

Transientes thermisches FE-Modell zur Identifizierung optimaler Beladungsstrategien

Vakuumhärten von Holzwerkzeugen

M. Lorenz, S. Stribick, R. Pahlmeyer

ZUSAMMENFASSUNG Kombiniertes Vakuumlöten und härten ermöglicht die wirtschaftliche Herstellung von Holzbearbeitungswerkzeugen mit Stahlgrundkörpern. Dieser Beitrag stellt ein validiertes transientes FE-Modell vor, das die Temperaturverteilung während Halte- und Abkühlphase abbildet. Verschiedene Szenarien untersuchen den Einfluss von Werkzeugdurchmesser und -länge, Positionierung und Werkzeuganzahl auf das Temperaturfeld. Die Ergebnisse liefern konkrete Handlungsempfehlungen für optimale Beladungsstrategien.

Contribution to vacuum hardening of woodworking tools – Transient thermal FE model for identifying optimal loading strategies

ABSTRACT Combined vacuum brazing and hardening enables the economical production of woodworking tools with steel bodies. This paper presents a validated transient FE model that maps the temperature distribution during the holding and cooling phases. Various scenarios investigate the influence of tool diameter and length, positioning, and the number of tools on the temperature field. The results provide concrete recommendations for optimal loading strategies.

STICHWÖRTER

Wärmebehandlung, Simulation, Werkzeuge

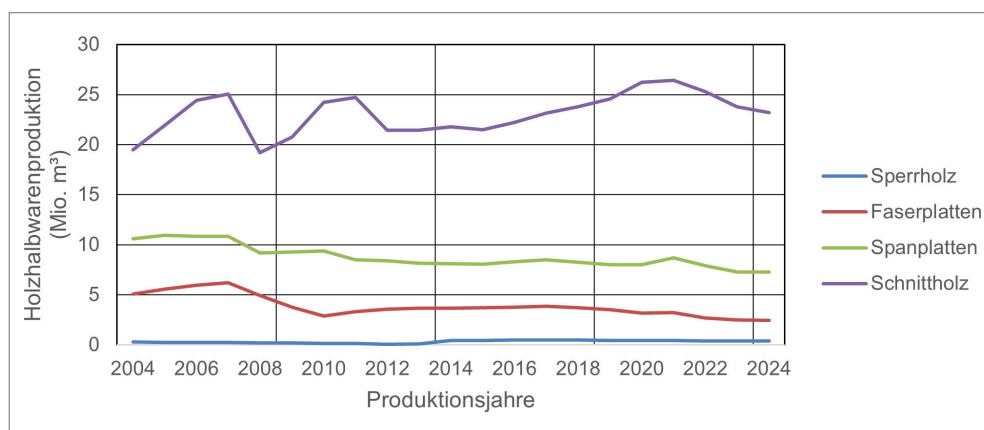


Bild 1 Holzhalbwarenproduktion in Deutschland von 2004 bis 2024. Grafik: [1]

1 Einleitung

Die Holzbranche ist mit insgesamt 33,3 Millionen m³ produzierten Holzhalbwaren im Jahr 2024 eine Schlüsselbranche für die deutsche Industrie, wie **Bild 1** eindrücklich zeigt [1]. Dabei ist der pro Kopf erzielte Umsatz ähnlich dem des allgemeinen Maschinenbaus [2].

Nach der Covid-19-Pandemie hat der Anlagenbau im Bereich Holzbearbeitungsmaschinen ein Umsatzwachstum von 18,4% von 2020 auf 2021 erreicht. Damit erzielte die Branche in diesem Zeitraum ein stärkeres Wachstum als die Automobilindustrie (+8,7%), der allgemeine Maschinenbau (+7,2%) und die Elektronikindustrie (+14,9%) [2]. Es ist jedoch zu beachten, dass der Sektor stark von Konjunktur- beziehungsweise Investitionszyklen abhängig ist.

Um eine wirtschaftliche Bearbeitung von Holzwerkstoffen zu ermöglichen sind Hochleistungswerkzeuge gefragt. Werkstück-unabhängig werden durch den steigenden Preisdruck seit Jahren immer höhere Anforderungen auch an Werkzeuge in Form von Prozessbedingungen und Standzeiten gestellt [3].

In der Werkzeugindustrie werden je nach Holzart unterschiedliche Werkzeuge eingesetzt. So werden für Massivholz hauptsächlich Vollhartmetallwerkzeuge (VHM) genutzt. Für beschichtete Holzwerkstoffe, zum Beispiel beschichtete Spanplatten, werden Verbundwerkzeuge mit Diamantschneiden und oftmals einem Stahl- oder Hartmetallgrundkörper verwendet. Diese werden meist im Vakuum gelötet und anschließend geschärft [4]. Jedoch stellt das dabei verwendete Hartmetall aus ökonomischer, ökologischer und sozialer Sicht einen kritischen Werkstoff dar [5]. Aus diesem Grund ist der Wechsel auf einen Stahlgrundkörper wün-

schenswert, jedoch nicht für alle Werkzeugtypen ohne weiteres umsetzbar. Diese müssen für den Wechsel teilweise gehärtet werden, um die nötigen statischen und dynamischen Eigenschaften zu erreichen. Ein Löten nach dem Härteprozess ist technologisch nicht sinnvoll, da Löten die mechanischen Eigenschaften des Werkzeuges wieder verändern kann [6]. Wirtschaftlich ist ein Härten nach dem Löten nicht sinnvoll, da die Prozesszeit deutlich verlängert wird.

Ein wirtschaftlich und technisch interessanter Ansatz ist eine Kombination der beiden Prozesse Löten und Härten: Während die Schneiden auf den Werkzeuggrundkörper gelötet werden, wird dieser in einem kombinierten Löt-Härte-Prozess mit neuartiger Prozesskühlung in Form eines Wärmetauschers gehärtet. Der Wärmetauscher sorgt dafür, dass das Abkühlen beim Vakuumlöten deutlich schneller als in konventionellen Vakuumlötprozessen durchgeführt werden kann. Dadurch sollen Ressourcen, Prozesszeit und erforderliche Energiemenge eingespart werden. Zudem treten beim kombinierten Löt- und Härteverfahren keine gesundheitsschädlichen Gasemissionen während des Prozesses im Vergleich zum induktiven Löten aus und beeinträchtigen beziehungsweise gefährden die Arbeiter.

Dies muss allerdings geschehen, ohne die bisherigen hohen Standards an die Qualität der aktuellen Werkzeuge, in Form von Toleranzen und Anlassfarben, zu verlieren. Hier empfiehlt sich das Vakuumlöten als Basis zu verwenden, da es in diesem Prozess seine Stärken ausspielt: Im Vergleich zum konventionellen Löten- und Härten ist der Prozess reproduzierbarer, erlaubt gleichmäßige Erwärmung und Abkühlung des gesamten Bauteils sowie einen Oxidationsschutz [7–9]. Durch die neuen Temperaturkurven im Zusammenhang mit der Kombination von Löten und Härten sind die Kenntnisse im Bereich des Temperaturfeldes und der Temperaturverteilung im Vakuumofen noch unzureichend. Somit sind eine genaue Prozessplanung und Beladungsstrategie nicht möglich. Die durchgeführte Simulation in diesem Beitrag, schließt eine entsprechende Lücke.

2 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung und Validierung eines transienten Simulationsmodells des Vakuumhärteprozesses mittels Finite-Elemente-Methode (FEM). Das Modell soll die relevanten Wärmeübertragungsmechanismen während der Halte- und Abkühlphase ausreichend abbilden und anschließend experimentell überprüft werden. Die Aufwärmphase wird dabei nicht betrachtet, da die Aufheizgeschwindigkeit keinen direkten Einfluss auf die Gefügebildung und die resultierenden Werkstoffeigenschaften hat. Demzufolge fokussiert sich der vorliegende Beitrag primär auf den Härteprozess und nicht auf den in der Aufwärmphase durchgeführten Lötprozess.

Basierend auf dem validierten Modell wird eine systematische Parameterstudie durchgeführt. Untersucht werden drei Szenarien: der Einfluss von Werkzeugdurchmesser und -länge auf Temperaturverteilung und Abkühlrate (Szenario 1), die Auswirkungen der radialen Werkzeugposition auf den Werkzeughalter (Szenario 2) sowie die Auswirkung der Beladungsanzahl bei gleichzeitiger Einhaltung prozesssicherer Abkühlraten (Szenario 3). Alle Konfigurationen werden anhand definierter Bewertungskriterien evaluiert. Dazu gehören die vollständige Austenitisierung während der Haltephase (Mindesttemperatur 760 °C gemäß ZTU (Zeit-Temperatur-Umwandlung)-Diagramm für 34CrNiMo6)

sowie eine Abkühlrate im Zielbereich von 6 K/min bis 40 K/min zur Vermeidung unerwünschter Perlit- oder Martensitbildung. Die Ergebnisse sollen konkrete Handlungsempfehlungen für die industrielle Praxis liefern und das Prozessverständnis des kombinierten Löt- und Härteverfahren in einem Vakuumofen verbessern.

Im Folgenden werden die theoretischen Grundlagen für das Verständnis dieses Artikels gegeben (Kapitel 3), die Methodik und der Modellaufbau der Simulation beschrieben (Kapitel 4) und die Ergebnisse präsentiert und diskutiert (Kapitel 5). Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung (Kapitel 6) ab.

3 Stand der Technik und Wissenschaft

Das folgende Kapitel ist unterteilt in Grundlagen zum Härten von Werkzeugen für die Holzbearbeitung (3.1) und in die Beschreibung der Wärmeübertragungsvorgänge beim Vakuumlöten und -härten (3.2).

3.1 Grundlagen zum Härten von Werkzeugen

Die Holzbearbeitung stellt die spanende Fertigung vor besondere Herausforderungen. Als natürliches Produkt herrschen hohe Anisotropie und Inhomogenität vor, die vor allem bei Hart-hölzern hochleistungsfähige Werkzeuge notwendig machen [4, 10].

