

J. Neumeyer, C. Groth, J. Wibbeler, M. Hanke

FE-Simulation des induktiven Härtens am Beispiel einer Kalanderswalze*

FE-Simulation of Induction Hardening of a Calender Roll

Kurzfassung/Abstract

Aufgrund der sauberen, reproduzierbaren Prozessführung, der hohen übertragbaren Leistungsdichte und der guten Kontrollierbarkeit der Wärmezone hat die induktive Erwärmung einen festen Platz bei der Wärmebehandlung von hochbelasteten Stahlbauteilen. Bei der Prozessführung kommt es darauf an, Erwärmzonen, Einwärtiefen und Spitzentemperaturen sowie das zugehörige Temperatur-Zeit-Regime präzise zu steuern. Dieser Beitrag zeigt, wie das räumliche und zeitliche Temperaturprofil eines Härtungsprozesses mithilfe der Finite-Elemente-Simulation im Fall der Oberflächenhärtung einer Kalanderswalze vorausberechnet werden kann. Die Methode gestattet es, die optimale Auslegung des Induktionsprozesses wirtschaftlich und exakt vorherzubestimmen. Durch den Härteprozess werden mechanische Spannungen in der Kalanderswalze erzeugt, die die Belastungsspannungen neutralisieren und damit die Lebensdauer der Walze erhöhen. ■

Schlüsselwörter: FE-Simulation, gekoppelte Analyse, Induktionshärten, Eigenspannungsberechnung, Berechnung der Gefügeanteile

Autoren/Authors: Dr.-Ing. Jörg Neumeyer, CADFEM GmbH, Pelikanstraße 13, 30177 Hannover, jneumeyer@cadfem.de (Kontakt/Corresponding author)

Dipl.-Ing. Clemens Groth, CADFEM GmbH, Hannover

Dr.-Ing. Jürgen Wibbeler, Dr. rer. nat. Martin Hanke, CADFEM GmbH, Berlin

Due to the clean, repeatable process control, the high transmitted power density and the good checkability of the heat zone, inductive heating has become firmly established for thermal treatment of steel components. Precise realization of heat zones, peak temperatures and temperature histories are essential for high-quality results. This contribution demonstrates how the three-dimensional and time-dependent temperature profile can be precalculated virtually with FEA. The potential of FEA is demonstrated using the example of an induction surface hardening process of a calender roll. After finishing the heat treatment a required stress profile should be achieved to neutralize the upcoming stresses of the operating state. FEA is excellently suited for optimizing the induction unit (geometry, power, frequency) and for analyzing the resulting microstructure exactly and economically. ■

Keywords: FE-simulation, coupled analysis, induction hardening, residual stress, structural constituent

1 Mathematische Beschreibung der induktiven Erwärmung

Zur mathematischen Beschreibung der elektromagnetischen Phänomene des Induktionsverfahrens werden die Maxwell-Gleichungen herangezogen. Das erweiterte Durchflutungsgesetz, welches auch als Ampère'sches Gesetz bezeichnet wird, beschreibt die Ausbildung eines Magnetfeldes um einen stromdurchflossenen Leiter, der hier als Induktor bezeichnet wird:

$$\operatorname{rot} \vec{H} = \vec{j} + \varepsilon \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} \quad (1)$$

Der zweite Summand $\varepsilon \frac{\partial \vec{E}}{\partial t}$ ist im Fall der Induktionserwärmung und Verwendung der üblichen metallischen Materialien allerdings

um mehrere Größenordnungen geringer als die Stromdichte \vec{j} und darf somit vernachlässigt werden. Das Induktionsgesetz wiederum beschreibt die Entstehung einer elektrischen Feldstärke \vec{E} bei zeitlicher Änderung der magnetischen Flussdichte \vec{B} :

$$\operatorname{rot} \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad \text{mit} \quad \vec{B} = \mu_0 \mu_r \vec{H} \quad (2)$$

Bild 1 illustriert die Entstehung von Wirbelströmen in einem zylinderförmigen metallischen Bauteil innerhalb eines spulenförmigen Induktors. Wird der Induktor mit einem Wechselstrom $I_{L\sim}$ gespeist, erzeugt er nach dem Durchflutungsgesetz ein magnetisches Wechselfeld. Die nach dem Induktionsgesetz entstehende elektrische Wechselfeldstärke führt dann zu einem Wirbelstrom $I_{K\sim}$ im Bauteil [1]. Der ring- bzw. spulenförmige Induktor am zylindrischen Werkstück dient hier nur zur anschaulichen Darstellung des Prinzips. In der Praxis sind vielfältige Induktorformen üblich, welche auch an komplizierte Bauteilkonturen angepasst werden.

* Vortrag von Jörg Neumeyer auf dem HK2014, dem 70. HärtereiKongress, 22.-24. Oktober 2014 in Köln.

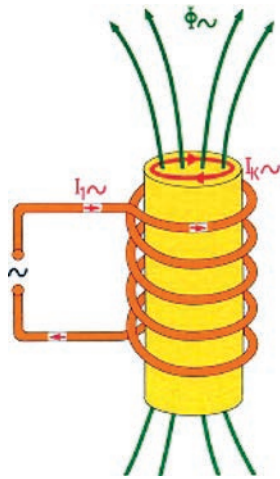


Bild 1. Wirbelstrominduktion in einem zylindrischen Bauteil

Fig. 1. Eddy current induction in a cylindrical workpiece

Aus der induzierten Wirbelstromdichte $J_{k-}(x,y,z,t)$, die im Werkstück räumlich verteilt ist, entstehen über den Ohm'schen Widerstand des Materials Joule'sche Verluste. Die Wärmeleistungsdichte ist die je Volumenelement umgesetzte Verlustleistung:

$$p(x,y,z,t) = \frac{1}{\kappa} \cdot J_{k-}^2(x,y,z,t) = \kappa \cdot E^2(x,y,z,t) \quad (2)$$

Der sogenannte Skin-Effekt bewirkt, dass Magnetfeld und Wirbelströme nur bis in eine begrenzte Tiefe in das Bauteil eindringen. Die Eindringtiefe ist von den elektrischen und magnetischen Materialeigenschaften, vor allem aber von der Frequenz des Induktorstromes abhängig. Durch die Wahl einer hohen Frequenz des Induktorstromes werden die Wärmequellen auf den äußeren Rand des Werkstücks konzentriert.

