

Thermo-mechanisch gekoppelte Prozesssimulation zur gleichzeitigen Warm-/Kaltumformung einer Flanschwelle

Prof. Dr.-Ing. A. Matzenmiller, Dipl.-Ing. C. Bröcker, Dr.-Ing. S. Gerlach

Universität Kassel, Deutschland

Abstract:

A new, highly innovative manufacturing technology is the simultaneous warm and cold forming process of the workpiece with successive hardening process directly in the forming dies. It is developed in the context of the Collaborative Research Centre Transregio 30. Such a high complex forming process, consisting of the inductive heating, the forging process itself and the rapid cooling under pressure in the dies as the press hardening process is simulated with LS-DYNA. Thereby the process of the inductive heating is modelled in a simplified way.

Keywords:

Simultane Warm-/ Kaltumformung, induktive Erwärmung, thermo-mechanisch gekoppelte FEM

1 Einleitung

Aufgrund des stetig wachsenden Kostendrucks bei der Massenproduktion von Konsumgütern besteht die Notwendigkeit der Entwicklung und des Einsatzes neuer, innovativer, effizienterer und kostengünstigerer Produktionsverfahren. Der von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Sonderforschungsbereich Transregio 30 trägt unter Ausnutzung thermo-mechanisch gekoppelter Phänomene zur Technologieverbesserung bei. Hierfür wird unter Anderem ein neues Verfahren zur simultanen Kalt-/ Warmumformung entwickelt; eine Welle wird lokal induktiv erwärmt und anschließend in einem Schmiedeprozess umgeformt, [1]. Dabei treten gleichzeitig eine Kaltumformung mit Kaltverfestigung und die Warmumformung in dem durch die induktive Aufheizung austenitisierten Bereich auf. Im Warmbereich ist im Vergleich zu einer reinen Kaltumformung ein sehr großer Umformgrad in einem Prozessschritt ohne den Einsatz von Rekrystallisationsglühen möglich. Außerdem wird im Vergleich zur Kaltumformung eine wesentlich geringere Umformkraft und damit eine kleinere Umformpresse erforderlich. Die zweite Innovation dieses Verfahrens besteht in einer prozessintegrierten Härtung, was in der Warmblechumformung beim Presshärten bereits Stand der Technik ist. Die Abkühlung des Werkstücks erfolgt dabei sofort im Anschluss an die Umformung direkt im gekühlten Umformwerkzeug und nicht mittels einer Abschreckung durch ein Abkühlmedium wie Wasser oder Öl außerhalb des Umformwerkzeugs. Da der Wärmeübergangskoeffizient beim Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug stark druckabhängig ist, erfolgt der Abkühlprozess unter voller Presskraft, um einerseits einen hohen Wärmeübergangskoeffizienten zu gewährleisten und damit die benötigte Abkühlrate für den Härtungsvorgang zu erreichen. Andererseits wird durch die Pressung die Phasenumwandlung während der Abkühlung im Sinne einer vorteilhaften Härtung günstig beeinflusst. Dabei können prinzipiell durch eine gezielte Steuerung des Abkühlprozesses mit Hilfe einer in das Werkzeug eingebrachten optimierten Kühlkanalstruktur gradierte Bauteileigenschaften eingestellt werden.

Zunächst wird der Prozess der simultanen Kalt-/ Warmumformung mit den Bereichen der induktiven Erwärmung, der Umformung sowie dem Abkühlvorgang mit den relevanten Prozessparametern erläutert. Anschließend wird das für LS-DYNA erstellte Simulationsmodell dieses komplexen Umformprozesses vorgestellt. Schließlich folgt die Diskussion der Simulationsergebnisse.

2 Prozessbeschreibung

Ein zylindrisches Werkstück aus Schmiedestahl 51CrV4 in weichgeglühtem Zustand mit einer Länge von 200 mm und dem Durchmesser von 30 mm wird in der Mitte in einem Bereich mit einer Höhe von 60 mm induktiv erwärmt [1].

Dazu wird das Werkstück in eine Induktionsspule eingeführt, durch welche Starkstrom mit einer Frequenz von ca. 15 kHz fließt. Das hierbei entstehende magnetische Wechselfeld induziert im Werkstück insbesondere in der Oberflächen nahen Zone Wirbelströme, die dessen Aufheizung bewirken. Die Intensität der Wirbelströme und damit der Betrag der Wärmeproduktion sind jedoch im Querschnitt des Werkstücks nicht konstant, sondern nehmen aufgrund der als Skinneffekt bezeichneten inhomogenen Verteilung des elektrischen Stroms im Querschnitt von ihrem Maximum an der Oberfläche hin ins Innere ungefähr exponentiell ab.

Der hauptsächliche Aufheizvorgang dauert 12 s. Daran schließt sich mit einer Dauer von 5 s und einer stark reduzierten Heizleistung, um Abkühlung durch Wärmeabstrahlungsverluste zu kompensieren, eine Wärmeleitungsphase an, damit eine homogenere Temperaturverteilung bis in die Werkstückmitte erreicht werden kann. Die maximale Temperatur in der Aufheizphase beträgt 1350 °C.

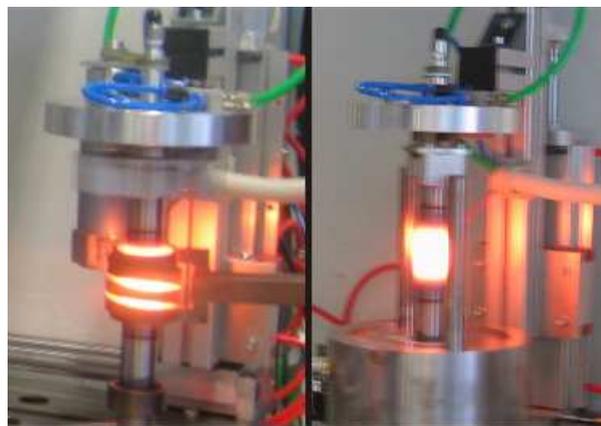


Bild 1: Induktive Erwärmung der Welle und Positionierung in der Umformpresse [1]

Für den Transport des Werkstücks in die Umformpresse werden ca. 3 s benötigt. Nun setzt sich das obere Gesenk in Bewegung und erreicht nach weiteren 4 s Anfahrtszeit das Werkstück, womit die Umformung zum Zeitpunkt $t=23.8$ s beginnt. Die maximale Temperatur zu diesem Zeitpunkt beträgt 1120 °C .

Zunächst findet nun im erwärmten Bereich mit der durch die Aufheizung stark abgesenkten Fließspannung eine freie Umformung der Welle in Form einer gleichmäßigen Ausbauchung statt. Gleichzeitig startet als Kaltumformung unter dem Einfluss eines Schmierstoffes zur Reduktion der Reibungskräfte die Ausbildung der Konusbereiche an den Werkstückenden. Nach der anfänglich freien Umformung tritt schließlich Kontakt zwischen dem ausgebauchten Material im Mittelbereich und dem Gesenk auf, sodass nun eine werkzeuggebundene Ausformung des Flanscbereichs der Welle erfolgt.