Werkzeuge für Holzbearbeitung besitzen eine hohe Schärfe der Schneidkanten mit spitzen Winkeln. Industrieblich liegen die Freiwinkel zwischen 10° und 15°, der Spanwinkel zwischen 10° und 15° und der Neigungswinkel zwischen 15° und 30°. Sonderwerkzeuge erreichen teilweise Neigungswinkel bis 70°. Dabei ist eine Schneidkantenverrundung kleiner als 5 µm, im Optimalfall etwa 1 µm anzustreben [4, 11, 12]. Auch die Härte der Werkzeuge spielt gerade für die dynamischen Eigenschaften eine große Rolle. Nach [13] besteht das Ziel beim Härten von Stahl in der Erzeugung einer harten und verschleißfesten Oberfläche sowie der sowohl statischen als auch dynamischen Festigkeitserhöhung. Damit ein Stahl gehärtet werden kann braucht es einen Mindestkohlenstoffgehalt von 0,2 %–0,3 % (unlegierte Stähle). Der Prozess des Härtens erfolgt in zwei Schritten, dem Erhitzen und Halten auf Härtetemperatur und dem schnellen Abkühlen. Der erste Schritt wird auch „Austenitisieren“ genannt und das Abkühlen „Abschrecken“.

Je nach Stahlzusammensetzung ist es wichtig, die Austenitisierung mit entsprechender Zeit ablaufen zu lassen. Ziel ist das Erhalten eines homogenen Gefüges und einer gleichmäßigen Kohlenstoffatomverteilung. Nur so entsteht ein austenitisches Gefüge. Nach einer definierten Haltezeit auf der Austenitisierungstemperatur wird der Stahl sehr schnell abgekühlt. Dieser Vorgang ist entscheidend, um das gewünschte Gefüge und damit die Werkstoffeigenschaften einzustellen. Hierfür werden ZTU-Diagramme verwendet, um je nach Abkühlgeschwindigkeit unterschiedliche Gefüge einzustellen und Härtewerte zu erreichen. Ein beispielhaftes ZTU-Diagramm mit verschiedenen Abkühlkurven ist in **Bild 2** zu sehen [13].

Härteprozesse in der Werkzeugindustrie werden insbesondere bei monolithischen Werkzeugen aus Schnellarbeitsstählen angewendet. Nach der Herstellung des Werkzeuggrundkörpers ist eine zusätzliche Wärmebehandlung vorgesehen, um die gewünschten Eigenschaften für spanende Bearbeitung einzustellen. Eine übli-

che Prozesskette sieht dabei die Austenitisierung, das Abschrecken in Öl oder an Luft sowie mehrmaliges Anlassen vor [14].

Die Recherche zum Stand der Technik zeigt eine Forschungslücke im Einsatz der Härtetechnik bei der Werkzeugfertigung von Hochleistungs-Verbundwerkzeugen mit Diamanten. Dieser Beitrag wird dazu beitragen, die vielversprechende Kombination von Härten und Löten ohne den Einsatz von turbulenter Strömung im Ofen weiterzuentwickeln.

3.2 Grundlagen der Wärmeübertragung

Die thermische Simulation von Vakuumlöten und -härten erfordert die Berücksichtigung aller relevanten Wärmeübertragungsmechanismen. Dabei wird in der Regel zwischen Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung unterschieden, wobei der Wärmetransport bei Konvektion stets von Wärmeleitung begleitet wird. Gemäß dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik fließt Wärme stets von einer höheren Temperatur zu einer niedrigeren Temperatur. Im Vakuumlöten und -härten dominieren Wärmeleitung und Wärmestrahlung während der Haltephase, während der konvektive Wärmetransport erst nach der Helium-Flutung zu Beginn der Abkühlphase eine entscheidende Rolle spielt. Zusätzlich beeinflussen thermische Kontaktwiderstände an Grenzflächen den Wärmefluss erheblich. Nachfolgend werden in Anlehnung an [15] die drei Wärmeübertragungsmechanismen erläutert.

Die Wärmeleitung beschreibt den Energietransport durch molekulare Wechselwirkung benachbarter Moleküle. Die Wärmeleitung kann sowohl in Festkörpern als auch in Flüssigkeiten und Gasen (wie Helium) stattfinden. Dieser Energietransport erfolgt durch die Weitergabe höherer kinetischer Energie an Moleküle mit niedriger kinetischer Energie. In Metallen überlagert sich dieser Vorgang des Energietransports mit freien Elektronen. Analytisch wird die Wärmeleitung durch das sogenannte Fouriersche Gesetz beschrieben:

$$\dot{q}_{cond} = -\lambda \frac{dT}{dx}$$

Hierbei ist $\dot{q}_{cond}$ die Wärmestromdichte, λ die Wärmeleitfähigkeit und dT/dx der Temperaturgradient. Die Wärmeleitfähigkeit λ ist ein temperaturabhängiger Stoffwert.

Die Konvektion findet in einem strömenden Medium statt. Zusätzlich zur Wärmeleitung erfolgt ein Energietransport durch die Fluidbewegung. Die mathematische Beschreibung ist demnach deutlich schwieriger als bei der Wärmeleitung, da der Energietransport nicht nur von der Wärmeleitfähigkeit abhängt, sondern auch von Prozessparametern des Fluids (wie etwa Strömungsgeschwindigkeit). Die analytische Beschreibung der Konvektion wird durch das Newtonsche Abkühlgesetz beschrieben:

$$\dot{q}_{conv} = h \cdot \Delta T = \alpha \cdot (T_w - T_\infty)$$

Die Gleichung wird beschrieben durch die Wärmestromdichte $\dot{q}_{conv}$ und die Temperaturdifferenz ΔT . Die Temperaturdifferenz ist definiert als die Differenz der Wandtemperatur T_w zu einer Referenztemperatur T_∞ .

Dabei ist die Referenztemperatur abhängig vom Anwendungsfall. Beispielsweise ist die Referenztemperatur bei einer frei umströmten ebenen Platte die strömungsberuhigte Umgebungstemperatur, wogegen bei einer Rohrströmung (oder im Vakuumofen)

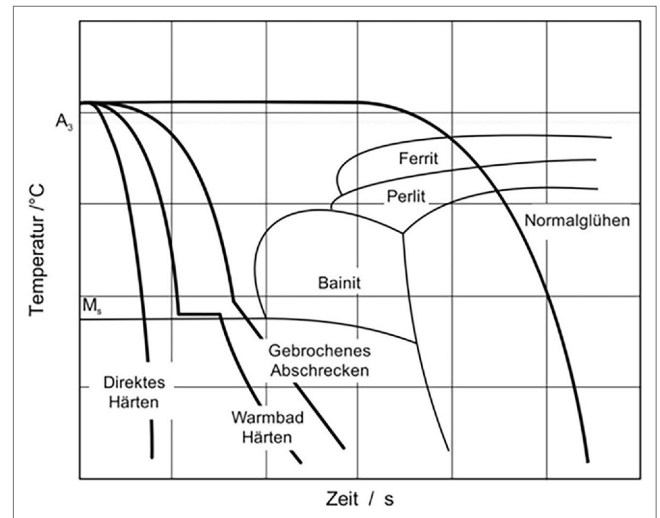


Bild 2 ZTU (Zeit-Temperatur-Umwandlung)-Diagramm mit gängigen Wärmebehandlungen. Grafik: [13]

die mittlere Fluidtemperatur genutzt wird. Zusätzlich besteht eine Abhängigkeit von den jeweiligen Stoffwerten, den Oberflächeneigenschaften der Wand, der vorliegenden Strömungsform (laminar und/oder turbulent) und weiteren strömungsmechanischen Prozessparametern, wie beispielsweise der Fluidgeschwindigkeit und -temperatur. Der Wärmeübergangskoeffizienten kann über Näherungsformeln und der Nusselt-Zahl Nu ermittelt werden, die wie folgt definiert ist:

$$Nu = (h \cdot L) / \lambda$$

Dabei bezeichnet L die charakteristische Länge des betrachteten Problems und λ die Wärmeleitfähigkeit des Fluids. Die Nusselt-Zahl ist abhängig vom Anwendungsfall, von der vorliegenden Strömungsform und der Art der Konvektion (erzwungene, freie Konvektion).

Als Wärmestrahlung wird der Energietransport durch elektromagnetische Wellen bezeichnet. Jeder Körper mit einer Temperatur größer 0 K emittiert Wärmestrahlung. Wärmestrahlung ist im Gegensatz zu Wärmeleitung und Konvektion nicht stoffgebunden und umso größer, je größer die Temperatur des Körpers ist. Der Energietransport durch elektromagnetische Wellen kann auch im Vakuum stattfinden. Das Stefan-Boltzmann-Gesetz beschreibt die ausgetauschte Strahlungsleistung zwischen zwei Oberflächen durch folgende Gleichung:

$$\dot{q}_{rad} = \epsilon \cdot \sigma \cdot (\Delta T)^4 = \epsilon \cdot \sigma \cdot (T_w - T_\infty)^4$$

Dabei ist ϵ der Emissionsgrad (dimensionslos von 0 bis 1), σ die Stefan-Boltzmann-Konstante und ΔT die Temperaturdifferenz. Der Emissionsgrad hängt vom Material des Körpers und von dessen Oberflächenbeschaffenheit ab. Zudem kann er eine Funktion der Temperatur, der Strahlungsrichtung und des Wellenlängenspektrums der Strahlung sein. Jedoch kann dieser für einige Körper in guter Näherung als konstant angenommen werden.