Die elektrische Leitfähigkeit κ ist stark von der Temperatur abhängig. Die Permeabilität μ – eine aus der Magnetisierungskurve (B-H-Kennlinie) des ferromagnetischen Materials abgeleitete Grö-

ße – ist sowohl von der Temperatur als auch von der magnetischen Feldstärke H abhängig. Bild 2 zeigt die Verläufe der relativen magnetischen Permeabilität von C45.

Das Material verliert bei der Curie-Temperatur (bei Eisen ca. 768 °C, [4]) seine ferromagnetischen Eigenschaften. Mit steigender Feldstärke verringert sich die relative Permeabilität ebenfalls. Innerhalb einer elektrischen Periode, die je nach Frequenz im Bereich von Mikrosekunden bis Millisekunden liegen kann, wird die B-H-Kennlinie bis weit in die Sättigung durchlaufen, womit sich auch die relative Permeabilität während einer Periode um mehrere Größenordnungen ändert. In der Folge sind die Induktionsströme und – je nach eingesetzter Leistungselektronik – auch der Induktorstrom nicht mehr sinusförmig, sondern besitzen aufgrund der magnetischen Nichtlinearität einen Oberwellengehalt. Die austenitische Phase eines Materials weist stets paramagnetische Eigenschaften auf, sodass die relative Permeabilität in diesem Fall unabhängig von Feldstärke und Temperatur einen Wert von eins besitzt [5].

Die starke Abhängigkeit der elektrischen und magnetischen Materialeigenschaften des Werkstücks von der Temperatur hat zur Folge, dass die Temperaturverteilung in jedem Prozesszeitpunkt auf die Ausprägung der Wirbelströme und somit der Wärmequellendichte zurückwirkt. Eine erfolgversprechende numerische Simulation der induktiven Erwärmung muss die bidirektionale Abhängigkeit zwischen elektromagnetischem Feld und Temperaturfeld berücksichtigen. Gelingt dies, lassen sich die Steuergrößen für die örtliche Wärmequellenverteilung, d. h. Induktorgeometrie, Induktorstrom oder -spannung sowie die Frequenz durch die Simulation den Anforderungen entsprechend vorausbestimmen.

2 Umsetzung durch die Finite-Elemente-Methode

Zur linearen und nichtlinearen Berechnung dreidimensionaler Felder wird die Finite-Elemente-Methode (FEM) verwendet. Dazu wird das Modell, welches aus Induktor, Werkstück und umgebendem Luftraum sowie ggf. Feldführungselement und Abschreckbrause besteht, in eine endliche (finite) Anzahl von Teilbereichen

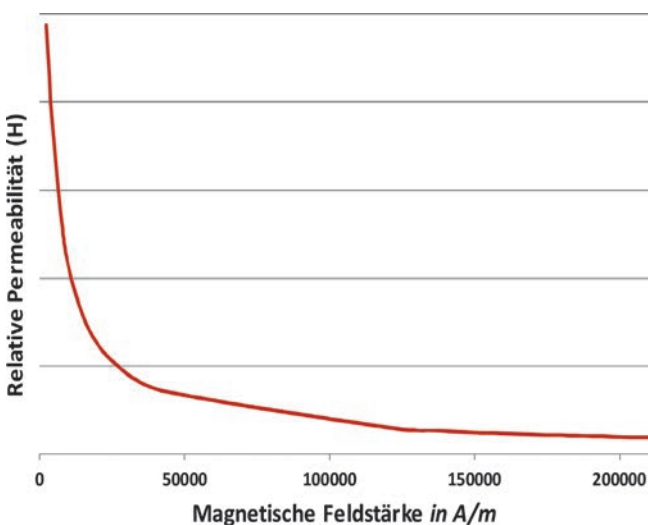
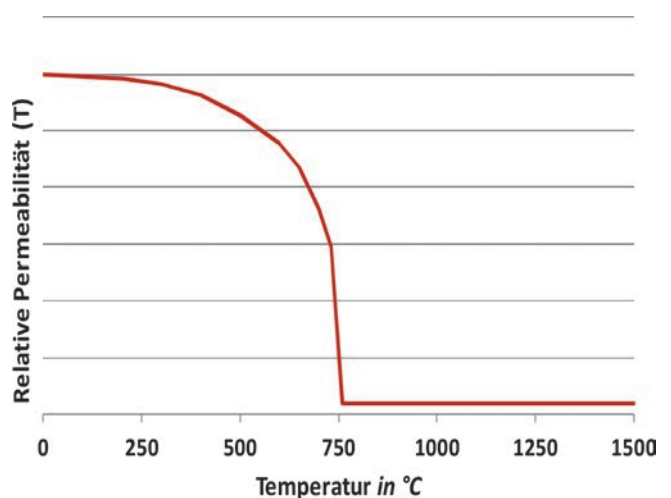


Bild 2. Einfluss von Feldstärke und Temperatur auf die Permeabilität [2, 3]

Fig. 2. Influence of field strength and temperature on the permeability [2, 3]



