlanger Workshop Warmblechumformung*. DFG ortsverteilte Forschergruppe 552. 4. Erlanger Workshop Warmblechumformung (Erlangen, 11. Nov. 2009). Hrsg. von M. M. und L. J. Bamberg: Meisenbach, 2009, S. 85–105.

## Literatur

- [34] K. Lamprecht u. a. „Thermo-Mechanical Properties of Tailor Welded Blanks in Hot Sheet Metal Forming Processes“. In: *IDDRG 2010 conference proceedings. 50th anniversary conference: tools and technologies for the processing of ultra high strength steels*. (31. Mai–2. Juni 2010). Hrsg. von R. Kolleck. International Deep Drawing Research Group. Graz: Technischen Universität Graz, 2010, S. 37–48.
- [35] W. Eberlein. „Vergleich verschiedener Stahl- und Konstruktionskonzepte für Verstärkung B-Säule“. In: *Karosseriebautage Hamburg 2010. 11. Internationale Tagung Karosseriebau*. Hrsg. von M. Ullrich. Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2010, S. 215–224.
- [36] F. Schieck u. a. „Modern tool design for component grading incorporating simulation models, efficient tool cooling concepts and tool coating systems“. In: *5CIRP6 Journal of Manufacturing Science and Technology* 4 (2 2011), S. 189–199.
- [37] H. Hoffmann, H. So und H. Steinbeiss. „Design of Hot Stamping Tools with Cooling System“. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 56.1 (2007), S. 269–272.
- [38] H. Steinbeiss u. a. „Method for optimizing the cooling design of hot stamping tools“. In: *Production Engineering* 1.2 (2007), S. 149–155.
- [39] F.-J. Lenze u. a. „Herstellung von gewichtsoptimierten Strukturbauteilen durch den Einsatz presshärterer Stähle“. In: *4. Erlanger Workshop Warmblechumformung*. Hrsg. von M. M. und L. J. Bamberg: Meisenbach, 2009, S. 1–16.
- [40] R. Kolleck, W. Weiß und P. Mikoleizik. „Cooling of Tools for Hot Stamping Applications“. In: *IDDRG 2010 conference proceedings*. Hrsg. von R. Kolleck. Graz: Technischen Universität Graz, 2010, S. 111–119.
- [41] W. Weiß, R. Vollmer und R. Kolleck. „Application of laser cladding in forming processes - Functionally graded coatings“. In: *AIP Conference Proceedings* 1315 (2010).
- [42] R. Kolleck u. a. „Neues Konzept zur Temperierung von Blechumformwerkzeugen“. In: *4. Chemnitzer Karosseriekolloquium CBC 2005*. Hrsg. von R. Neugebauer. Bd. 28. Berichte aus dem IWU. Zwickau: Verl. Wiss. Scripten, 2005, S. 121–136.
- [43] W. Ritz. „Über eine neue Methode zur Lösung gewisser Variationsprobleme der mathematischen Physik“. In: *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 135 (1909), S. 1–61.
- [44] R. Courant. „Variational methods for the solution of problems of equilibrium and vibrations“. In: *Bulletin of the American Mathematical Society* 49.1 (1943), S. 1–24.
- [45] M. J. Turner u. a. „Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures“. In: *Journal of the Aeronautical Sciences* 23.9 (1959), S. 805–854.