Im vorliegenden Anwendungsfall des Vakuumlöthärtens, speziell in der Haltephase und zu Beginn der Abkühlung, ist die Wärmestrahlung der zentrale Wärmeübertragungsmechanismus. Durch die rapide Abkühlung und die damit verbundene gering werdende Temperaturdifferenz ΔT zwischen der Wandtempera-

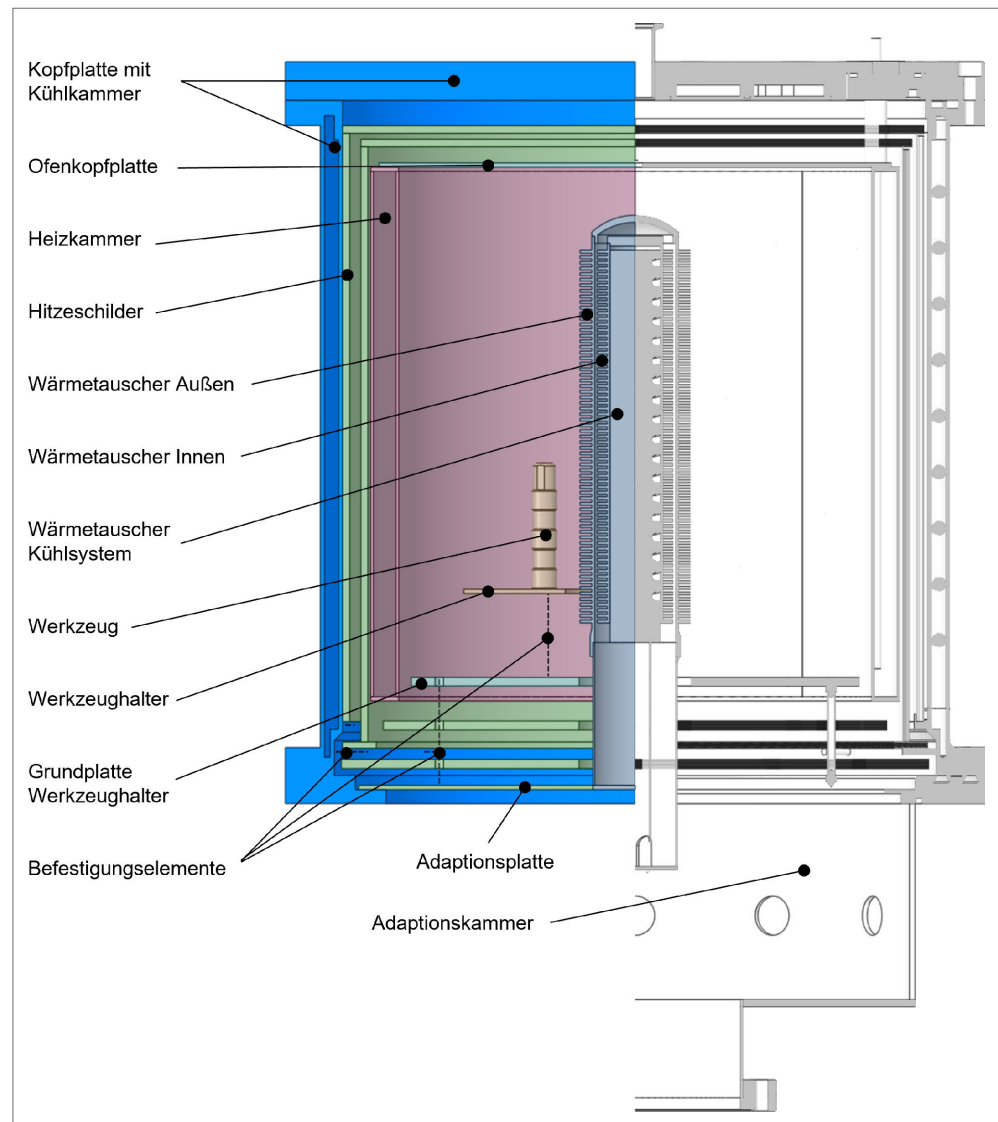


Bild 3 Gegenüberstellung des vereinfachten Simulationsmodells (links) mit farbiger Materialzuordnung und Bauteilbezeichnung und der ursprünglichen CAD-Geometrie (rechts). Grafik: Fraunhofer IPA

tur T_w und der Referenztemperatur T_∞ nimmt der Einfluss der Wärmestrahlung gegenüber der Wärmeleitung und Konvektion stetig ab.

4 Methodik und Modellaufbau

Dieses Kapitel beschreibt die Methodik und den grundlegenden Modellaufbau der Simulation. Da eine direkte Messung des Temperaturfeldes während des kombinierten Vakuumlöten und -härtens nur an wenigen diskreten Punkten möglich ist, wurde ein validiertes Simulationsmodell auf Grundlage der Finite-Elemente-Methode (FEM) für den Vakuumofen entwickelt. Dazu stellt Kapitel 4.1 das Simulationsmodell vor. Kapitel 4.2 erläutert die thermischen Randbedingungen für die stationäre Haltephase unter Vakuum und die transiente Abkühlphase. Das Kapitel wird in 4.3 durch die Vorstellung der Methodik der Parameterstudie zur Ermittlung einer idealen Beladungsstrategie abgerundet.

4.1 Vorstellung Simulationsmodell

Im Folgenden wird das für die thermische Simulation verwendete Modell des kombinierten Vakuumlöten und -härtens vorge-

stellt. **Bild 3** zeigt eine Gegenüberstellung der ursprünglichen CAD-Geometrie und des verwendeten Modells.

Das Simulationsmodell umfasst die wesentlichen thermisch aktiven Baugruppen: Die Heizkammer dient als Wärmequelle und erzeugt die für die Austenitisierung der Werkzeuge erforderliche Wärmeenergie. Die Hitzeschilde reduzieren als Strahlungsbarriere die Wärmeverluste nach außen und gewährleisten eine gleichmäßige Temperaturverteilung im Ofen. Die Kühlkammer und die gekühlte Kopfplatte sowie das Kühlsystem des Wärmetauschers (deaktiviert in der Haltephase, aktiviert in der Abkühlphase) führen die Wärmeenergie kontrolliert ab und ermöglichen definierte Abkühlraten während des Härteprozesses. Im Zentrum der Ofenkammer befinden sich die Werkzeuge auf dem Werkzeughalter.

Zur Reduktion des Rechenaufwands wurde das Modell als rotationssymmetrischer 90°-Sektor aufgebaut. Die Symmetrieannahme wurde im Vorfeld durch Vergleich mit Halb- und Vollmodellen im thermisch eingeschwungenen Zustand der Haltephase überprüft. Die Hitzeschilde wurden zu einem Ersatzkörper mit angepasster effektiver Emissivität zusammengefasst. Die elektrische Peripherie sowie die Adaptionenkammer wurden entfernt, da ihr Einfluss auf das Temperaturfeld im Ofen vernachlässigbar ist. Anstelle einer detaillierten Modellierung der Heizquelle wurde

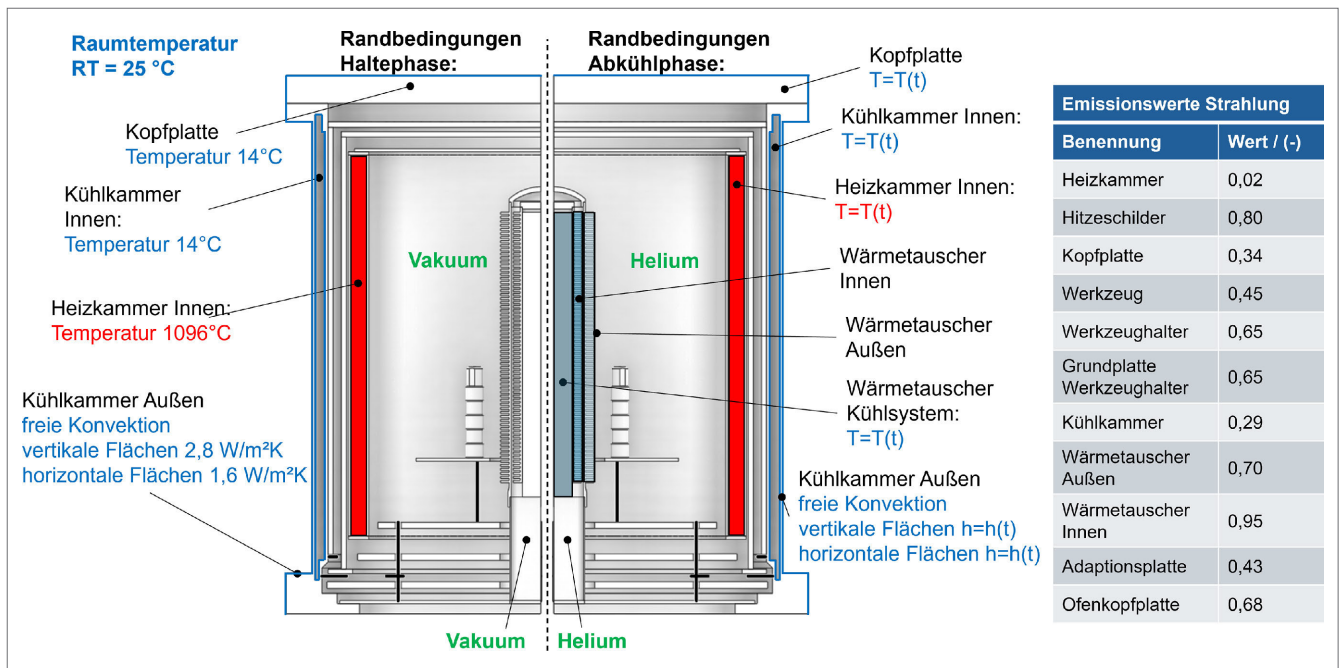


Bild 4 Übersicht der thermischen Randbedingungen für die stationäre Haltephase (links) und die transiente Abkühlphase (rechts) mit Farbcodierung für Wärmequelle (rot), Wärmesenke (blau) und Stoffwerte (grün). Grafik: Fraunhofer IPA

die aus experimentellen Versuchen ermittelte Temperatur auf die innere Wand der Heizkammer aufgebracht. Befestigungselemente für Hitzeschilder und Werkzeughalter wurden durch Balkenelemente vereinfacht. Zur Verringerung des Rechenaufwandes wurde anstelle der detailgetreuen Modellierung des gesamten Kühlsystems des Wärmetauschers mit angeschlossener Peripherie ein Ersatzkörper erstellt.