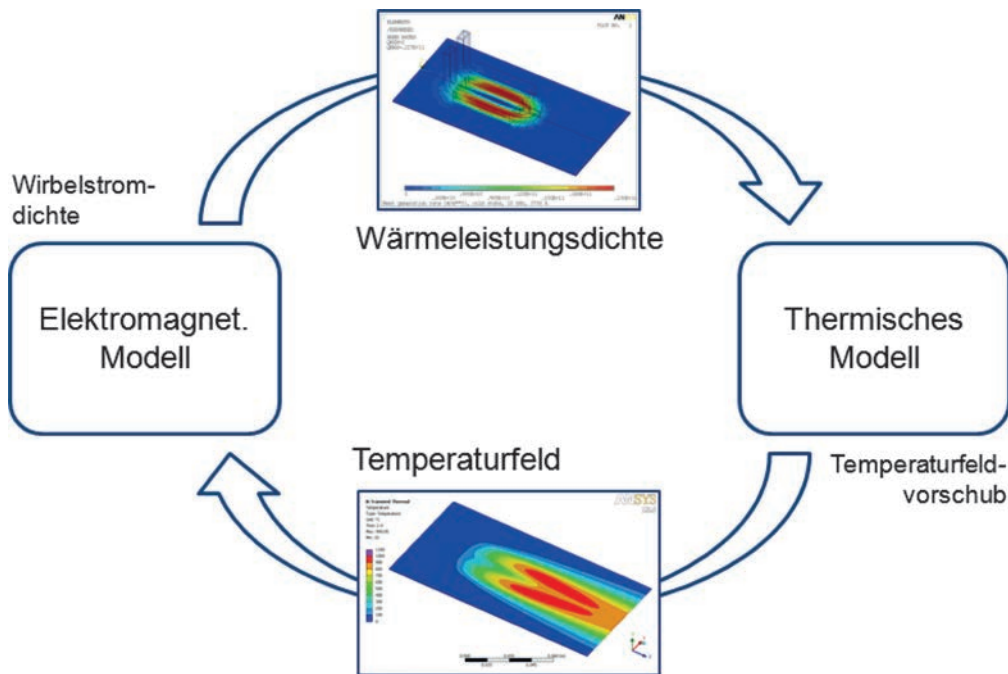


Bild 3. FE-Simulationsablauf für die elektromagnetisch-thermische Kopplung

Fig. 3. FE-simulation procedure of electromagnetic-thermal coupling

(Elemente) untergliedert. Innerhalb dieser Teilbereiche werden die partiellen Differenzialgleichungen numerisch gelöst. Diese Differenzialgleichungen ergeben sich aus den weiter oben beschriebenen Maxwellgleichungen und deren Kopplung mit der Wärmeleitungsgleichung. Das abschließende Gesamtergebnis entsteht durch die Kombination aller Teillösungen. Die spezifische Simulationsmethodik für das Induktionshärten wurde innerhalb der FEM-Software ANSYS® realisiert.

Neben der örtlichen Unterteilung des Modells ist für die thermische Analyse in jedem Fall auch eine zeitliche Diskretisierung des Prozesses nötig. Für die Analyse des elektromagnetischen Induktionsprozesses bestehen zwei Möglichkeiten:

- Im Fall von nichtmagnetischen Materialien (z. B. Kupfer, Aluminium) wird ein sinusförmiger Wechselstrom induziert, sodass für diese Fälle die Berechnung der umgesetzten Leistung mittels einer linearen Analyse im Frequenzbereich vereinfacht durchgeführt werden kann. In diesem Fall wird in der elektromagnetischen Analyse keine zeitliche Diskretisierung vorgenommen.
- Im häufigeren Fall von ferromagnetischen Materialien sollte die elektromagnetische Berechnung der Leistungsumsetzung durch eine nichtlineare transiente Zeitschrittanalyse erfolgen. Diese ist zwar rechenaufwendiger, bildet aber die für ferromagnetische Werkstoffe charakteristische Nichtlinearität der B-H-Kennlinie ab. Die Zeitskalen der elektromagnetischen und thermischen Domänen unterscheiden sich um mehrere Größenordnungen, da sich das Temperaturfeld deutlich „träger“ ausbildet. Würde man den gesamten Aufheizprozess von einigen Sekunden Dauer mit einer Zeitschrittweite nach den Erfordernissen der elektrischen Periodendauer auflösen, so wären einige Millionen Berechnungsschritte notwendig. Die Berechnung des elektromagnetischen Feldes wird daher nur im Abstand der vergleichsweise groben thermischen Zeitschritte wiederholt und jeweils über eine elektrische Periode ausgeführt. Die Wärmeleistungsdichte wird dann über die Periodendauer T gemittelt und der thermischen Berechnung als Last für den aktuellen thermischen Zeitschritt aufgegeben:

$$p(x, y, z) = \frac{1}{\kappa T} \int_0^T j_K^2(x, y, z, t) dt \quad (4)$$

Sowohl elektrische, magnetische als auch thermische Materialeigenschaften sind nicht nur stark von der Temperatur, sondern auch vom aktuellen Gefügestand abhängig. Dieser wiederum ist eine Folge der Temperaturhistorie. Die Bereiche der Gefügeumwandlung zeichnen sich innerhalb der Materialkurven durch starke Nichtlinearitäten aus. Beispielsweise wird in der Kurve für die spezifische Wärmekapazität die Umwandelungswärme berücksichtigt [6]. Während der Simulation des Erwärmvorgangs werden die Materialdaten entsprechend des vorliegenden Status aktualisiert, was sich wiederum auf die Ausprägung der umgesetzten Leistung auswirkt (Bild 3) [7, 8].

Die gekoppelte elektromagnetisch-thermische Analyse liefert letztlich ein zeitlich veränderliches Temperaturfeld im Werkstück, das Rückschlüsse auf die entstehende Gefügestruktur zulässt. Die strukturmechanischen Materialparameter sind ebenfalls stark temperatur- und gefügeabhängig. Da ihr Einfluss allerdings nur eine geringe Rückwirkung auf den Erwärmprozess besitzt, wird dieser Zusammenhang nicht bei der Berechnung der Temperaturentwicklung berücksichtigt, sondern erst später bei der darauf aufbauenden Berechnung der Eigenspannungen und Verzüge.

Charakteristische Parameter der lokalen Temperaturverläufe sind die maximal erreichte Temperatur, die Abkühldauer (speziell der Zeitraum, über welchem der Temperaturbereich von 800 °C bis 500 °C durchlaufen wird) sowie die Zeitspanne, in welcher die Austenitisiertemperatur überschritten wird. Sie können innerhalb der Simulation an jedem Ort des Werkstücks betrachtet und ausgewertet werden. Durch Überführung und Vergleich dieser Werte mit aus Versuchen ermittelten ZTU-Diagrammen lassen sich die jeweiligen Gefügebestandteile und Härtewerte prognostizieren.