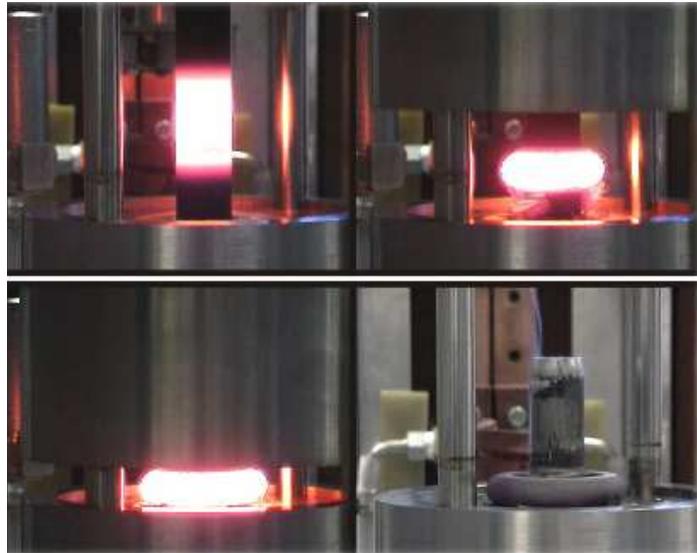


Bild 2: Umformung der Flanschelle [1]

Mit dem Erreichen der maximalen Pressenkraft von 1000 kN kommt der Umformprozess langsam zum Erliegen. Nach ca. 3.2 s ist die gesamte Umformung abgeschlossen, jedoch bleibt das Gesenk zum Abkühlen des Werkstücks bei voller Presskraft weitere 28 s geschlossen. Dabei wird auch die starke Druckabhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Festkörpern ausgenutzt, um durch den Wärmetransport in die Gesenke eine höhere Abkühlrate des Wellenflansches zu erzielen und damit eine günstige Phasenumwandlung des autenitisierten Gefüges in Martensit zu ermöglichen. Durch die Härtung stellt sich eine sehr hohe Festigkeit im Flanscbereich von bis zu 750 HV1 ein [1].

3 Modellbeschreibung

Zur Simulation der gleichzeitigen Kalt-/ Warmumformung in einem Prozessschritt wird eine thermo-mechanisch gekoppelte Berechnung durchgeführt. Diese gliedert sich in 3 Teile: Erwärmung, Umformung und Abkühlung.

Die Zeitintegration der Verschiebungsgleichung erfolgt im Aufheizvorgang implizit. Bei der Umformung wird zur expliziten Zeitintegration gewechselt. Die Abkühlphase schließlich wird wieder implizit berechnet. Die Temperaturfeldberechnung dagegen erfolgt ausschließlich implizit mit einem konstanten thermischen Zeitschritt von 0.2 s . Auch der Zeitschritt der impliziten Berechnungsteile des Verschiebungsfelds beträgt 0.2 s . Der explizite Zeitschritt wird mittels Massenskalierung auf $1 \cdot 10^{-5}\text{ s}$ festgesetzt.

Aufgrund der Symmetrieeigenschaften ist es ausreichend, ein Viertel von Werkstück und Gesenk als 3D-Modell zu erstellen. Für das Werkstück wird der Elementtyp 1 (constant stress) mit „Hourglass Control“ verwendet. Als mechanisches Materialmodell wird „Material 106“ *MAT_ELASTIC_VISCOPLASTIC_THERMAL ausgewählt, da dieses Werkstoffmodell die beidseitige Kopplung des ermittelten Temperaturfelds auf die mechanischen Materialeigenschaften ermöglicht. Beim „Material 106“ wird die Fließkurve zur Darstellung der Fließspannung als Funktion der effektiven plastischen Dehnung bei einer Temperatur T_0 durch eine tabellierte Funktion (Load Curve) abschnittsweise vorgegeben. Mit einer zweiten „Load Curve“ wird die Abhängigkeit der Fließspannung als Funktion der Temperatur T eingegeben.

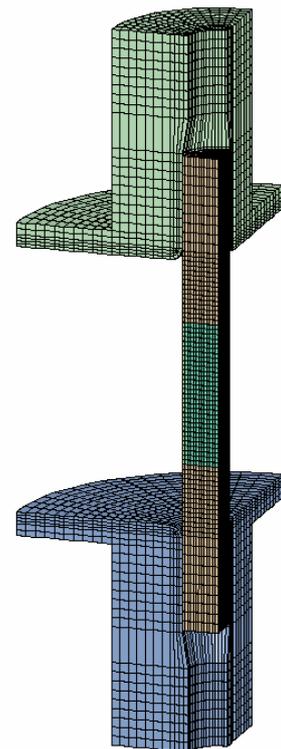


Bild 3: FE-Modell Werkstück mit Gesenk zur Zeit $t=0\text{ s}$

Auch die Angabe von E-Modul, Querdehnzahl und thermischem Ausdehnungskoeffizienten sind als Funktion der Temperatur möglich. In der vorliegenden Berechnung werden jedoch bislang konstante Werte verwendet:

$$E = 210 \cdot 10^9 \text{ N/m}^2, \quad \nu = 0.3, \quad \alpha = 1.6 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}, \quad \rho = 7830 \text{ kg/m}^3.$$

Da für den Werkstückwerkstoff 51CrV4 bislang noch keine temperaturabhängigen Fließkurven vorliegen, werden stattdessen die Fließkurven eines ähnlichen Werkstoffs 16MnCr5 aus [2] verwendet. In Abbildung 4a ist die verwendete Fließspannung über der plastischen Dehnung aufgetragen. Bild 4b zeigt dazu die Temperaturabhängigkeit der Fließspannung. Da die Fließkurven von 16MnCr5 bei den hier in der Simulation auftretenden moderaten Dehnungsgeschwindigkeiten keine starke Dehnratenabhängigkeit zeigen, wird auf eine Berücksichtigung der Dehnratenabhängigkeit bei der Definition der Materialeigenschaften verzichtet. Als thermisches Materialmodell wird *MAT_THERMAL_ISOTROPIC mit den Parametern

$$\rho = 7830 \text{ kg/m}^3, \quad c_p = 452 \text{ J/kgK}, \quad k = 46 \text{ W/mK}$$

eingesetzt.