Für alle Komponenten wurden in Anlehnung an [16–18] temperaturabhängige Materialkennwerte (Dichte, spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit) im Bereich von 20 °C bis 1100 °C implementiert. Berücksichtigt wurden Molybdän für die Heizkammer und die Ofenkopfplatte, Edelstahl 1.4301 für die Hitzeschilder und die Kühlkammer, Reineisen für den Werkzeughalter und den Wärmetauscher sowie 34CrNiMo6 für die Werkzeuge.

4.2 Vorstellung Randbedingungen der Halte- und Abkühlphase

Die Aufwärmphase des kombinierten Vakuumlöten und -härtens dauert mehrere Stunden und ist durch langsame, kontrollierte Temperaturrampen gekennzeichnet. Da die Aufheizgeschwindigkeit die Gefügebildung während der nachfolgenden Abkühlphase nicht beeinflusst, wurde diese Phase nicht simuliert. Der Schwerpunkt liegt auf der Halte- und Abkühlphase: Die Haltephase wurde als thermisch eingeschwungener Zustand (stationäres, nicht zeitaufgelöstes Problem) abgebildet, während die Abkühlphase mit einer vorherigen Helium-Flutung als transientes Problem modelliert wurde.

Im Folgenden werden die thermischen Randbedingungen für die stationäre Haltephase und die transiente Abkühlphase dargestellt. Während der Haltephase dominiert der Strahlungsaustausch unter Vakuumbedingungen, wogegen während der Abkühlphase die konvektive Wärmeübertragung infolge von Helium als Fluid zum entscheidenden Wärmeübertragungsmechanismus wird. **Bild 4** zeigt eine Darstellung der Randbedingungen für die Halte-

und Abkühlphase des Simulationsmodells. Dabei zeigt die linke Seite die eingebauten Randbedingungen für die Haltephase und die rechte Seite für die Abkühlphase.

Haltephase (Stationär):

Die Haltephase dient der vollständigen Austenitisierung der Werkzeuge über einen längeren Zeitraum. Während dieser Phase herrschen nahezu Vakuumbedingungen bei Drücken von 10^{-7} mbar bis 10^{-3} mbar, sodass der konvektive Wärmetransport vernachlässigbar ist und die Wärmestrahlung den dominierenden Wärmeübertragungsmechanismus darstellt. Zur Reduzierung des Simulationsaufwands wurde die detaillierte Modellierung der Heizquelle und die dazu nötige Berücksichtigung von zusätzlichen Strahlungsbedingungen nicht vollzogen. Stattdessen wurde die Innenwand der Heizkammer direkt mit einer Temperatur von 1096 °C definiert. Der Kühlwasserkreislauf in der Kühlkammer und die aktive Kühlung der Kopfplatte wurden mit einer konstanten Temperatur von 14 °C definiert.

Der Strahlungsaustausch zwischen allen inneren Oberflächen (siehe Tabelle in Bild 4) wurde mittels Oberfläche-zu-Oberfläche-Strahlungsaustausch mit kalibrierten Emissionsgraden modelliert. Die Emissionswerte wurden durch eine vorherige Sensitivitäts- und anschließende Optimierungsstudie ermittelt. An den Symmetrieflächen des 90°-Simulationsmodells wurden periodische Randbedingungen definiert. Die Wärmeübertragungskoeffizienten bei freier Konvektion an der Außenseite der Kühlkammer wurden in Anlehnung an den VDI-Wärmeatlas mit 2,8 W/m²K (vertikale Flächen) beziehungsweise 1,6 W/m²K (horizontale Flächen) und einer Raumtemperatur von 25 °C berücksichtigt. Der Zwischenraum im Inneren des Wärmetauschers ist ebenfalls mit Vakuum beaufschlagt und wird in dieser Phase nicht aktiv temperiert. Aufgrund der langen Haltephase stellt sich in guter Näherung im Wärmetauscher ein gleichmäßiges Temperaturfeld ein. Zur Verringerung des Rechenaufwandes wurde daher die Strahlung

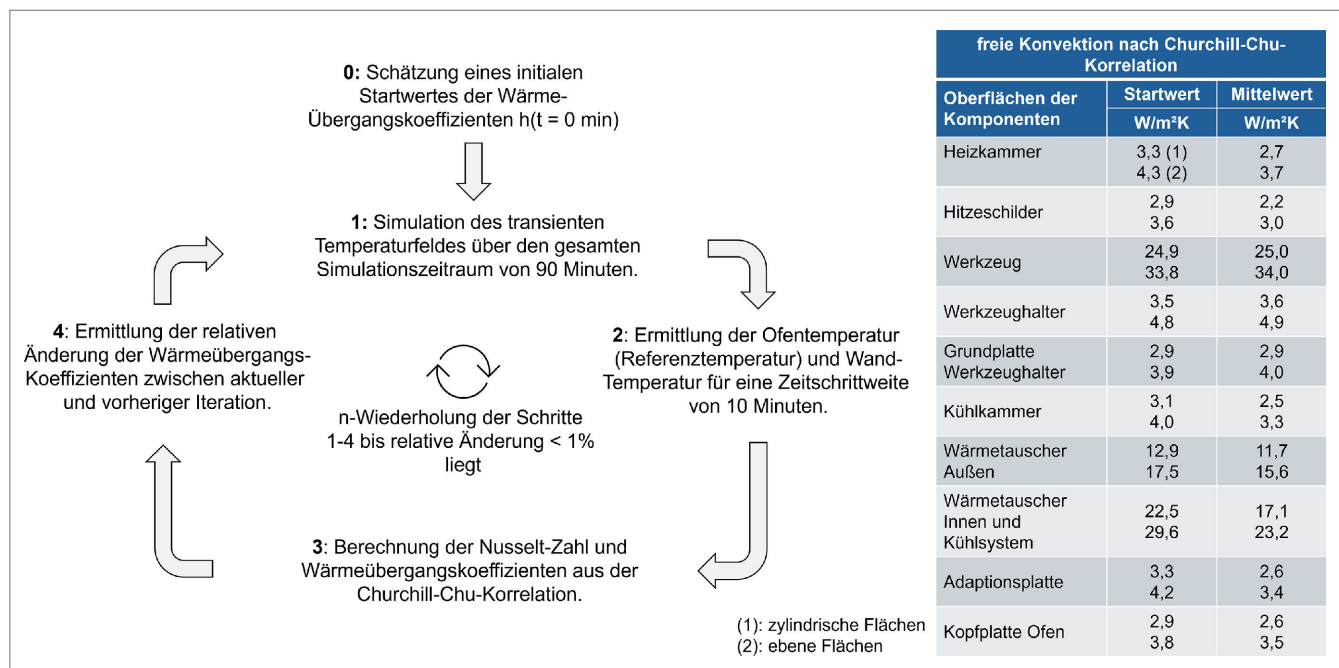


Bild 5 Iterativer Prozessablauf zur Ermittlung der zeitlichen konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten nach der Churchill-Chu-Korrelation verschiedener Oberflächen im Ofen (links) sowie eine tabellarische Übersicht der Werte bei Beginn der Abkühlphase und Mittelwert über gesamten Simulationszeitraum (rechts). Grafik: Fraunhofer IPA

im Inneren des Wärmetauschers in dieser Phase nicht berücksichtigt.

Abkühlphase (Transient):

Nach der vollständigen Austenitisierung wird der Vakuumofen und der Innenbereich des Wärmetauschers mit Helium geflutet, um eine kontrollierte Abkühlung einzuleiten. Zu Beginn der Abkühlphase wurde die Heizung abgeschaltet. Die Strahlungsrandbedingungen bleiben während der gesamten Abkühlphase aktiv, wobei die Emissionsgrade aus der Kalibrierung der Haltephase übernommen wurden. Weiterhin wird in der Abkühlphase der Strahlungsaustausch zwischen dem Inneren und dem Äußeren des Wärmetauschers sowie das integrierte Kühlsystem aktiviert. Die zeitabhängigen Temperaturen für die Heizkammer, innere Kühlkammer, Kopfplatte sowie Ersatzkörper Kühlsystem des Wärmetauschers wurden aus experimentellen Messungen entnommen und in das Modell integriert.

Der wesentliche Unterschied zur Haltephase liegt in der Helium-Flutung der Ofenkammer und im Wärmetauscher sowie der damit verbundenen erforderlichen Modellierung der freien konvektiven Wärmeübertragung. Im Vorfeld wurde über die dimensionslose Richardson-Zahl das vorliegende Konvektionsregime überprüft und eine freie Konvektion im Ofen bestätigt. Da sowohl die Wandtemperatur der einzelnen Komponenten als auch die Ofentemperatur (Referenztemperatur) sich erst aus dem berechneten Temperaturfeld ergeben und zeitlich variieren, wurden die konvektiven zeitabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten iterativ mittels der Churchill-Chu-Korrelation für freie Konvektion ermittelt [14]. Die zeitabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten für die verschiedenen Wandoberflächen im Ofenraum wurden über acht Zeitschritte im Abstand von 10 Minuten über einen gesamten Simulationszeitraum von 90 Minuten ermittelt.

Die Berechnung der Nusselt-Zahl erfolgte unter Berücksichtigung der Rayleigh-Zahl und der Prandtl-Zahl. Dabei wurde für die Wandtemperatur der verschiedenen Oberflächen im Ofenraum die jeweilige charakteristische Länge identifiziert. Gemäß der Oberflächenart (eben, zylindrisch) wurde die dafür vorgesehene empirische Näherungsformel verwendet. **Bild 5** zeigt den grundlegenden Prozessablauf und die finalen Werte der Wärmeübergangskoeffizienten bei Beginn der Abkühlphase (Startwert) und als zeitlichen Mittelwert über die gesamte Abkühlphase (Mittelwert).