- [46] R. W. Clough. „The Finite Element Method in Plane Stress Analysis“. In: *Conference papers : American Society of Civil Engineers 2nd Conference on Electronic Computation*. Hrsg. von S. D. American Society of Civil Engineers. 1960.
- [47] R. W. Clough und E. L. Wilson. „Early Finite Element Research at Berkeley“. In: *5th US National Congress on Computational Mechanics*. Hrsg. von US Association of Computational Mechanics. 1999, S. 1–35.
- [48] G. Beer und J. O. Watson. *Introduction to finite and boundary element methods for engineers*. Chichester: New York und Wiley, 1992.
- [49] N. M. Wang und B. Budiansky. „Analysis of Sheet Metal Stamping by a Finite-Element Method“. In: *Journal of Applied Mechanics* 45.1 (1978), S. 73–82.
- [50] S. Kobayashi und J. Kim. „Deformation Analysis of Axisymmetric Sheet Metal Forming Processes by the Rigid-Plastic Finite Element Method“. In: *Mechanics of Sheet Metal Forming*. Hrsg. von D. Koistinen und N.-M. Wang. Springer US, 1979, S. 341–365.
- [51] S. C. Tang. „Computer prediction of the deformed shape of a draw blank during the binder-wrap stage“. In: *Journal of Applied Metalworking* 1.3 (1980), S. 22–29.
- [52] F. J. Alinghaus u. a. „Finite Element Modelling of a stretch formed part“. In: *Computer modeling of sheet metal forming process*. Hrsg. von N.-M. Wang und S. C. Tang. Warrendale, Pa., 1985, 51ff.
- [53] P. V. R. Reddy, G. C. M. Reddy und P. R. Prasad. „A Review on Finite Element Simulations in Metal Forming“. In: *International Journal of Modern Engineering Research (IJMER)* 2.4 (2012), S. 2326–2330.
- [54] A. Chandra und S. Mukherjee. „A finite element analysis of metal forming processes with thermomechanical coupling“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 26.11–12 (1984), S. 661–676.
- [55] H. Karbasian und A. E. Tekkaya. „A review on hot stamping“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 210.15 (2010), S. 2103–2118.
- [56] E. Billur und T. Altan. „Exploring the 3rd International Conference on Hot Stamping Technology, Part I. New applications“. In: *Stamping Journal*. Bd. 11/12 2011, S. 12–13.
- [57] P. Åkerström. „Modelling and Simulation of Hot Stamping“. Diss. Luleå: Luleå University of Technology, 2006.
- [58] L. Garcia Aranda. „Etude thermo-mécanique et modélisation numérique de l’emboutissage à chaud de l’Usibor 1500“. Diss. Paris: Ecole des Mines de Paris, 2004.
- [59] P. Olle. „Numerische und experimentelle Untersuchungen zum Presshärten“. Diss. Hannover: Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, 2010.

## Literatur

- [60] K. Kassem u. a. „A new approach for a thermo-mechanical coupled simulation of the hot stamping process“. In: *10th MpCCI User Forum*. Hrsg. von Fraunhofer Institute for Algorithms and Scientific Computing SCAI. 2009, S. 106–111.
- [61] L. Gaul, M. Kögl und M. Wagner. *Boundary element methods for engineers and scientists*. Berlin [u.a.]: Springer, 2003.
- [62] G. T. Symm. „Integral Equation Methods in Potential Theory II“. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences* 275.1360 (1963), S. 33–46.
- [63] M. A. Jaswon. „Integral Equation Methods in Potential Theory I“. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences* 275.1360 (1963), S. 23–32.
- [64] J. T. Katsikadelis. *Boundary elements: Theory and applications*. Amsterdam: Elsevier, 2002.
- [65] W. Becker und D. Gross. *Mechanik elastischer Körper und Strukturen*. Engineering online library. Berlin: Springer, 2002.
- [66] L. Shen und Y. Liu. „An adaptive fast multipole boundary element method for three-dimensional acoustic wave problems based on the Burton-Miller formulation“. In: *Computational Mechanics* 40.3 (2007), S. 461–472.
- [67] K. Eppler und H. Harbrecht. „Fast wavelet BEM for 3d electromagnetic shaping“. In: *Applied Numerical Mathematics* 54.3-4 (2005), S. 537–554.
- [68] J. Ostrowski u. a. „Fast BEM-solution of laplace problems with H-matrices and ACA“. In: *IEEE Transactions on Magnetics* 42.4 (2006), S. 627–630.
- [69] C. Duenser u. a. „New Developments of the Boundary Element Method for Underground Constructions“. In: *International Journal of Geomechanics* 12.6 (2012), S. 665–675.
- [70] D. L. Edson, S. V. Wilson und C. Alaa. „A BEM model applied to failure analysis of multi-fractured structures“. In: *Engineering Failure Analysis* 18.6 (2011), S. 1538–1549.
- [71] D. Bigot, J.-M. Roelandt und H. Kebir. „Numerical method coupling finite elements and boundary elements to model forming process tools“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 209.7 (2009), S. 3226–3235.
- [72] J. Fernandes, J. Rodrigues und P. Martins. „Combined finite element–boundary element thermo-mechanical analysis of metal forming processes“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 87.1–3 (1999), S. 247–257.
- [73] A. Chandra. „Analyses of metal forming problems by the boundary element method“. In: *International Journal of Solids and Structures* 31.12–13 (1994), S. 1695–1736.