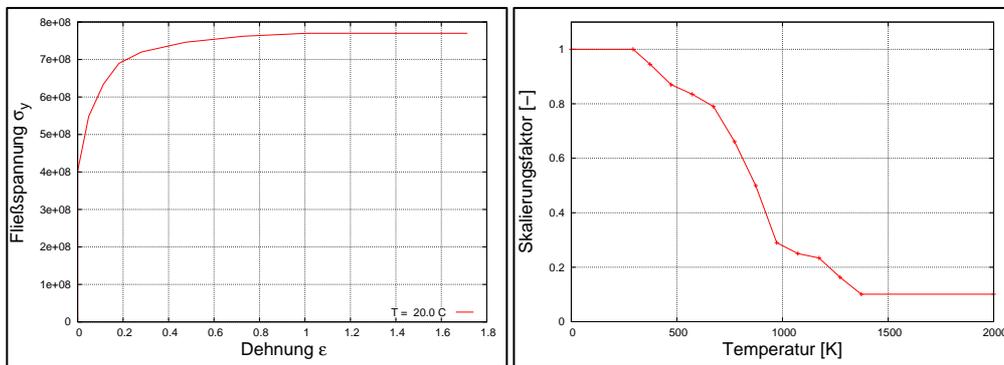


Bild 4: Fließspannung als Funktion der plastischen Dehnung (links), temperaturabhängiger Skalierungsfaktor der Fließspannung [2]

Das Gesenk wird, um die Abkühlung des Werkstücks aufgrund von Wärmeübertragung auf das Gesenk berechnen zu können, ebenfalls als 3D-Modell erstellt, jedoch zur Reduktion der Berechnungszeit mit *MAT_RIGID mechanisch als Starrkörper modelliert. Im Konusbereich der Gesenke wurde nur 1 Element über der Konushöhe verwendet (Bild 3), da bei einer feineren Diskretisierung dort Kontaktprobleme mit Durchdringungen auftraten. Das thermische Materialmodell für das Gesenk ist gleich wie für das Werkstück, jedoch kommen beim Gesenk vollintegrierte Elemente vom Typ 2 in LS-DYNA zum Einsatz.

Die Kopplung zwischen mechanischem Feld und thermischem Feld besteht neben der temperaturabhängigen Materialkennwerten (Fließspannung, Verfestigungsparameter) aufgrund der Tatsache, dass bei plastischer Deformation Wärme dissipiert wird, und diese wiederum zu thermischen Dehnungen führt. Dabei wird der größte Teil der verrichteten plastischen Spannungsleistung in Wärme umgewandelt; ein Teil wird jedoch auch im Werkstoff gespeichert. Hier wurde angenommen, dass 95% der plastischen Spannungsleistung in Wärme übergehen. Dazu wird der Wert von FWORK (Taylor-Quinney-Koeffizient) der Kontrollkarte *CONTROL_THERMAL_SOLVER auf 0.95 gesetzt.

Als Kontaktmodell zwischen Werkstück und Gesenk kommt *CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_THERMAL zur Anwendung. Dabei zeigt sich, dass das Reibungsverhalten zwischen Werkstück und Gesenk sehr großen Einfluss auf die Umformergebnisse insbesondere bei der Flanschausbildung hat. Da noch keine Informationen über die Reibungskoeffizienten zwischen Werkstück und Gesenk vorliegen, wurde durch Parameterstudien am Reibmodell und dem Vergleich zwischen den damit erhaltenen Simulationsergebnissen mit den experimentellen Daten ein geeigneter Reibungskoeffizient von 0.08 ermittelt. Experimentell bestimmte Reibungskoeffizienten für die Halbwarm-Blechumformung in [3] bestätigen die Größenordnung des gewählten Reibungskoeffizienten. Für den Wärmeübergangskoeffizienten h des thermischen Kontakts zur Modellierung und Simulation des Abkühlvorgangs wurde durch eine weitere Parameterstudie und dem

Abgleich mit experimentellen Temperaturmessdaten ein Wert von $h=3000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ bestimmt. In [4] werden experimentell ermittelte Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Flächenpressung angegeben. Diese Angaben bestätigen den aus den Parameterstudien gewonnenen Wert.

Thermische Randbedingungen für die Wärmeabgabe aufgrund von Konvektions- und Strahlungsvorgängen werden nur an dem erhitzten Bereich im FE-Modell vorgegeben, wo später der Wellenflansch ausgebildet wird, denn nur hier treten die wesentlichen Temperaturänderungen auf. Die thermischen Randbedingungen für den Wärmeübergang (zwischen Werkstück und Luft) und die Wärmestrahlung werden durch Setzen des Parameters $bc_flg = 1$ in der Kontakteingabe inaktiv, sobald Kontakt zwischen dem Gesenk und dem Werkstück auftritt. Die Konvektions- und Strahlungsrandbedingungen bestehen nur auf dem Bereich der Flanschrundung bis zum Ende der Simulation, jedoch wird hier der Emissionswert der Wärmestrahlung bei voller Gesenkschließung reduziert, da das geschlossene Gesenk in der Realität die freie Wärmeabstrahlung behindert bzw. Wärme zurück strahlt, siehe Abbildung 2. In LS-DYNA werden gemäß [5,6] der Konvektionswärmestrom \dot{Q}_L und der durch Strahlung abgeleitete Wärmestrom \dot{Q}_S nach

$$\dot{Q}_L = \alpha_L A(T - T_\infty) \quad \text{bzw.} \quad \dot{Q}_S = \varepsilon_S \sigma A(T^4 - T_\infty^4)$$

ermittelt. Der Wärmeübergangskoeffizient α_L vom Werkstück zur Luft wurde mit $\alpha_L=25 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ aus [7] übernommen. Die Stefan-Boltzmann-Konstante σ im Strahlungsgesetz hat den Wert $\sigma=5.67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$. Der Emissionswert ε_S von Eisenwerkstoffen liegt zwischen $\varepsilon_S=0.25$ bei blanken Oberflächen und $\varepsilon_S=0.6$ bei leicht bzw. bis zu $\varepsilon_S=0.95$ bei stark oxidierten Schmiedeteilen, [8, 9]. In der Simulation wurde ein Anfangswert von $\varepsilon_S=0.3$ verwendet, welcher dann beim vollständig geschlossenen Gesenk auf 0.15 reduziert wurde.

Als Anfangsbedingung der thermischen Simulation wird eine Temperatur von 300 K für des Werkstück und das Gesenk vorgegeben. Wie bereits erwähnt, ist die Wärmeproduktion aufgrund der induzierten Wirbelströme im Querschnitt nicht konstant verteilt, sondern nimmt von außen nach innen exponentiell ab. Eine Abschätzung der Eindringtiefe der Wirbelströme bei zylindrischen Körpern ist durch die Formel

$$\zeta = \sqrt{\frac{\beta}{\pi f \mu_0 \mu_r}}$$

gegeben, [10, 11, 12]. Die Eindringtiefe ζ misst den Abstand des Punktes von der Oberfläche, wo die Wirbelstromdichte noch 37% ihres Maximalwertes an der Oberfläche hat. Dabei ist β der spezifische elektrische Widerstand des Werkstücks, f die Frequenz des in der Induktionsspule fließenden Stroms, μ_0 die magnetische Feldkonstante und μ_r die relative Permeabilität des Werkstücks.