Der Prozessablauf (Bild 5, links) wird durch einen initialen, geschätzten Startwert der Wärmeübergangskoeffizienten vorgegeben (Schritt 0). Danach erfolgt im ersten Schritt die Simulation des transienten Temperaturfeldes über den gesamten Zeitraum der Abkühlphase. Der zweite Schritt beschreibt die Berechnung der Ofentemperatur und der Wandtemperatur. Die Ofentemperatur dient als Referenztemperatur, welche für die Berechnung der Grashof-Zahl, der Rayleigh-Zahl sowie die Berücksichtigung der temperaturabhängigen Stoff- und Materialwerte erforderlich ist. Im dritten Prozessschritt werden die Nusselt-Zahl und Wärmeübergangskoeffizienten gemäß Churchill-Chu-Korrelation in Abhängigkeit der Oberflächenart berechnet. Der letzte Prozessschritt vergleicht die relative Abweichung der zeitlichen Wärmeübergangskoeffizienten der aktuellen mit der vorherigen Iteration. Der gesamte Prozessablauf wird für alle Oberflächen so lange wiederholt, bis die relative Änderung kleiner als 1 % ist.

4.3 Methodik der Parameterstudie

Zur Identifikation optimaler Beladungsstrategien wurden drei Szenarien systematisch variiert, um deren Einfluss auf die Temperaturhomogenität und die Gefügebildung während des kombi-

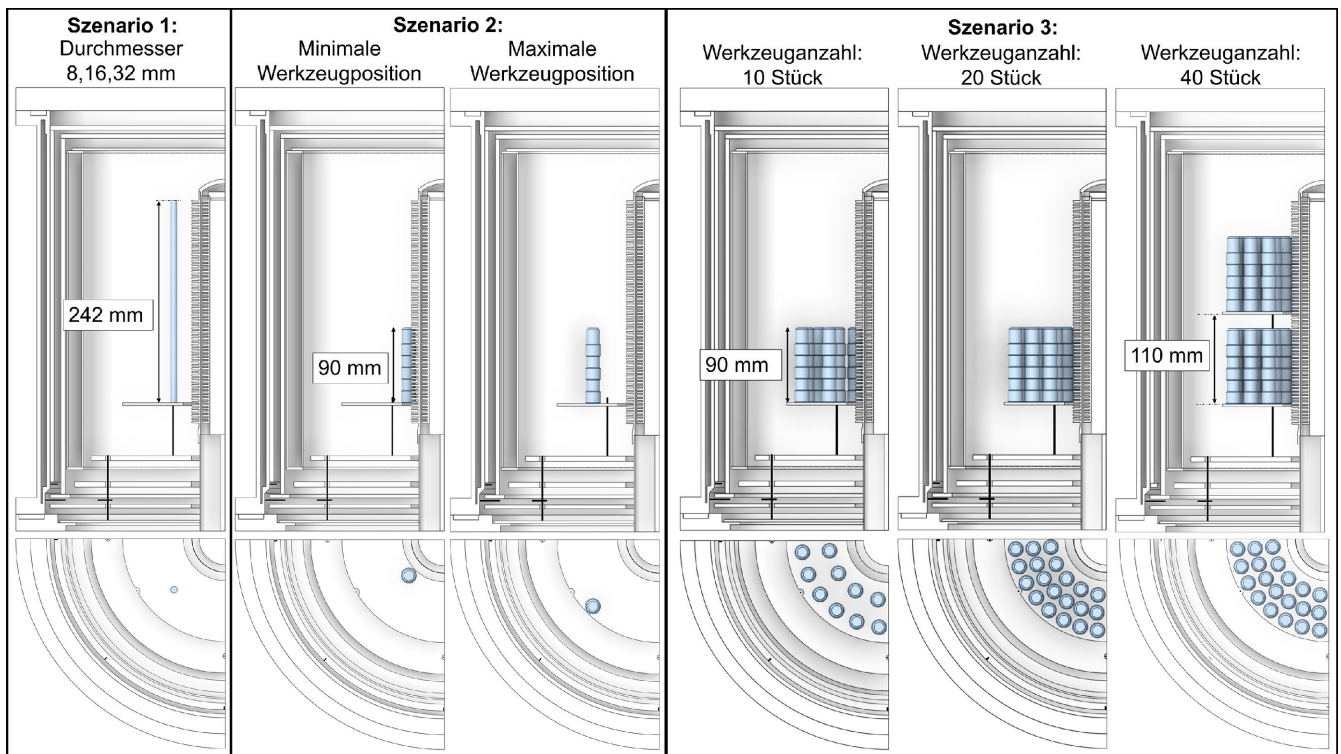


Bild 6 Übersicht der untersuchten Szenarien als Seitenansicht und als Draufsicht (obere Komponenten ausgeblendet), links Szenario 1, Mitte Szenario 2 und rechts Szenario 3. Grafik: Fraunhofer IPA

nierten Vakuumlöten und Vakuumhärten zu quantifizieren. **Bild 6** zeigt eine Übersicht der untersuchten Szenarien.

Das erste Szenario (Bild 6, links) adressiert den vertikalen Temperaturgradienten unter Berücksichtigung des Werkzeugdurchmessers. Dafür wurden zylindrische Ersatzkörper mit einer Maximallänge von 242 mm und einem Durchmesser von 8 mm, 16 mm und 32 mm modelliert. Die Werkzeugposition befindet sich zentral auf dem Werkzeughalter.

Im zweiten Szenario (Bild 6, Mitte) wurde die radiale Werkzeugposition mit zwei Fällen parametrisiert: Fall 1 in Nähe des Wärmetauschers (minimale radiale Position) und Fall 2 in Nähe der Heizkammer (maximale radiale Position). Das untersuchte Werkzeug hat einen Durchmesser von 16 mm und eine Länge von 90 mm.

Das dritte Szenario (Bild 6, rechts) untersucht die Variation der Werkzeuganzahl in drei Stufen (10, 20 und 40 Werkzeuge). Die Werkzeuge (Durchmesser 16 mm, Länge 90 mm) wurden gleichmäßig auf dem Werkzeughalter angeordnet. Bei 40 Werkzeugen wurde ein zusätzlicher Werkzeughalter mit 20 Werkzeugen in einer Höhe von 110 mm über den ersten Werkzeughalter platziert.

Jede Konfiguration wurde anhand folgender Bewertungskriterien evaluiert:

1. Austenitisierungstemperatur: Gemäß dem ZTU-Diagramm für 34CrNiMo6 musste während der Haltephase eine Mindesttemperatur von 760 °C erreicht werden, um eine vollständige Austenitisierung der Werkzeuge zu gewährleisten.
2. Abkühlrate: Die Abkühlrate wurde als entscheidendes Kriterium für die Gefügebildung herangezogen. Eine Abkühlrate von 6 K/min bis 40 K/min ermöglicht die Bildung von Bainit mit einer Zielhärte von 420 HV bis 450 HV, während eine zu lang-

same Abkühlung zur unerwünschten Perlitbildung und eine zu schnelle Abkühlung die Martensitbildung begünstigt.

5 Ergebnisvorstellung

5.1 Identifizierung des numerischen Diskretisierungsfehlers

Zur Quantifizierung des numerischen Diskretisierungsfehlers der Simulation wurde eine Netzstudie durchgeführt. Im Anschluß erfolgten eine Validierung sowie die Ermittlung der relativen Abweichungen zwischen der Simulation und dem Experiment beim Werkzeug.

Zur Bewertung der numerischen Genauigkeit wurden drei systematisch verfeinerte Netze generiert und die Haltephase (stationäre Simulation) herangezogen. Dabei wurde die Mitteltemperatur im Werkzeug verwendet. Mittels Richardson-Extrapolation wurden die Mitteltemperaturen für ein unendlich feines Netz extrapoliert. Es zeigten sich für die untersuchten Netze ein Diskretisierungsfehler von 1,8 % (grob), 1,6 % (mittel) und 1,2 % (fein). Folglich wurde für die weiteren Untersuchungen das grobe Netz verwendet, da der Diskretisierungsfehler von 1,8 % für diese Anwendung ausreichend und die Rechenzeit im Vergleich zum mittleren Netz circa 19 % geringer ist.

Bild 7 zeigt das Temperaturfeld mit Darstellung des Netzes des Vakuumofens zu Beginn (links) und nach Ende (Mitte) der Abkühlphase sowie die daraus ermittelten Fehler zwischen Simulation und Experiment am Werkzeug bei unterschiedlichen Zeitpunkten (rechts). Zur Ermittlung des relativen Fehlers wurde die Temperatur aus 850 Knoten an identischer Versuchsstelle entnommen und ein Mittelwert berechnet. Das Simulationsmodell zeigt über die gesamte Abkühlphase eine mittlere zeitliche Abwei-