- [74] N. Pirc u. a. „3D BEM-based cooling-channel shape optimization for injection molding processes“. In: *International Journal for Simulation and Multidisciplinary Design Optimization* 2.3 (2008), S. 245–252.
- [75] P. L’Eplattenier u. a. „Introduction of an electromagnetism module in LS-DYNA for coupled mechanical-thermal-electromagnetic simulations“. In: *Steel Research International* 80.5 (2009), S. 351–358.
- [76] L. Burkhardt. „Eine Methodik zur virtuellen Beherrschung thermo-mechanischer Produktionsprozesse bei der Karosserieherstellung“. Diss. Zürich: Eidgenössische Technische Hochschule, 2008.
- [77] M. Spittel und T. Spittel. „Steel symbol/number: 22MnB5/1.5528“. In: *Metal Forming Data of Ferrous Alloys - deformation behaviour*. Hrsg. von H. Warlimont. Bd. 2C1. Landolt-Börnstein - Group VIII: Advanced Materials and Technologies. Berlin, Heidelberg: Springer, 2009.
- [78] I. Schruff. *Physikalische Werkstoffdaten CR7V-L*. Persönliche Kommunikation. E-Mail. Dez. 2012.
- [79] F. P. Incropera und D. P. DeWitt. *Fundamentals of heat and mass transfer*. 6. Aufl. Hoboken, NJ: Wiley, 2007.
- [80] S. W. Churchill und H. H. S. Chu. „Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 18.11 (1975), S. 1323–1329.
- [81] W. L. Wolfe, Hrsg. *Handbook of military infrared technology*. Washington D.C: Office of Naval Research Dept. of the Navy U.S. Government Print Office, 1965. 906 S.
- [82] W. L. Wolfe. *The infrared handbook*. 4. Aufl. IRIA series in infrared & electro-optics. Ann Arbor und Michigan: Environmental Research Institute of Michigan, 1993.
- [83] Micro-Epsilon. *Grundlagen der berührungslosen Temperaturmessung*. Hrsg. von Micro-Epsilon.
- [84] M. A. Bramson, R. B. Rodman und W. L. Wolfe. *Infrared radiation. A handbook for applications*. Optical physics and engineering. New York: Plenum Press, 1968. 623 S.
- [85] Keller MSR. *Messtechnische Fehler in der Praxis bei der berührungslosen Temperaturmessung*. Hrsg. von Keller MSR.
- [86] C. Hoff. „Untersuchung der Prozesseinflussgrößen beim Presshärten des höchstfesten Vergütungsstahls 22MnB5“. Dissertation. Erlangen: Friedrich Alexander Universität Erlangen-Nürnberg, 2007-08-30.