Diese Vorgehensweise soll an einem FEM-Modell, welches aus einem Haarnadelinduktor und einem unter dem Induktor entlanglaufenden Blech besteht, veranschaulicht werden. Im lau-

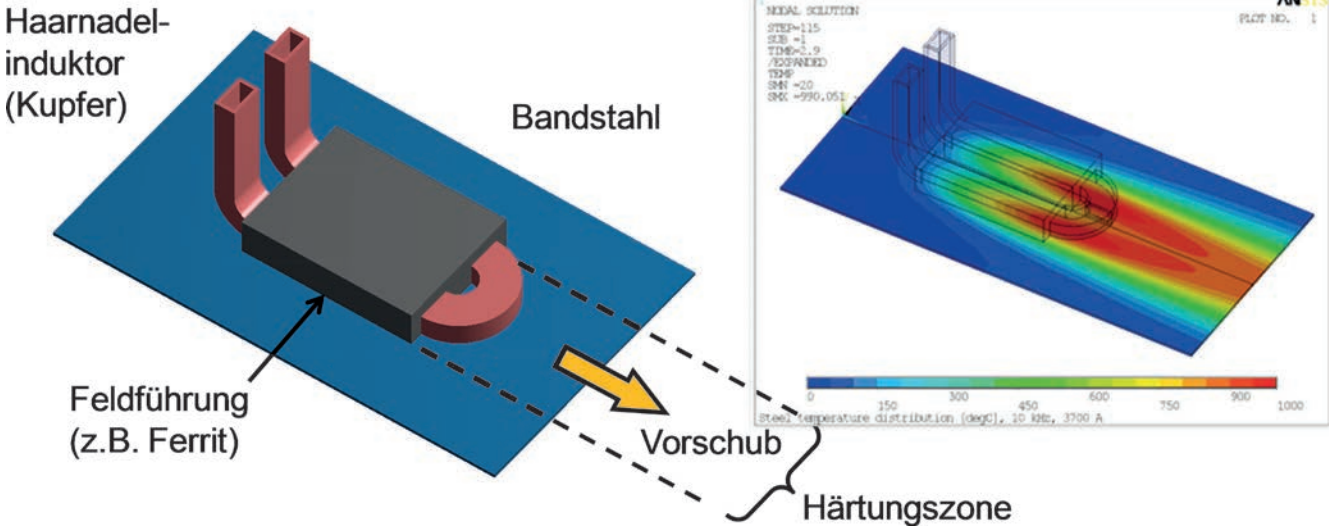


Bild 4. Härtung eines Stahlblechs durch einen Haarnadelinduktor im kontinuierlichen Bandhärteprozess

Fig. 4. Hardening of a steel sheet by use of a hair pin inductor in a continuous band hardening process

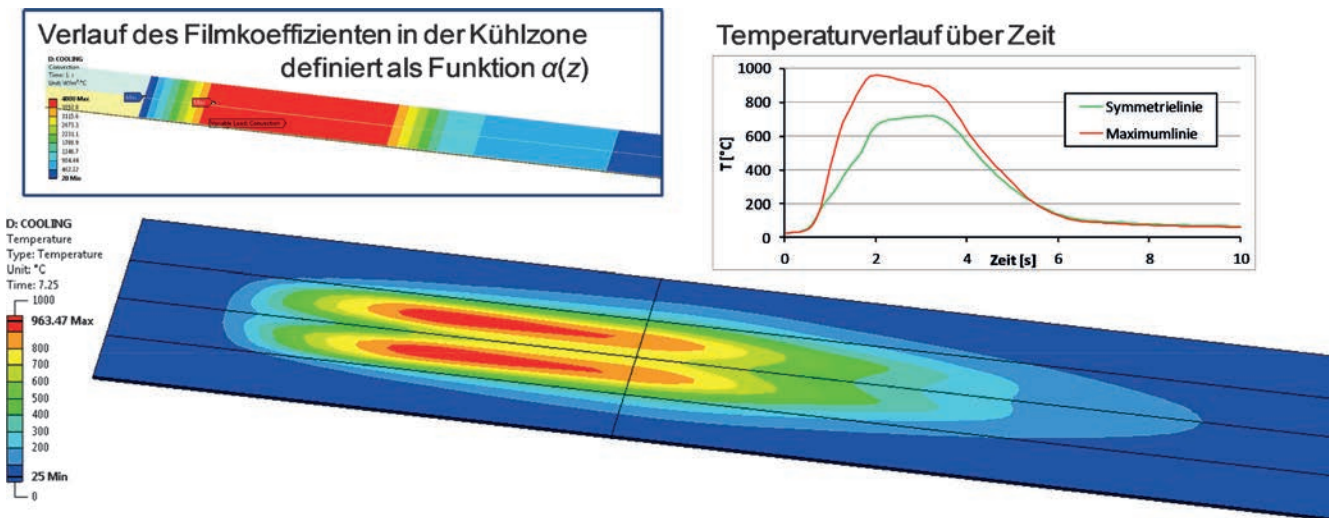


Bild 5. Simulation des Abschreckvorgangs

Fig. 5. Simulation of the quenching process

fenden Bandhärtungsprozess stellt sich ein stationäres Temperaturfeld ein. Bild 4 zeigt die Modellinhalte und das Ergebnis der elektromagnetisch-thermisch gekoppelten Simulation für den stationären Zustand.

Für den Abschreckvorgang erfolgt im Anschluss an die Erwärmungsberechnung eine thermische Abkühlsimulation mit definiertem Wärmeübergangskoeffizienten (Bild 5). Der Wärmeübergangskoeffizient liegt bei der Abschreckung mittels Kühlwasser im Bereich von 3500–5000 W/(m²K) [9]. Für den Wärmeübergangskoeffizienten können vereinfacht konstante Werte angesetzt werden, die sich aus der Literatur und Erfahrungswerten ergeben. Alternativ lassen sich in der Simulation orts- und temperaturabhängige Daten implementieren, sodass ein durch die Abschreckbrause verbleibender Wasserfilm auf dem Werkstück oder Effekte wie Blasenverdampfung berücksichtigt werden können.

Die Temperaturverteilung in Bild 5 zeigt sowohl die Phase der Temperaturhomogenisierung im Anschluss an die Erwärmung als auch den Prozess der schnellen Abkühlung während der Abschreckung. In üblichen Härteprozessen folgt der Abschreckvorgang unmittelbar auf die Erwärmphase. Die hier aufgezeigte lange Phase zwischen Erwärmung und Abschreckung dient der Veranschaulichung der unterschiedlichen Abkühlraten.