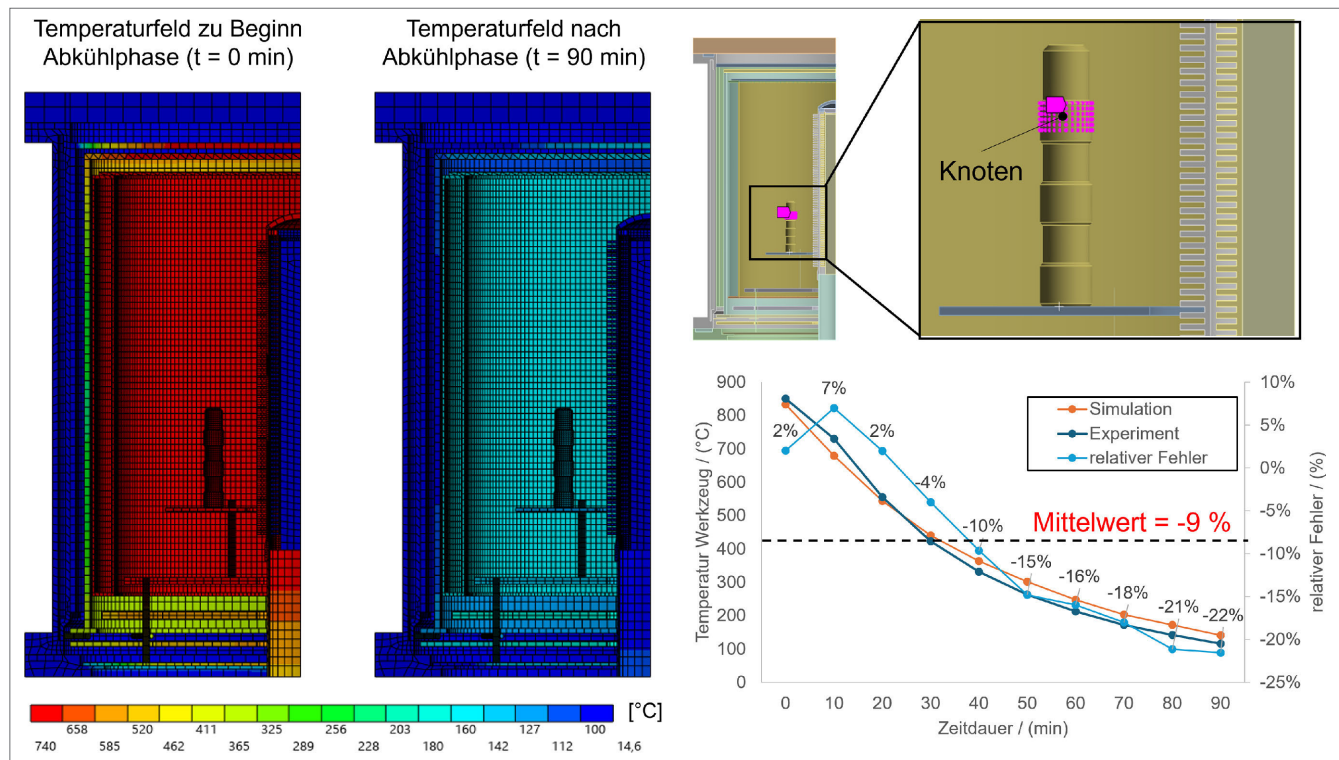


Bild 7 Darstellung des Temperaturfeldes zu Beginn (links) und am Ende (Mitte) der Abkühlphase sowie der daraus berechneten relativen Fehler des Werkzeuges zwischen Simulation und Experiment (rechts). Grafik: Fraunhofer IPA

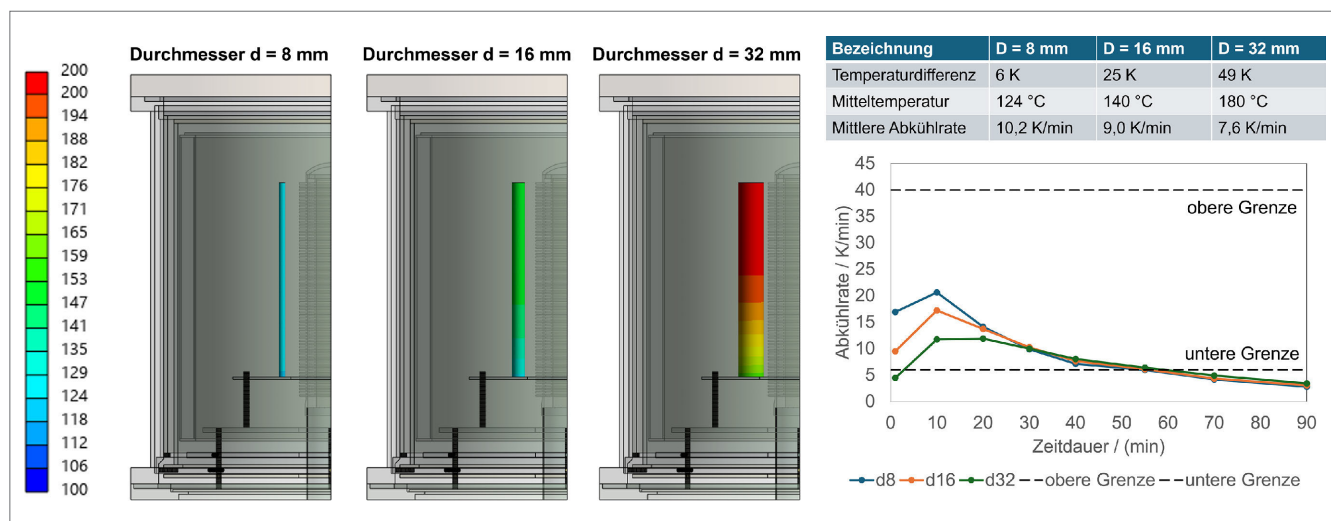


Bild 8 Temperaturfelder nach Ende der Abkühlung ($t = 90 \text{ min}$) für Durchmesser 8 mm, 16 mm und 32 mm und die daraus berechnete gemittelte Abkühlrate des Werkzeuges (rechts). Grafik: Fraunhofer IPA

chung von -9 %, das heißt, dass die berechneten Werkzeugtemperaturen höher liegen als im Experiment ermittelt. Dies deutet darauf hin, dass die Wärmeabfuhr in der Simulation unterschätzt wird, vermutlich durch zu geringe Konvektionswerte oder zu starke Vereinfachung des Kühlsystems des Wärmetauschers. Bis zu einer Versuchsdauer von circa 20 Minuten wurde eine Überschätzung der Simulation (relative Fehler $> 0 \%$) festgestellt. Dies lässt auf überschätzte Wärmeverluste in der frühen Abkühlphase schließen, vermutlich bedingt durch zu hoch angesetzte Konvektionskoeffizienten oder verfrühten Beginn der Helium-Flutung im Experiment.

5.2 Vorstellung der Ergebnisse der Parameterstudie

5.2.1 Szenario 1

Bild 8 zeigt das Temperaturfeld zum Ende der Abkühlphase bei 90 Minuten bei Werkzeugdurchmessern von 8 mm, 16 mm und 32 mm. Die Legende stellt einen Temperaturbereich von 200 $^{\circ}\text{C}$ (rot) bis 100 $^{\circ}\text{C}$ (blau) dar. Die Farbgebung ist für alle drei Durchmesser identisch. Zum einen zeigen die Ergebnisse, dass sich mit kleiner werdendem Durchmesser die Temperaturdifferenz zwischen Maximal- und Minimaltemperatur von 49 K (32 mm) auf 6 K (8 mm) reduziert. Zum anderen reduziert sich

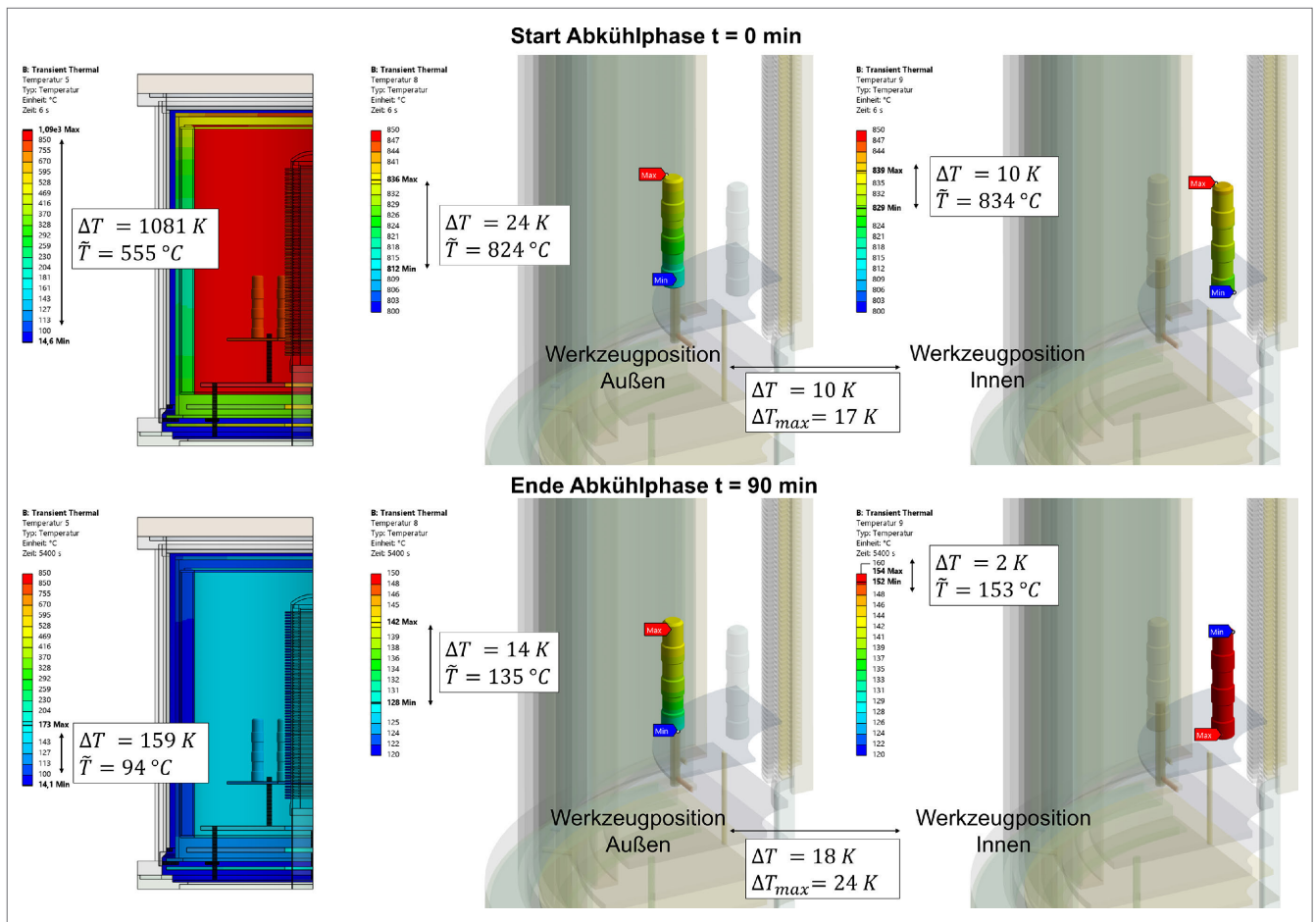


Bild 9 Temperaturverteilung während der Haltephase (links) und am Ende der Abkühlphase (rechts) bei unterschiedlichen radialen Werkzeugpositionen.
Grafik: Fraunhofer IPA

die Mitteltemperatur mit kleinerem Durchmesser von 180 °C auf 124 °C.