## Literatur

- [87] B. Abdulhay, B. Bourouga und C. Dessain. „Thermal contact resistance estimation: influence of the pressure contact and the coating layer during a hot forming process“. In: *International Journal of Material Forming* 5.3 (2012), S. 183–197.
- [88] M. Messner. „A Fast Multipole Accelerated Space-Time Galerkin Method for Boundary Integral Equations of the Heat Equation“. Institut für Baumechanik. Dissertation. Graz: Technische Universität Graz, 2013.
- [89] L. v. Körtvélyessy. *Thermoelement-Praxis*. 2. Ausg. Essen: Vulkan-Verlag, 1987.
- [90] G. E. P. Box und K. B. Wilson. „On the Experimental Attainment of Optimum Conditions“. In: *Journal of the Royal Statistical Society. Series B (Methodological)* 13.1 (1951), S. 1–45.
- [91] P. Åkerström und M. Oldenburg. „Austenite decomposition during press hardening of a boron steel—Computer simulation and test“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 174.1-3 (2006), S. 399–406.
- [92] K. Siebertz, D. van Bebber und T. Hochkirchen. *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DoE)*. 15. Aufl. VDI. Berlin u.a.: Springer, 2010.
- [93] S. Kirkpatrick, C. Gelatt Jr. und M. b. Vecchi. „Optimization by simulated annealing“. In: *Science* 220.4598 (1983), S. 671–680.
- [94] J. A. Snyman. „The LFOPC leap-frog algorithm for constrained optimization“. In: *Computers & Mathematics with Applications* 40.8–9 (2000), S. 1085–1096.
- [95] Kind & CO. Edelstahlwerk KG. *Spezial-Warmarbeitsstahl CR7V-L. Der Premieumstahl mit höchster Warmverschleissbeständigkeit*. Hrsg. von Kind & CO. bibnamedelimb Edelstahlwerk KG.
- [96] W. Polifke und J. Kopitz. *Wärmeübertragung: Grundlagen, analytische und numerische Methoden*. 2., aktualisierte Aufl. München: Pearson Studium, 2009.
- [97] O. Steinbach. *Numerische Näherungsverfahren für elliptische Randwertprobleme. Finite Elemente und Randelemente*. 1. Aufl. Advances in Numerical Mathematics. Stuttgart: B.G. Teubner, 2003. 363 S.
- [98] M. Messner, M. Schanz und J. Tausch. „A fast Galerkin method for parabolic space-time boundary integral equations“. In: *Journal of Computational Physics* 258 (2014), S. 15–30.
- [99] Y. Liu. *Fast multipole boundary element method. Theory and applications in engineering*. Cambridge und New York: Cambridge University Press, 2009. 235 S.

- [100] M. Kleiner, W. Homberg und H. Karbasian. „Methodenplanung für die Prozess- und Werkzeuggestaltung bei der Warmblechumformung“. In: *1. Erlanger Workshop Warmblechumformung*. Hrsg. von M. Geiger und M. Merklein. Bamberg: Meisenbach, 2006, S. 68–81.
- [101] R. Courant, K. Friedrichs und H. Lewy. „Über die partiellen Differenzgleichungen der mathematischen Physik“. In: *Mathematische Annalen* 100.1 (1928), S. 32–74.
- [102] D. Lorenz und A. Haufe. „Simulation von Warmumformprozessen mit LS-DYNA“. In: *Warmumformung von höchstfesten Vergütungsstählen*. Hrsg. von M. Geiger und M. Merklein. Bamberg: Meisenbach, 2007, S. 163–177.
- [103] C. Kramer und A. Mühlbauer, Hrsg. *Praxishandbuch Thermoprozess-Technik*. Essen: Vulkan-Verl., 2002.
- [104] S. R. Bodner und S. Symonds P. „Experimental and Theoretical Investigation of the Plastic Deformation of Cantilever Beams Subjected to Impulsive Loading“. In: *Journal of Applied Mechanics* 29(4) (1962), S. 719–728.
- [105] N. S. Ottosen und M. Ristinmaa. *The mechanics of constitutive modeling*. 1. Aufl. Amsterdam: Elsevier, 2005.
- [106] Livermore Software Technology Corporation LSTC. *LS-DYNA®: Keyword User's Manual Version 971 R6.1.0*. Hrsg. von Livermore Software Technology Corporation LSTC. 2012.
- [107] T. Erhard. *Review of Solid Element Formulations in LS-DYNA: Properties, Limits, Advantages, Disadvantages*. Stuttgart, Okt. 2011.
- [108] H. J. Bargel und G. Schulze. *Werkstoffkunde*. 11. Aufl. Berlin und Heidelberg: Springer, 2012. 531 S.
- [109] W. Weiß und R. Kolleck. „Ganzheitlicher Modellierungsansatz für die Simulation von Warmformprozessen“. In: *Tagungsband zum 8. Erlanger Workshop Warmblechumformung*. Hrsg. von M. Merklein. Bamberg: Meisenbach, 2013-11-12, S. 111–126.
- [110] A. Shapiro. „Using LS-Dyna for Hot Stamping“. In: *7th European LS-DYNA Conference*. 2002.