Um eine Härtung des Gefüges erreichen zu können, muss das Material an den zu härtenden Orten die Austenitisiertemperatur überschreiten. Individuell angepasste Auswertungsroutinen ermöglichen die Betrachtung der Bereiche, die dieses Kriterium erfüllen. Aus Bild 6 lässt sich erkennen, dass die Bereiche, die direkt unter den stromführenden Schenkeln des Induktors entlanglaufen, die Austenitisiertemperatur während des Erwärmprozesses überschreiten. Unter Einhaltung der weiteren Bedingungen, wie

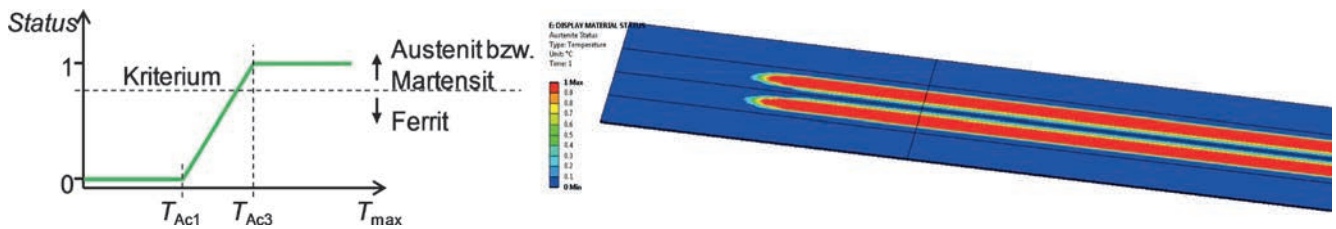


Bild 6. Bereiche oberhalb Austenitisiertemperatur

Fig. 6. Regions above austenizing temperature

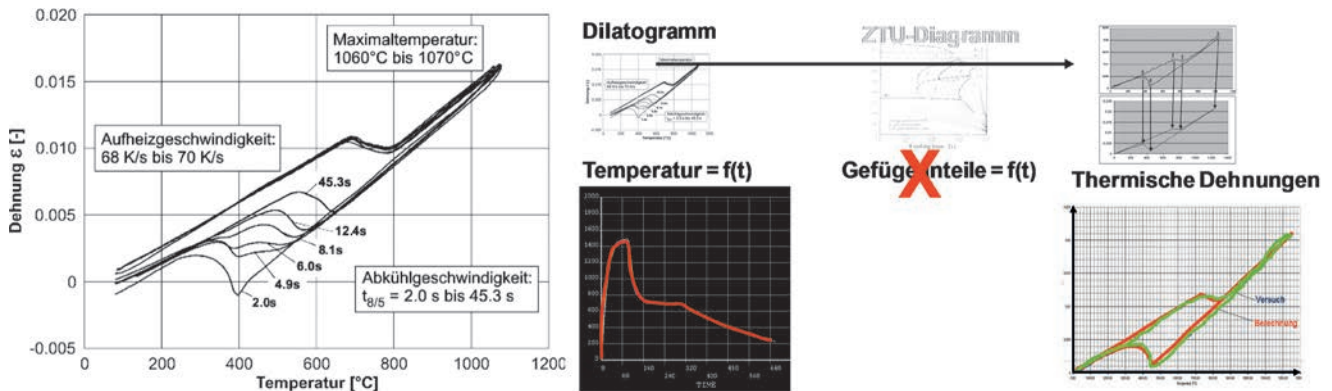


Bild 7. Schematischer Ablauf der STAAZ-Methode

Fig. 7. Schematic sequence of the STAAZ-method

z. B. einer hohen Abschreckgeschwindigkeit, kann damit rückgeschlossen werden, dass dort gehärtetes Martensitgefüge verbleibt.

3 Methoden zur Gefügeberechnung

Das zeitliche Werkstoffverhalten des Härteprozesses kann mittels der sogenannten „STAAZ“-Methode analysiert werden. Der Begriff steht als Abkürzung für die zur Berechnung notwendigen Größen: **ST**: Spitzentemperatur; **A**: Austenitverweilzeit; **AZ**: Abkühlzeit. Das aus Versuchen ermittelte Temperatur-Dehnungs-Diagramm („Dilatogramm“) dient als Berechnungsgrundlage. Die Ausprägung des Dilatogramms wird maßgeblich durch die Spitzentemperatur als obere Grenze der Dehnung und durch die Abkühlgeschwindigkeit definiert. Für verschiedene Spitzentemperaturen und Austenitverweilzeiten variieren die entstehenden Korngrößen und die Homogenität des Austenits, sodass sich für den Abkühlbereich unterschiedliche Temperaturbereiche der Rückumwandlung einstellen [10, 11]. Diese Größen lassen sich durch die Implementierung einer parameterabhängigen Kurvenschar berücksichtigen. Bei sehr langsamen Abkühlverfahren ist kein Unterschied zwischen Erwärm- und Abkühlkurve erkennbar. Mit steigender Abschreckgeschwindigkeit vergrößert sich der Unterschied der Kurven. Die Berücksichtigung der Austenitverweilzeit ist optional. Im Fall von sehr hohen Erwärmgeschwindigkeiten, wie sie beim Induktionshärten für sehr dünne Randschichten eingesetzt werden [12], erhöht sich ebenfalls die Austenitisiertemperatur [13]. Für die später betrachtete Umsetzung der Induktionshärtung an einer Kalandrierwalze (Kapitel 4) liegen die Erwärmgeschwindigkeiten vergleichsweise gering und befinden sich im Bereich von 60 K/s. Mittels der STAAZ-Methode lassen sich zwar Eigenspannungs-

und Verzugsberechnungen durchführen, allerdings können keine Aussagen über Gefügebestandteile getroffen werden.

4 Härteprozess einer Kalandrierwalze

Im Folgenden soll die Simulation des induktiven Härteprozesses zum Randschichthärten von Kalandrierwalzen aufgezeigt werden. Kalandrierwalzen werden unter anderem in der Papierindustrie eingesetzt und sind wegen ihrer geometrischen Dimensionen und thermischen Belastungen im Betriebszustand hohen Spannungen ausgesetzt. Durch den Induktionsvorgang können verbleibende Restspannungen so eingestellt werden, dass die Belastungen, die im Betrieb entstehen, neutralisiert werden. Damit wird die Lebensdauer gesteigert. Bild 8 zeigt den induktiven Härteprozess der Kalandrierwalze im schematischen Ablauf sowie während des realen Prozesses [14].