Da sowohl der spezifische elektrische Widerstand β – und bei ferromagnetischen Stoffen insbesondere die relative Permeabilität μ_r – temperaturabhängig sind, ist die Entwicklung des Temperaturfeldes nicht nur von der Werkstückgeometrie und den Parametern der Induktionsanlage, sondern auch sehr stark von der aktuellen Temperaturverteilung im Werkstück abhängig. Der spezifische elektrische Widerstand erhöht sich mit steigender Temperatur. Dagegen sinkt bei ferromagnetischen Stoffen die relative Permeabilität mit steigender Temperatur immer stärker ab und erreicht schließlich beim Überschreiten der Curie Temperatur einen Wert von $\mu_r=1$, [13]. Die Curie-Temperatur ist die Temperatur bei der ein ferromagnetischer Werkstoff seine Magnetisierbarkeit verliert und sich folglich dann paramagnetisch verhält. Diese liegt für Stahl bei ca. 770 °C liegt. Paramagnetische (nichtmagnetisierbare) Stoffe wie austenitische Stähle dagegen haben eine relative Permeabilität von $\mu_r=1$. In der Fachliteratur wird häufig statt der relativen Permeabilität μ_r die Suszeptibilität χ verwendet, wobei gilt: $\mu_r=\chi+1$.

Angesichts der etwas unsicheren Abhängigkeit der beiden nach [14, 15] abgeschätzten Materialparameter μ_r und β von der Größe der Temperatur:

$$\mu_r(20^\circ\text{C}) \approx 600, \quad \mu_r(770^\circ\text{C}) \approx 1, \\ \beta(20^\circ\text{C}) \approx 0.2 \cdot 10^{-6} \Omega\text{m}, \quad \beta(770^\circ\text{C}) \approx 1.0 \cdot 10^{-6} \Omega\text{m}, \quad \beta(1100^\circ\text{C}) \approx 1.6 \cdot 10^{-6} \Omega\text{m},$$

der vorgegebenen Frequenz $f=15 \text{ kHz}$ und der magnetischen Feldkonstante $\mu_0=1.256 \cdot 10^{-6} \text{ kgm}/(\text{A}^2 \text{ s})$ lässt sich die Eindringtiefe grob abschätzen, siehe auch [12]:

$$\zeta(20^\circ\text{C}) \approx 0.075 \text{ mm} , \quad \zeta(770^\circ\text{C}) \approx 4.1 \text{ mm} , \quad \zeta(1100^\circ\text{C}) \approx 5.2 \text{ mm} .$$

Die Zahlenwerte für ζ zeigen, dass die Eindringtiefe mit steigender Temperatur stark wächst. Der Aufheizvorgang wird jedoch vereinfacht modelliert, indem im mittleren Teil des Werkstücks in einer Schicht von 1 mm Breite ausgehend von der Werkstückoberfläche und mit einer Höhe entsprechend der Induktionsspule von 60 mm mittels der Option *LOAD_HEAT_GENERATION_SET den thermischen Elementen eine Wärmequelle von $q_m=3750 \text{ W/m}^3$ vorgegeben wird. Diese Wärmequelle wird mittels des Multiplikators aus einer „Load Curve“ so vorgegeben, dass 12 s lang 70%, danach die nächsten 5 s noch 25% und schließlich 0% der Wärmequelle bis zum Ende der Simulation wirken.

Der Umformprozess erfolgt dehnungsgesteuert, indem die gemessene Gesenkverschiebung aus dem Experiment ins FE-Modell über eine „Load Curve“ mittels des Kommandos *BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION_RIGID vorgeschrieben wird. Durch die Definition einer „death time“ in der Verschiebungsrandbedingung beim Erreichen der Presskraft von 1000 kN erfolgt jedoch danach ein Wechsel zur Kraftsteuerung durch die Eingabe von *LOAD_RIGID_BODY, wobei die Presskraft wie im Experiment während des Presshärtens bis zum Ende der Simulation auf dem Niveau von 1000 kN konstant gehalten wird.

4 Simulationsergebnisse

Aufheizvorgang

Zuerst soll der Aufheizvorgang des mittleren Teils des Werkstücks näher betrachtet werden. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird dabei auf die Darstellung der Gesenke verzichtet.

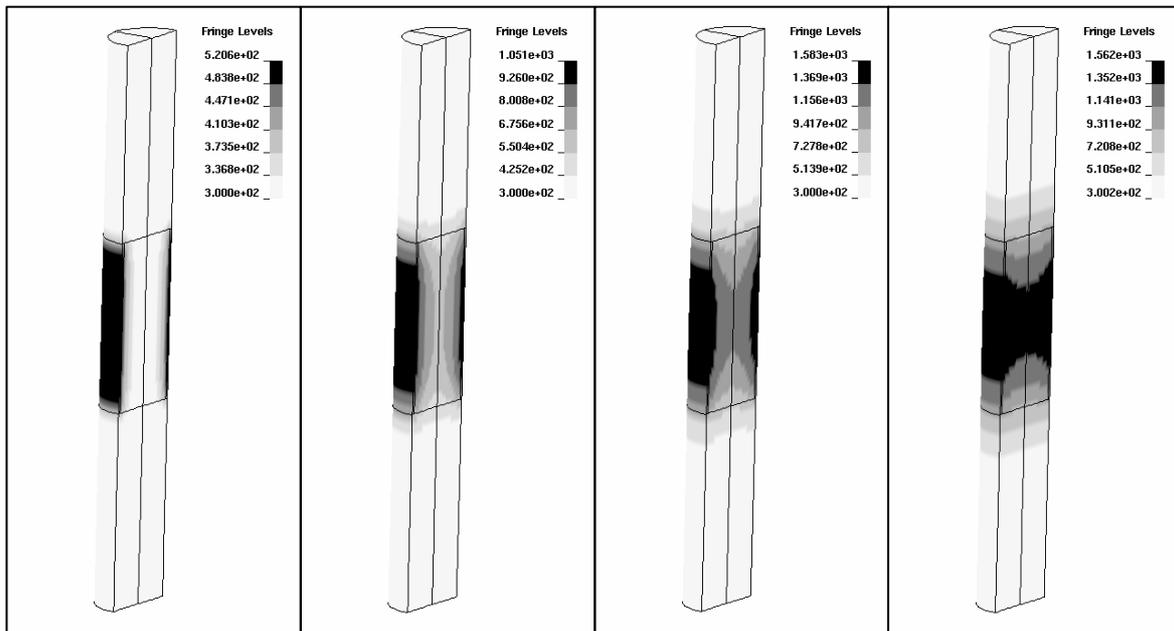


Bild 5: Temperatur (in Kelvin) zu den Zeiten 1 s, 5 s, 12 s und 17 s

In Abbildung 5 und 6 ist die Temperaturverteilung während der Erwärmungsphase dargestellt. In Bild 5a zur Zeit $t=1 \text{ s}$ ist deutlich zu erkennen, dass die 1 mm dicke Randschicht, in der die Wärmequelle vorgeschrieben ist, bereits eine Temperaturerhöhung von 220 K erfahren hat, wohingegen das Werkstückinnere beinahe noch bei der Ausgangstemperatur ist. Bei $t=6 \text{ s}$ (Abb. 5b) hat bereits merkliche Wärmeleitung ins Innere stattgefunden, jedoch ist die Temperatur im Randbereich wesentlich höher als in der Mitte.