Dies deutet auf einen direkten thermischen Zusammenhang zwischen dem Werkzeugdurchmesser, der Masse und der damit verbundenen Endtemperatur hin. Basierend auf dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik für ein geschlossenes System ohne Arbeitsänderung ($\Delta U = Q$) lässt sich die Wärmeabfuhr abschätzen. Mit den gemessenen Temperaturänderungen zwischen Prozessbeginn ($t = 0 \text{ min}$) und Prozessende ($t = 90 \text{ min}$), den Werkzeugmassen von 0,4 kg (8 mm), 1,5 kg (16 mm) und 6,1 kg (32 mm) sowie der spezifischen Wärmekapazität ergeben sich mittlere Wärmeströme von 26 W, 101 W beziehungsweise 377 W. Die stationäre Simulation der Haltephase zeigte zudem in allen drei Durchmesser eine nahezu identische mittlere Starttemperatur von 840 °C. Dies liegt daran, dass in der stationären Berechnung des Temperaturfeldes die Masse und die Wärmekapazität nicht erforderlich sind. Weiterhin zeigt sich bei Ermittlung der Verhältnisse der Werkzeugmassen (Faktor 4) sowie der daraus berechneten Wärmeströme (Faktor 3,8) ein nahezu proportionales Verhalten. Die kleine Diskrepanz (Faktor 3,8 versus Faktor 4) resultiert aus den unterschiedlichen Temperaturdifferenzen der Werkzeuge nach 90 Minuten Abkühlung und bestätigt somit die Konsistenz der thermischen Modellierung.

Bild 8 rechts zeigt den zeitlichen Verlauf der Abkühlrate für die drei Durchmesser. Über die gesamte Versuchsdauer stellen

sich mittlere Abkühlraten von 7,6 K/min ($d = 32 \text{ mm}$), 9,0 K/min ($d = 16 \text{ mm}$) und 10,2 K/min ($d = 8 \text{ mm}$) ein, die sich im angestrebten Zielbereich von 6 K/min bis 40 K/min befinden. Deutliche Unterschiede der Abkühlraten zwischen den Werkzeugdurchmessern zeigen sich zu Beginn der Abkühlphase, wobei kleinere Durchmesser schneller abkühlen. Im weiteren Verlauf nähern sich die Abkühlraten an und überschreiten ab circa 50 Minuten Abkühldauer die obere Grenze des Zielbereichs.

5.2.2 Szenario2

Bild 9 zeigt die Temperaturverteilung auf der Ofeninnenwand (links), der äußeren (Mitte) und der inneren (rechts) Werkzeugposition zu Beginn der Abkühlphase (oben, $t = 0 \text{ min}$) und am Ende der Abkühlphase (unten, $t = 90 \text{ min}$).

Die Ergebnisse bestätigen über die gesamte Prozessdauer den Einfluss der Werkzeuglänge auf das Temperaturfeld. Die erforderliche Mindesttemperatur von 760 °C zum Versuchsbeginn wurde bei allen Werkzeugdurchmessern überschritten. Die Temperaturabweichung zwischen Werkzeugauflagefläche und -spitze beträgt bis zu 24 K bei der äußeren und 10 K bei der inneren Werkzeugposition. Bezogen auf die mittlere Werkzeugtemperatur entspricht dies einer relativen Abweichung von 2,9 % (äußere Position) beziehungsweise 1,2 % (innere Position) zu Prozessbeginn. Am Prozessende steigen die Abweichungen auf 10,3 % beziehungsweise 1,3 %.

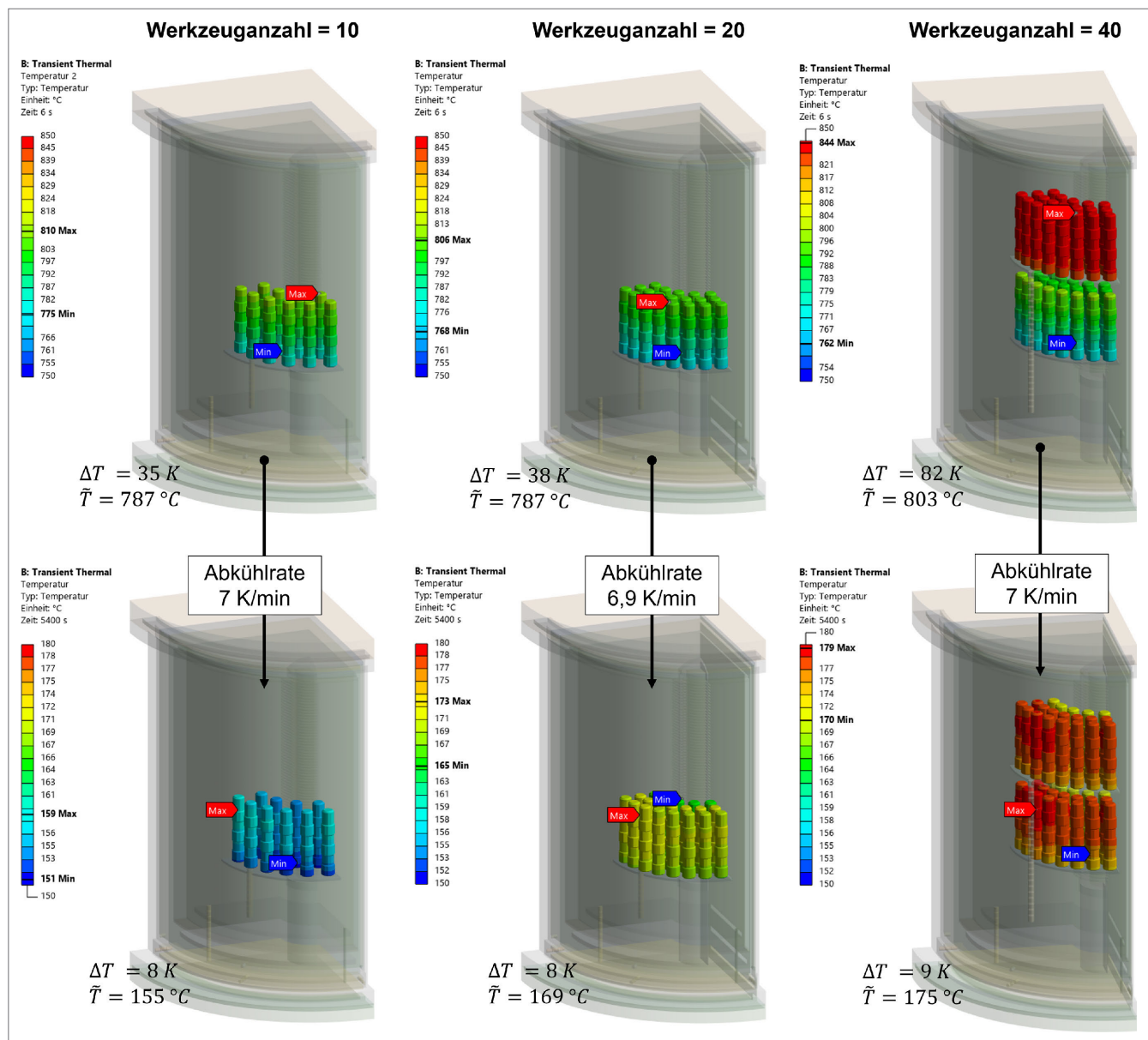


Bild 10 Temperaturverteilung zu Beginn ($t = 0\text{ min}$, oben) und Ende ($t = 90\text{ min}$, unten) der Abkühlphase für 10, 20 und 40 Werkzeuge. Grafik: Fraunhofer IPA

Weiterhin zeigt sich ein signifikanter Einfluss der radialen Werkzeugposition auf die Temperaturverteilung. Zwischen der inneren und äußeren Werkzeugposition stellt sich eine mittlere Temperaturabweichung von 10 K beim Prozessstart ein. Diese Abweichung steigt gegen Prozessende auf 18 K an. Dies entspricht einer relativen Abweichung von 12,5 %. Die maximale Temperaturabweichung zwischen beiden Positionen beträgt 17 K ($t = 0\text{ min}$) beziehungsweise 24 K ($t = 90\text{ min}$). Die maximale relative Abweichung liegt somit bei 16,7 %. Die radiale Werkzeugposition hat einen erheblichen Einfluss auf die Temperaturverteilung und damit auf die erzielbare Härte. Bei der Prozessplanung sollte daher auf eine definierte Positionierung der Werkzeuge geachtet werden. Idealerweise sollten identische Werkzeuge auf dem gleichen radialen Abstand entlang des Werkzeughalters positioniert werden. Dadurch werden radiale Temperaturabweichungen vermieden und reproduzierbare Werkzeughärten gewährleistet.

5.2.3 Szenario 3

Bild 10 zeigt die Temperaturverteilung für die 10 (links), 20 (Mitte) und 40 Werkzeuge (rechts) beim Versuchsstart (obere Reihe $t = 0\text{ min}$) und Versuchsende (untere Reihe $t = 90\text{ min}$). Die obere Reihe wurde mit einem Temperaturbereich von 750 °C (blau) bis 850 °C (rot) begrenzt, die untere Reihe entsprechend mit einer Farbskala von 150 °C (blau) bis 180 °C (rot).

Zu Versuchsbeginn ($t = 0\text{ min}$) zeigt sich über einer Ebene des Werkzeughalters eine Temperaturdifferenz von 35 K (10 Werkzeuge) bis 38 K (20 Werkzeuge). Mit Hinzufügen einer zweiten Ebene und weiteren 20 Werkzeugen steigt die Temperaturdifferenz beim Start der Abkühlphase um weitere 44 K auf 82 K an. Zudem erhöht sich die mittlere Starttemperatur von 787 °C (10/20 Werkzeuge) auf 803 °C (40 Werkzeuge). Dennoch wurde bei allen Werkzeugvariationen die erforderliche Mindesttempera-

tur eingehalten. Über die gesamte Abkühlphase stellt sich eine mittlere Abkühlrate von 7 K/min ein, die im Zielbereich liegt und nahezu unabhängig von der Werkzeuganzahl ist. Zu Prozessende ($t = 90$ min) homogenisiert sich das Temperaturfeld über alle Szenarien auf eine vergleichbare Temperaturdifferenz von circa 8 K. Trotz der erhöhten thermischen Belastung zu Prozessbeginn wird somit auch bei 40 Werkzeugen eine prozesssichere Wärmebehandlung gewährleistet.