Der Induktionsprozess wird durch einen Ringinduktor mit anschließender Wasserkühlung realisiert. Der gesamte Prozessablauf aus elektromagnetischer und thermischer Berechnung kann aufgrund der Achsensymmetrie in einem zweidimensionalen Berechnungsraum durchgeführt werden. Bild 9 veranschaulicht die elektromagnetische Feldausprägung im stationären Betriebszustand des Vorschubprozesses.

Innerhalb der elektromagnetischen Berechnung sticht deutlich das tiefere Eindringen des Magnetfeldes im Nachgang des Induktors hervor. Durch das Überschreiten der Curie-Temperatur in diesem Bereich fällt die relative Permeabilität schlagartig auf den Wert eins ab und die elektromagnetische Eindringtiefe vergrößert sich entsprechend.

Ergebnis der elektromagnetisch-thermisch gekoppelten Analyse ist ein transientes Temperaturfeld, das als Eingangsgröße für die anschließende Eigenspannungs- und Verzugsberechnung auf der Grundlage der STAAZ-Methode (vgl. Bild 7) verwendet wird.

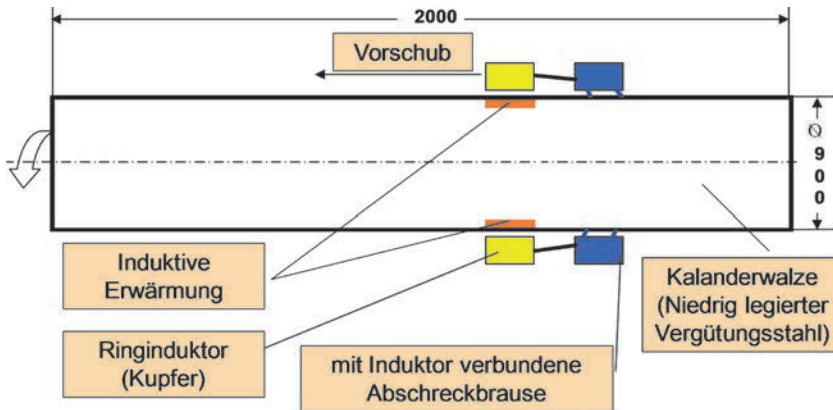


Bild 8. Randschichthärten einer Kalandrierwalze

Fig. 8. Surface hardening of a calender roll

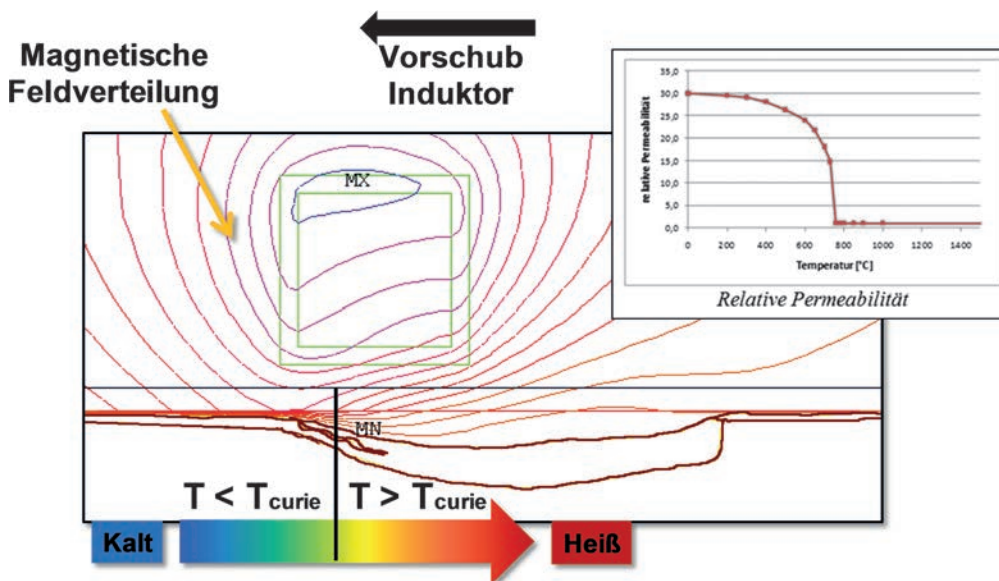


Bild 9. Elektromagnetische Feldausprägung im stationären Zustand

Fig. 9. Characteristic of the electromagnetic field at steady-state condition

Alle Härteprozesse implizieren spätestens beim Abschreckvorgang hohe Temperaturgradienten im Werkstück. Beim Randschichthärten sind diese aufgrund der selektiven und schnellen Erwärmung der Oberfläche auch bereits beim Erwärmvorgang sehr stark. Temperaturgradienten sind grundsätzlich mit thermischen Spannungen (Schubspannungen) im Material verbunden, die bei ausreichender Höhe zur lokalen Plastifizierung führen. Nach dem Abkühlen verbleiben dann thermische Restspannungen („Eigenspannungen“) sowie – je nach Beschaffenheit des Werkstücks – eine thermische Deformation („Verzug“) [15, 16]. Im Extremfall können die thermischen Spannungen bzw. die Eigenspannungen auch zur Rissbildung führen.

Die Spannungs-Dehnungs-Kurven mit ihren elastischen und plastischen Abschnitten sind wiederum temperatur- und gefügeabhängig. Die Streckgrenze des Materials sinkt mit zunehmender Temperatur signifikant ab. Außerdem ist beim Abkühlen eine erleichterte plastische Verformbarkeit während der Gefügewandlung vom Austenit in den Martensit zu berücksichtigen, die als Umwandlungsplastizität bekannt ist (TRIP – TRansformation Induced Plasticity). Dazu wird eine deviatorische Dehnung über den Temperaturbereich und die vorliegende Spannung definiert [16]. Über einen durch Mes-

sung bestimmbarer Proportionalitätsfaktor kann das implementierte Materialmodell an das vorliegende Material angepasst werden.