Am Ende der 1. Erwärmungsphase mit 75% der Heizleistung herrschen im Randbereich der Erwärmungszone Temperaturen von ca. 1600 K bis 1200 K, im mittleren Teil liegt die Temperatur

dagegen bei 1350 K bis 950 K (Abb. 5c). Nach weiteren 5s mit 25% Heizleistung hat sich das Temperaturgefälle von außen nach innen stark vermindert (Abb. 5d). Die Maximaltemperatur am Rand ist nicht weiter angestiegen. Dagegen ist der Temperaturgradient in axialer Richtung noch deutlich ausgeprägt.

Zum Zeitpunkt $t=19$ s (Abb. 6a) besteht bereits eine recht homogene Temperaturverteilung im Werkstückquerschnitt, wobei die maximale Temperatur weiter abgesunken ist.

Der Wärmeausgleich im Querschnitt setzt sich weiter fort, sodass zum Startzeitpunkt der Umformung bei $t=23.8$ s (Abb. 6b) nun ein homogenes Temperaturfeld im Querschnitt herrscht, in axialer Richtung jedoch der erwartete ausgeprägte Temperaturgradient besteht. Die maximalen Temperaturen liegen nun bei 1400 K.

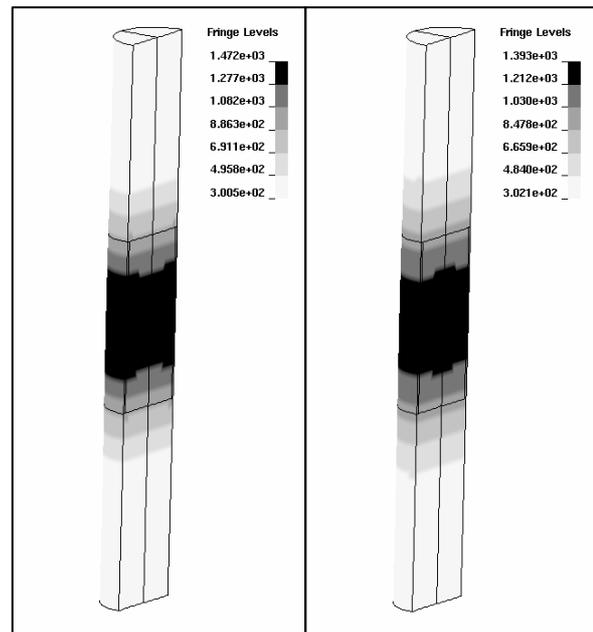


Bild 6: Temperatur (in Kelvin) zu den Zeitpunkten 19 s und 23.8 s

Aus den Plotbildern wird deutlich, dass sich trotz der starken Idealisierung in Form der oben gewählten festen Eindringtiefe mit einer konstant verteilten Wärmeproduktion bis zum Beginn der Umformung bei $t=23.8$ s durch Wärmeleitung eine praktisch homogene Temperaturverteilung einstellt, obwohl tatsächlich die Eindringtiefe mit steigender Temperatur des Werkstücks stark veränderlich ist und die Wärmeproduktion über dem Radius exponentiell abnimmt. Die Temperaturverteilung im Querschnitt der Welle zum Umformstart wird durch die Wahl der Eindringtiefe nur wenig beeinflusst. Eine Modellierung einer mit der Temperatur ansteigenden Eindringtiefe würde qualitativ kein anderes Ergebnis liefern, lediglich wäre die homogene Temperaturverteilung im Querschnitt etwas schneller erreicht.

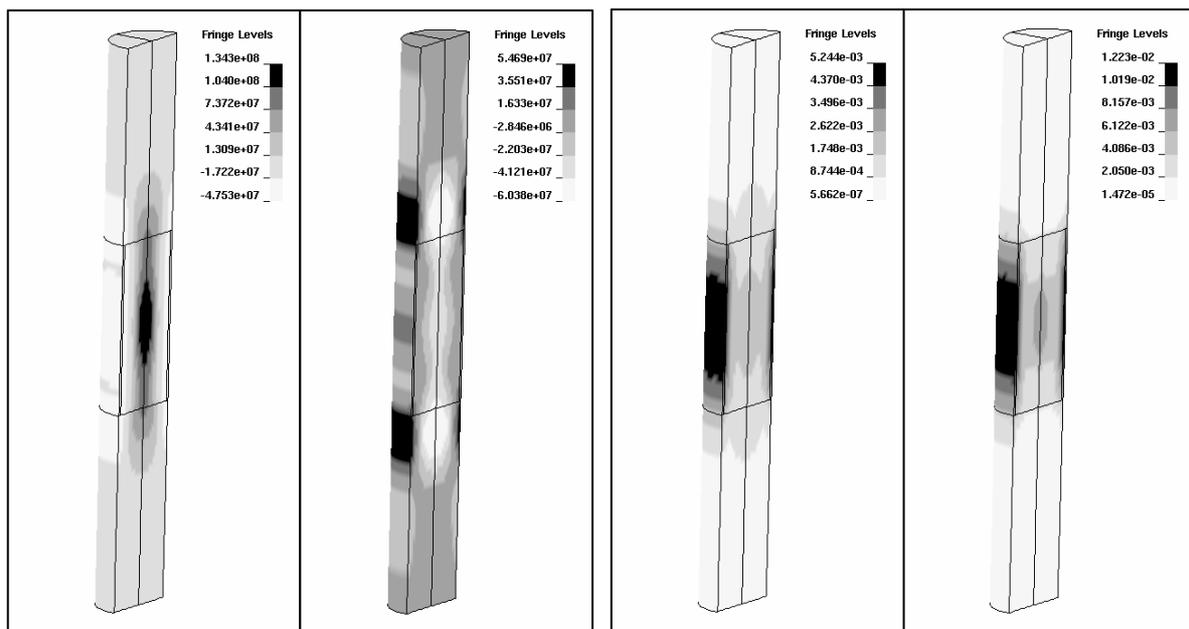


Bild 7: Spannung S_y in Längsrichtung nach 5 s und zum Umformstartpunkt bei 23.8 s (linke Seite), plastische Vergleichsdehnung nach 5 s und zum Umformstartpunkt bei 23.8 s (rechte Seite)

Aufgrund der thermischen Dehnungen infolge der Erwärmung stellen sich, wie in Abbildung 7a zur Zeit $t=5$ s dargestellt, im Randbereich Druckspannungen und entsprechend dazu im Bauteilinneren Zugspannungen ein. Diese Spannungen überschreiten die anfängliche Fließgrenze und rufen plastische Dehnungen hervor, wie Abbildung 7c zeigt. Aufgrund der Wärmeleitvorgänge ändern sich die Spannungsverhältnisse bis zum Umformbeginn bei $t=23.8$ s. Die Erwärmung der Werkstückmitte führt zur Ausbildung von Druckspannungen; entsprechend stellen sich im Randbereich der Welle nun Zugspannungen ein (Abb. 7b). Auch die effektiven plastischen Dehnungen steigen dabei weiter an (Abb. 7d). Abbildung 8 zeigt die zugehörige Vergleichsspannung nach der Definition gemäß dem von Mises Kriterium zur Zeit $t=5$ s und $t=23.8$ s.