6 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wurde ein validiertes transientes Simulationsmodell für einen Vakuumofen zum kombinierten Löten und Härten von Werkzeugen entwickelt. Ziel war die Identifikation optimaler Beladungsstrategien zur Gewährleistung reproduzierbarer Härteergebnisse bei Zerspanwerkzeugen für die Holzbearbeitung aus 34CrNiMo6. Das Modell berücksichtigt die relevanten Wärmeübertragungsmechanismen während der Halte- und Abkühlphase. Es wurde durch experimentelle Messungen überprüft.

Zur Gewährleistung der numerischen Genauigkeit wurde zunächst eine systematische Netzstudie durchgeführt. Mittels Richardson-Extrapolation wurden Diskretisierungsfehler von 1,8 % (grobes Netz) bis 1,2 % (feines Netz) ermittelt. Das grobe Netz konnte mit vertretbarer Genauigkeit und reduziertem Rechenaufwand für die Parameterstudie verwendet werden. Eine wesentliche methodische Neuerung stellt die entwickelte Iterationsschleife zur Bestimmung zeitabhängiger Wärmeübergangskoeffizienten dar. Aufgrund der gekoppelten Abhängigkeit zwischen Wand- und Ofentemperatur wurde ein iteratives Verfahren auf Basis der Churchill-Chu-Korrelation für freie Konvektion implementiert. Dies gewährleistet eine konvergente Lösung mit einer relativen Änderung unter 1 %. Die mittlere zeitliche Abweichung zwischen Simulation und Experiment beträgt -9 %. Dies deutet auf eine geringfügige Unterschätzung der Wärmeabfuhr beziehungsweise der Randbedingungen hin. Die Genauigkeit ist für praxisrelevante Prozessaussagen jedoch ausreichend.

Die durchgeführte Parameterstudie liefert konkrete Handlungsempfehlungen für die Praxis. Der Werkzeugdurchmesser beeinflusst die Abkühlrate und Endtemperatur. Alle untersuchten Durchmesser (8 mm bis 32 mm) erreichen jedoch Abkühlraten im prozesssicheren Zielbereich von 7,6 K/min bis 10,2 K/min. Die radiale Positionierung der Werkzeuge auf dem Werkzeughalter zeigt einen signifikanten Einfluss auf die Temperaturverteilung. Zwischen innerer und äußerer Position wurden Temperaturabweichungen von bis zu 24 K (entspricht 16,7 % relative Abweichung) beobachtet. Für reproduzierbare Härteergebnisse sollten daher identische Werkzeuge auf dem gleichen radialen Abstand positioniert werden. Bei der Werkzeuganzahl zeigt sich ein differenziertes Bild. Eine Beladung mit bis zu 20 Werkzeugen in einer Ebene zeigt eine Temperaturdifferenz von circa 38 K zu Prozessbeginn. Eine zweite Ebene mit zusätzlich 20 Werkzeugen verschlechtert den anfänglichen Temperaturunterschied auf 82 K. Nach 90 Minuten Abkühlphase wird jedoch eine vergleichbare Endtemperaturverteilung erreicht ($\Delta T \approx 8$ K). Die mittlere Abkühlrate von 7 K/min liegt unabhängig von der Werkzeuganzahl im Zielbereich. Auch höhere Beladungen sind somit prozesssicher realisierbar.

Die entwickelte Simulationstheorie bildet eine solide Basis für die weitere Prozessoptimierung. Im Folgeprojekt ist die Integration eines Detailmodells des Kühlkanalsystems geplant. Somit

soll die Vorhersagegenauigkeit der Abkühlphase weiter verbessert werden. Zudem soll der gesamte Prozesszyklus einschließlich der Aufwärmphase simuliert werden. Dies erlaubt die Identifikation zeitoptimierter Temperaturrampen. Perspektivisch ermöglicht das Simulationsmodell die Untersuchung weiterer Werkzeuggeometrien, alternativer Werkzeugmaterialien und variabler Prozessparameter. Dies trägt zur kontinuierlichen Verbesserung des Prozessverständnisses bei und ermöglicht eine datenbasierte Prozessaussagen ohne zeitaufwendige experimentelle Versuchsreihen.

FÖRDERHINWEIS

Das Projekt „HardBrazingTools – Innovative Verfahrenskombination von Härten und Vakuumlöten zur Herstellung von Fräswerkzeugen mit Bor-Diamantschneiden“ (FKZ: KK5000822EW2) wird gefördert vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWE) aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages im Rahmen des Programms „Zentrales Innovationsprogramm Mittelstand (ZIM)“.

DANKSAGUNG

Besonderer Dank gilt der Firma WigTec Fischereder KG und den beteiligten Projektmitarbeitenden für die gute Zusammenarbeit und Unterstützung während des Kooperationsprojektes.

Literatur

- [1] Statista: Produktion von Holzhalbwaren in Deutschland nach Arten in den Jahren 2004 bis 2024 (in 1.000 Kubikmeter). Internet: de.statista.com/statistik/daten/studie/36418/umfrage/produktion-von-holzhalbwaren-seit-2002/. Zugriff am 14.04.2026
- [2] Dispan, J. Branchenanalyse Holzbearbeitungsmaschinenbau: Strukturen, Entwicklungstrends, digitale Transformation, Beschäftigung und Perspektiven für die Branche. Forschungsförderung Working Paper Nr. 265. Stand: 2023. Internet: www.boeckler.de/fpdf/HBS-008511/p_fofoe_W_P_265_2023.pdf. Zugriff am 14.04.2026
- [3] Wegener, K.; Kuster, F.; Weikert, S. et al.: Success Story Cutting. Procedia CIRP 46 (2016), pp. 512–524
- [4] Gottlöber, C.: Zerspanung von Holz und Holzwerkstoffen: Grundlagen – Systematik – Modellierung – Prozessgestaltung. Carl Hanser Verlag 2014
- [5] Piçarra, A.; Annesley, I. R.; Otsuki, A. et al.: Market assessment of cobalt: Identification and evaluation of supply risk patterns. Resources Policy 73 (2021), #102206
- [6] Dültgen, P.; Brand, H.; Kracht, D. et al.: Laserlöten von Sägeblättern: Verbesserung der Fertigungsqualität von Kreissägeblättern durch Laserlöten der Hartmetallschneiden. wt Werkstattstechnik online 99 (2009) 6, S. 359–361. Internet: www.werkstattstechnik.de. Düsseldorf: Springer-VDI-Verlag
- [7] Zhang, L.: Filler metals, brazing processing and reliability for diamond tools brazing: A review. Journal of Manufacturing Processes 66 (2021), pp. 651–668
- [8] Boretius, M.; Kuntzmann, B.: Löten und Härten im Vakuum zur Herstellung leistungsfähiger Gesteinwerkzeuge. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 36 (2005) 8, S. 377–380
- [9] Nacke, B.; Baake, E.: Induktives Erwärmen: Wärmen, Härten, Glühen, Löten, Schweißen. Essen: Vulkan-Verlag 2014
- [10] Kopač, J.; Šali, S.: Wood: an important material in manufacturing technology. Journal of materials processing technology 133 (2003) 1–2, pp. 134–142

- [11] Blugan, G.; Strehler, C.; Vetterli, M. et al.: Performance of lightweight coated oxide ceramic composites for industrial high speed wood cutting tools: A step closer to market. *Ceramics International* 43 (2017) 12, pp. 8735–8742
- [12] Eblagon, F.; Ehrle, B.; Graule, T. et al.: Development of silicon nitride/-silicon carbide composites for wood-cutting tools. *Journal of the European Ceramic Society* 27 (2007) 1, pp. 419–428
- [13] Roos, E.; Maile, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure: Grundlagen, Anwendung, Prüfung*. Heidelberg: Springer 2008
- [14] Klocke, F.: Hartzerspannung mit geometrisch bestimmter Schneide. In: Klocke, F.: *Fertigungsverfahren 1: Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide*. Springer 2018, S. 511–523, doi.org/10.1007/978-3-662-54207-1_11
- [15] Stephan, P.; Kabelac, S.; Kind, M. et al.: *VDI-Wärmeatlas: Fachlicher Träger VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen*. Heidelberg: Springer-Verlag 2019
- [16] Lindemann, A.: Measurement of the thermophysical properties of Pure Molybdenum. Stand: 2013. Internet: analyzing-testing.netzsch.com/en/application-literature/measurement-of-the-thermophysical-properties-of-pure-molybdenum. Zugriff am 14.04.2026
- [17] Miłkowska-Piszczyk, K.; Korolczuk-Hejnak, M.: An analysis of the influence of viscosity on the numerical simulation of temperature distribu-

tion, as demonstrated by the CC process. *Archives of Metallurgy and Materials* (2013) 4, doi.org/10.2478/amm-2013-0146

- [18] Daw, J. E.; Rempe, J. L.; Knudson, D. L.: Thermal properties of structural materials found in light water reactor vessels. Stand: 2009. Internet: inldigitallibrary.inl.gov/sites/sti/sti/4460724.pdf. Zugriff am 14.04.2026

Michael Lorenz, M.Eng. 
 michael.lorenz@ipa.fraunhofer.de

Sascha, Stribick, M.Sc. 

Rebecca Pahmeyer, M.Sc. 

Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik
 und Automatisierung IPA
 Nobelstr. 12, 70569 Stuttgart
 www.ipa.fraunhofer.de

LIZENZ



Dieser Fachaufsatz steht unter der Lizenz Creative Commons
 Namensnennung 4.0 International (CC BY 4.0)