Zur Bewertung der Berechnungsergebnisse wurden Messungen mit der Ring-Core-Methode durchgeführt und den Simulationsergebnissen gegenübergestellt (Bild 10). Die verbleibenden Spannungen werden über der radialen Richtung beginnend an der Oberfläche der Walze aufgezeigt. Es zeigt sich, dass direkt in Oberflächennähe negative Werte, also Druckspannungen verbleiben. Ab einer gewissen Tiefe schlagen die Werte nahezu sprunghaft in den positiven Zugspannungsbereich um. Wir erhalten eine Folge von spannungsbehafteten Schichten, deren Ausprägung von der Temperaturführung abhängig ist (Bild 11).

Bei der transienten Aufheizung von der Oberfläche her überlagern sich eine Reihe von Effekten:

- lokale Wärmedehnung,
- Dehnungsbehinderung in axialer und tangentialer Richtung,
- plastisches Fließen bei Überschreiten der temperaturabhängigen Fließgrenze,
- Volumenänderung durch Gefügewechsel,
- TRIP.

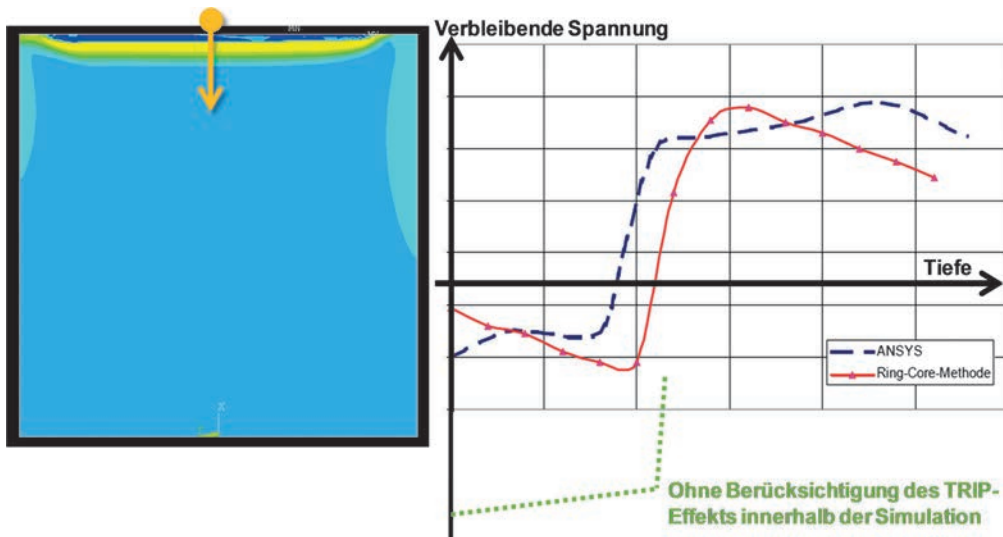


Bild 10. Verbleibende Spannungen: Vergleich von Simulation und Messung

Fig. 10. Remaining stresses: Comparison of simulation and measurement

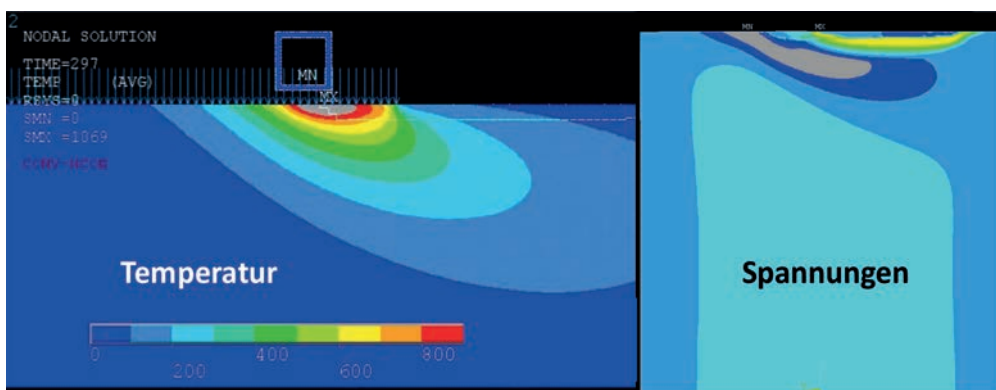


Bild 11. Simulierte Verteilungen von Temperatur und mechanischer Spannung innerhalb der Kalandrierwalze während des Härteprozesses

Fig. 11. Simulated distributions of temperature and mechanical stresses within the calender roll during the hardening process

Neben der grundsätzlichen Übereinstimmung der Eigenspannungsverläufe von der Oberfläche in die Tiefe zeigt sich in Bild 10 auch der Beitrag des TRIP-Effektes, indem dieser während der Simulation ein- oder ausgeschaltet wird und die Ergebnisse verglichen werden. Hierin wird ein genereller Vorteil der Simulation gegenüber experimentellen Methoden deutlich. Durch Aktivierung und Deaktivierung können die Einflüsse einzelner Effekte separiert werden, während im Experiment stets alle auftretenden Effekte zu einem messbaren Gesamtergebnis führen.

5 Fazit

Die induktive Erwärmung ist eine hervorragende Methode zur Wärmebehandlung von beanspruchten Bauteilen. Durch die möglichen hohen Leistungsdichten und die steuerbare Eindringtiefe können Temperatur- und mechanische Spannungsverteilung entsprechend den jeweiligen Anforderungen realisiert werden. Aufgrund der dreidimensionalen und zeitabhängigen Feldausbildung sowie der Komplexität zusammenwirkender Effekte ist eine analytische Vorausberechnung des Härteergebnisses kaum möglich. Mithilfe der Finite-Elemente-Methode lässt sich dieser Prozess, der aus den physikalischen Domänen der Elektromagnetik, des Temperaturfelds und der Strukturmechanik besteht, jedoch bereits schnell und reproduzierbar am Computer analysieren und optimieren.

Bei der Simulation lassen sich die effektiven Auswirkungen diverser physikalischer Phänomene und Effekte auf das abschlie-

ßende Ergebnis quantifizieren. Demonstriert wurde dies anhand des TRIP-Effektes. Diese Vorgehensweise der selektiven Einbeziehung von Effekten steigert das Verständnis für Materialverhalten und Prozessverlauf. Sie kann auf diesem Weg zusätzlich zur beschleunigten Optimierung des Induktionsprozesses zeitaufwändige Innovationszyklen reduzieren.