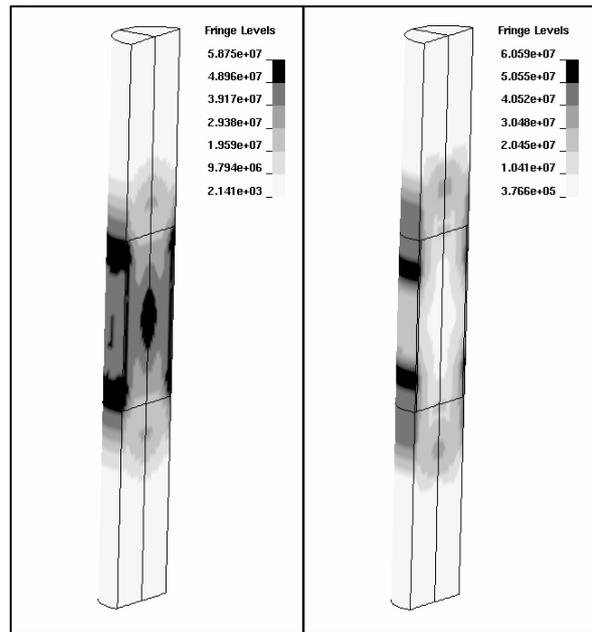


Bild 8: Vergleichsspannung nach von Mises nach 5 s und zum Umformstartpunkt bei 23.8 s

Umformung

Im vorliegenden Schmiedeprozess treten gleichzeitig Kalt- und Warmumformung auf. An den beiden Werkstückenden findet die Ausformung des Konusbereichs als werkzeuggebundene Kaltumformung statt, wohingegen im erwärmten Mittelteil eine Freilächenumformung mit einer gleichmäßigen Ausbauchung der Welle eintritt. Die größten Spannungen entwickeln sich infolge des hydrostatischen Spannungsanteils im Konusbereich (Abbildung 9a und b). Dagegen liegen die größten plastischen Verformungen im Bereich der durch hohe Temperaturen stark reduzierten Fließspannung.

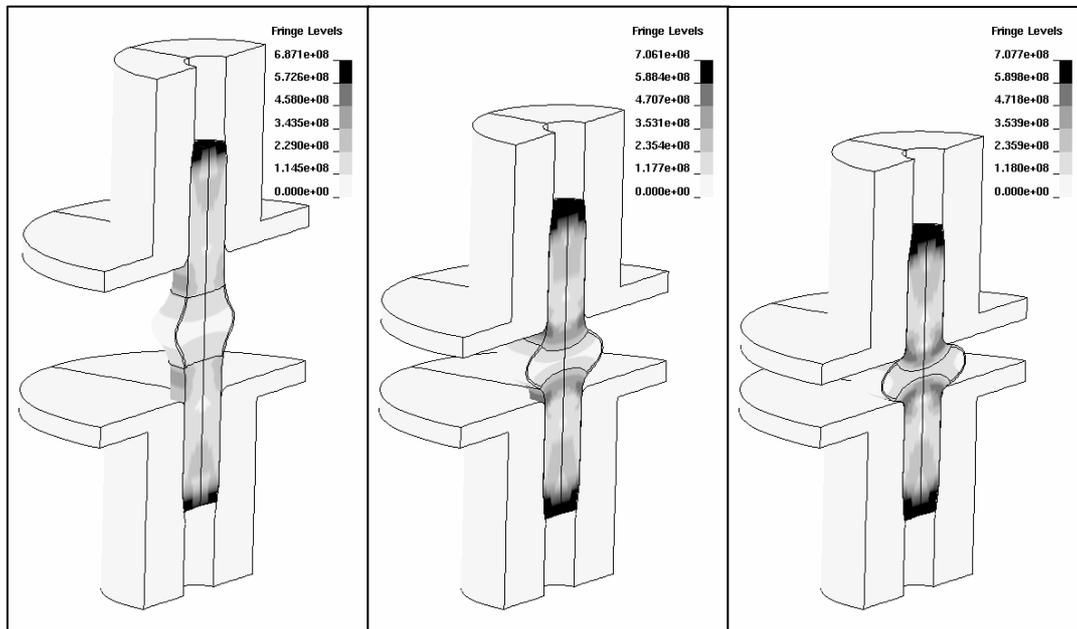


Bild 9: Vergleichsspannung nach von Mises während der Umformung zur Zeit 24.4 s, 25 s und 25.4 s

Etwa ab dem Zeitpunkt $t=25.3$ s beginnt der Übergang von der Freilächenumformung in die werkzeuggebundene Ausformung der Flanschgeometrie – siehe Abb. 9c und 10a. Trotz der dort auftretenden großen plastischen Dehnungen von über 400% (Abbildung 10c) bleibt der Spannungszuwachs infolge der hohen Temperatur (Abbildung 11) und der damit verbundenen geringen Fließgrenze klein.

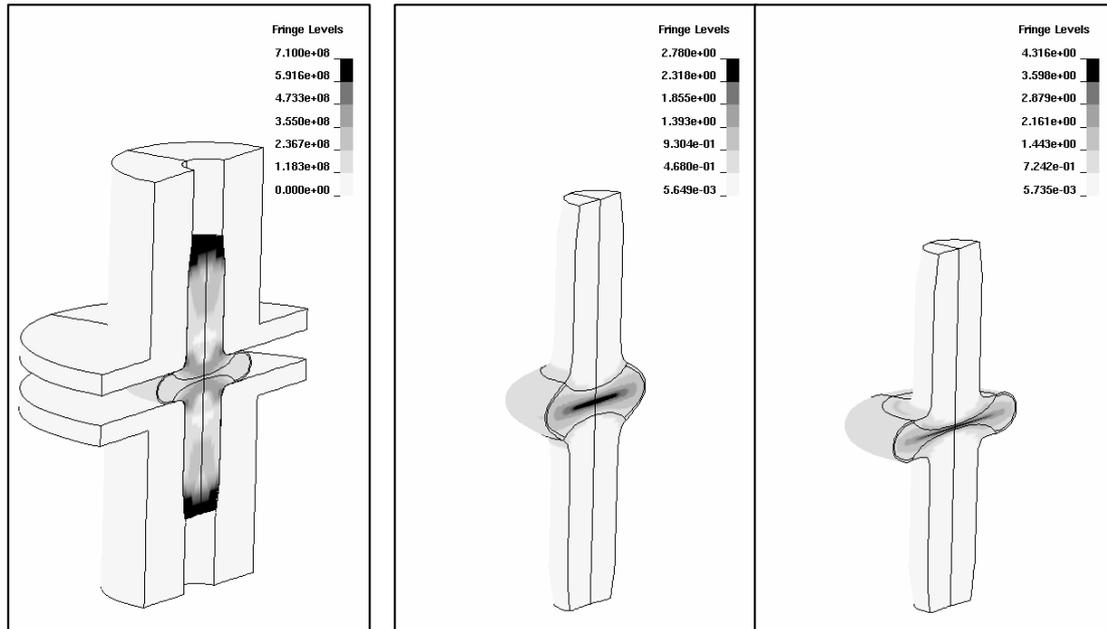


Bild 10: Vergleichsspannung nach von Mises am Ende der Umformung bei 27 s (links), plastische Vergleichsdehnung während der Umformung bei 25 s und am Ende der Umformung bei 27 s (rechts)

Die Temperaturentwicklung während der Umformung ist in Abbildung 11 dargestellt. Der erwärmte Bereich wird stark gestaucht und nach außen gedrängt. Dadurch sinken die Temperaturen in der Werkstückmitte zum Ende hin stark ab, sodass schließlich der Flanshbereich wesentlich höhere Temperaturen aufweist als die Wellenmitte. Die Erwärmung aufgrund der plastischen Verformung vor allem in der Wellenmitte (Abb. 10c) ist wegen den ohnehin schon herrschenden hohen Temperaturen im Werkstück und den hiermit verbundenen Wärmeleitungsvorgängen in den graphischen Darstellungen nicht separat identifizierbar.

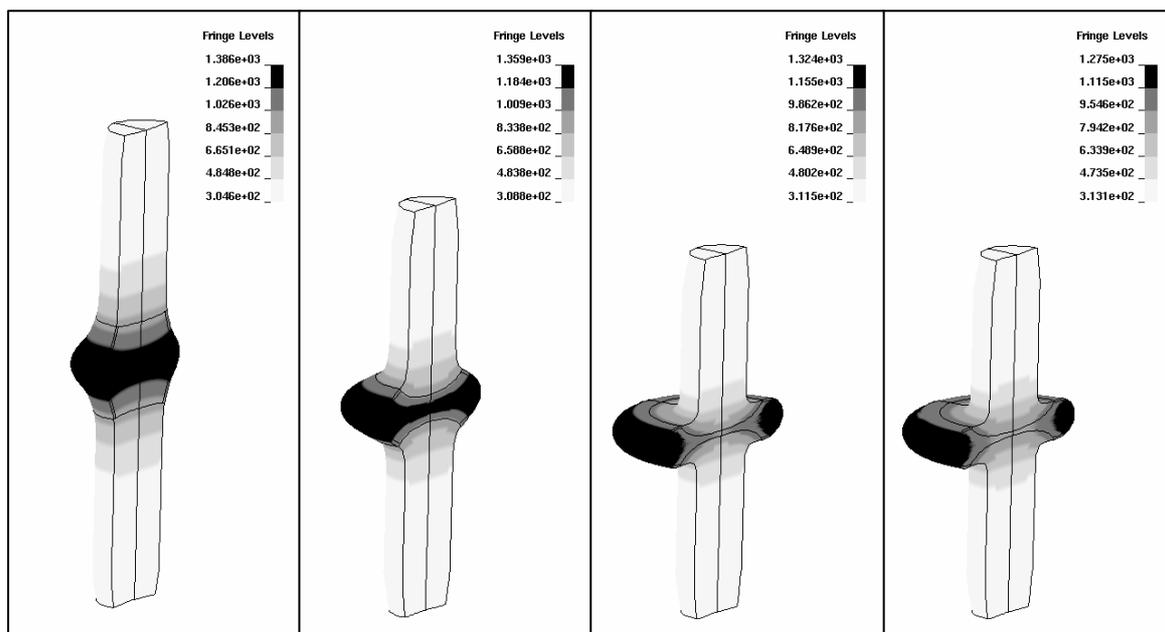


Bild 11: Temperatur (in Kelvin) während der Umformung zur Zeit 24.4 s, 25 s, 26 s und am Ende der Umformung bei 27 s

Abkühlung

Aus Übersichtlichkeitsgründen ist bei den Darstellungen der Temperaturverteilungen in Abbildung 12a-d nur das untere Gesenk geplottet. Die Temperaturabnahme findet relativ gleichmäßig statt, sodass sich in den Darstellungen weniger die Konturverteilung an sich ändert, sondern hauptsächlich verschiebt sich nur die Temperaturskala nach unten. Die Wärme fließt vom Werkstück in das Gesenk, sodass dieses in Bereichen nahe dem Wellenflansch einen Temperaturanstieg auf bis zu 550 K erfährt.