Literatur

1. Neumeyer, J.: Induktive Unterstützung von Hybrid-Schweißverfahren zum Fügen dickwandiger Bauteile. TEWISS, Hannover, 2014, S. 29-35. – ISBN 978-3-94458-634-2
2. Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (Hrsg.): Laserstrahlschweißen von Vergütungsstählen während des induktiven Härteprozesses. Reihe: Forschung für die Praxis, P 746, Verl. u. Vertriebsges. mbH, Düsseldorf, 2009, S. 33. – ISBN 3-937567-72-81-X
3. Nacke, B.: Ein Verfahren zur numerischen Simulation induktiver Erwärmungsprozesse und dessen technische Anwendung, Dissertation, Universität Hannover, 1987, S.104
4. Rudnev, V.; Loveless, D.; Cook, R.; Black, M.: Handbook of Induction Heating. Marcel Dekker, Inc., USA, 2003
5. Gerthsen, T.: Chemie für den Maschinenbau. Universitätsverlag, Karlsruhe, 2007, S. 235. – ISBN 978-3-86644-079-0
6. Schwenk, C.: FE-Simulation des Schweißverzugs laserstrahlgeschweißter dünner Bleche. BAM-Dissertationsreihe, Berlin, 2007, S. 49f. – ISBN 978-3-9811655-5-5
7. Wibbeler, J.: Induction Annealing. Vortrag ANSYS Conf. & 32nd CADFEM Users' Meeting 2011, 19.-21.10.11, Stuttgart, 2011
8. Hanke, M.: Wie entsteht die harte Schale? CADFEM Journal Infoplaner, Ausgabe 01/2012, S.24f.

9. Stark, P.: Prozesssimulation der Bauteil-Abschreckung in flüssigen Medien: Zur Analyse des mehrphasigen Strömungs- und Wärmetransports in Siedeprozessen. Dissertation, Universität Bremen, 2013, S. 107
10. Pasquale, P.: Numerische Simulation schweißtechnischer Fertigungsschritte. Fraunhofer IWM, Karlsruhe, 2001, S. 14-16
11. Ossenbrink, R.; Michailov, V.: Simulation der Gefügeumwandlung mit der STAAZ-Methode. Proc. 23rd Cadfem Users' Meeting 2005, 09.-11.11.05, Bonn; CADFEM GmbH, Grafing, ANSYS Germany GmbH, Otterfing, 2005, auf CD-ROM
12. Wrona, E.: Numerische Simulation des Erwärmungsprozesses für das induktive Randschichthärten komplexer Geometrien. Cuvilier, Göttingen, 2005. – ISBN 3-86537-396-8
13. Nacke, B.; Baake, E. (Hrsg.): Induktives Erwärmen. Vulkan, Essen, 2014, S.102-107. – ISBN 978-3-8027-2384-1
14. Hellenthal, L.; Groth, C.: Simulation der induktiven Härtung einer Kalenderwalze. CADFEM Infoplaner, Ausgabe 01/2006, Seite 24f
15. Granjon, H.: Werkstoffkundliche Grundlagen des Schweißens. Ecole Supérieure du Soudage et de ses Applications, Institut de Soudure, Paris, Frankreich, Übertrag, Düsseldorf, DVS-Verlag, 1993, S. 51f
16. Leblond, J. B.; Devaux, J.; Devaux, J. C.: Mathematical Modelling of Transformation Plasticity in Steels I & II. Int. J. Plast. 5 (1989), S. 551-591, DOI: 10.1016/0749-6419(89)90001-6 und 10.1016/0749-6419(89)90002-8

Bibliography

DOI:10.3139/105.110279

HTM J. Heat Treatm. Mat.

71 (2016) 1; page 43-50

© Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG

ISSN 1867-2493

Diskussion nach dem Vortrag

H. Stiele: Sehr schön fand ich, dass Sie das Abschrecken mit simuliert haben. Das brauchen Sie ja für die Eigenspannungsberechnungen. Geht auch gar nicht ohne TRIP-Effekt, da bekommen Sie sonst völlig falsche Werte, was Sie ja schon gezeigt haben. Was mich interessieren würde: Wie bekommen Sie die Wärmeübergangskoeffizienten bei einer Brausenabschreckung? Wie sensitiv ist eigentlich die Simulation bzw. wie stark hängt sie von diesen Wärmeübergangskoeffizienten ab?

J. Neumeyer: Die Wärmeübergangskoeffizienten basieren immer noch auf Erfahrungswerten. Wir haben da Größenordnungen im Bereich von ca. 4000 bis 5000 Watt pro Quadratmeter und Kelvin. Es hängt immer ein bisschen davon ab, ob es Brausen- oder Sprühkühlung ist. Das wird schon mit berücksichtigt, allerdings hundertprozentige korrekte Werte für den jeweiligen Prozess haben wir noch nicht. Wir haben leider noch keine Vergleichswerte, wie sensitiv die eigentliche Gefügeausbildung auf die Wärmeübergangskoeffizienten reagiert.

K. Löser: Die Kalenderwalze ist ein geometrisch relativ einfach geformtes Bauteil. Wie sieht der Stand der Simulation

aus, wenn wir jetzt zum Beispiel eine Welle haben mit einer Verzahnung oder generell ein verzahntes Bauteil, ein Kegelrad zum Beispiel – lässt sich das mit der gleichen Genauigkeit dann simulieren?

J. Neumeyer: Dank der Hardware, die heutzutage zur Verfügung steht, und der Software, die das Ganze auch ermöglicht, haben wir mittlerweile die Möglichkeit, sehr komplexe Bauteile auch fein zu vernetzen – das war ja aufgrund der Hardware, die damals zur Verfügung stand, nicht unbedingt möglich. Heutzutage, wo wir aufgrund der Cluster-Technologie und der Parallelisierung der Berechnungen auch in den Bereich von einigen Millionen Elementen gehen können, können wir auch komplexe Bauteile sehr gut und sehr genau berechnen.

Diskussionsteilnehmer:

Dr.-Ing. Klaus Löser, ALD Vacuum Technologies GmbH, Hanau

Dr.-Ing. Hansjürg Stiele, EFD-Induction GmbH, Freiburg

Dr.-Ing. Jörg Neumeyer, CADFEM GmbH, Hannover