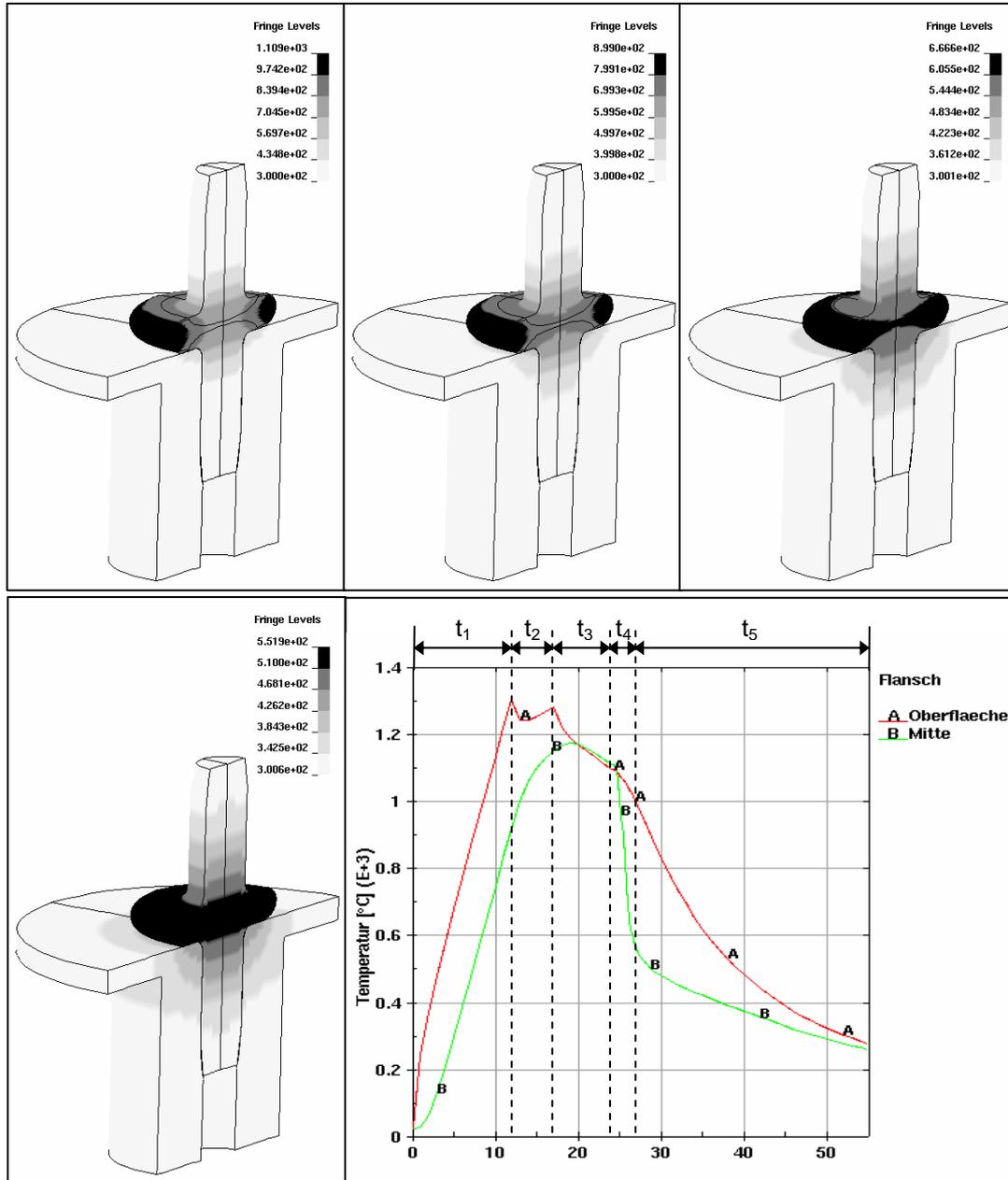


Bild 12: Temperatur (in Kelvin) während der Abkühlung bei 30 s, 35 s, 45 s (oben v.l.n.r) und am Ende der Simulation bei 55 s (unten), Temperaturentwicklung in der Flanschlängenschnittfläche (in °C): Kurve A – an der Flanschoberfläche, Kurve B – Flanschlängenschnittfläche

Die Abbildung 12e zeigt die Temperaturentwicklung zweier Knoten auf halber Höhe des Werkstücks: Knoten A befindet sich an der Oberfläche und Knoten B liegt direkt in der Werkstückmitte. Hier ist gut zu erkennen, wie sich während der 1. Erwärmungsphase bis $t=12$ s (Abschnitt t_1) der äußere Bereich sehr viel schneller erwärmt als die Mitte des Werkstücks, jedoch können sich während der 2. Erwärmungsphase (Abschnitt t_2) und insbesondere in der Transport- und Anfahrtszeit (Abschnitt t_3) die Temperaturunterschiede bis zum Umformbeginn bei $t=23.8$ s ausgleichen. Da während der

Umformung (Abschnitt t_4) das aufgeheizte Material zur Ausbildung des Flansches nach außen gedrückt wird, erfährt die Mitte des Werkstücks einen sehr viel stärkeren Temperaturabfall als der Rand, sodass bereits 3 s nach Umformende in der Mitte der Welle Temperaturen von 450 °C vorliegen, wogegen der Rand noch etwa 850 °C warm ist. Während der Abkühlphase (Abschnitt t_5) nähern sich dann die Temperaturen einem Wert von 250 °C an.

Die Abbildung 13 stellt die Verteilung der Vergleichsspannung nach von Mises am Ende der Abkühlphase dar. Hier zeigt sich, dass die Spannung im Flanschbereich und insbesondere am Übergang der Welle zum Flansch im Vergleich zum Ende der Umformung – siehe Abbildung 10a – angestiegen ist. Dieser Effekt ist auf thermisch bedingte Spannungsänderungen aufgrund des Abkühlens und die nun im abgekühlten Flanschbereich vorliegende wesentlich höhere Fließspannung im Vergleich zu den Werten zum Zeitpunkt $t=27$ s zurückzuführen.

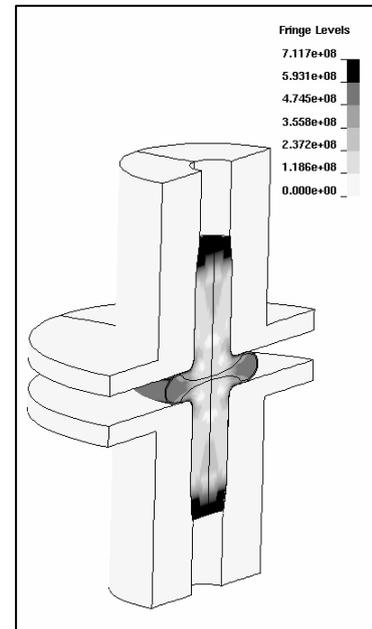


Bild 13: Vergleichsspannung nach von Mises am Ende der Simulation bei 55 s

5 Zusammenfassung

Ein neues, innovatives, zur Effizienzsteigerung beitragendes Produktionsverfahren wird im Rahmen des SFB/TR TRR 30 in Kassel entwickelt, bei dem simultan Warm- und Kaltumformung mit einer prozessintegrierten Härtung zur Einstellung lokal gradierter Bauteileigenschaften stattfinden. Dieser Umformprozess wurde mit dem nichtlinearen FE-Programm LS-DYNA mit impliziten und expliziten FE-Methoden simuliert.

Nach einer kurzen Prozessbeschreibung folgte die Vorstellung des Berechnungsmodells, wobei ein besonderer Focus auf die Modellierung der induktiven Erwärmung gelegt wurde. Anschließend wurden die Simulationsergebnisse ausführlich diskutiert.

Vergleiche mit experimentell ermittelten Daten, die hier allerdings nicht mit aufgeführt werden konnten, zeigen insbesondere auch bei der induktiven Erwärmung eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Realität.

Jedoch können bisher die bei dem Schmiedeprozess auftretenden thermisch bedingten Phasenumwandlungen, welche zu einem massiven Härtezuwachs führen, nicht erfasst werden. Ein Materialmodell mit diesbezüglichen Fähigkeiten mit Schnittstelle zu LS-DYNA soll noch entwickelt werden.

Danksagung

Diese Veröffentlichung basiert auf Forschungsarbeiten des Sonderforschungsbereichs SFB/TR TRR 30 „Prozessintegrierte Herstellung funktional gradierter Strukturen auf der Grundlage thermo-mechanisch gekoppelter Phänomene“, der von der deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) gefördert wird.

6 Schrifttum

- [1] Weidig, U.; K. Hübner und K. Steinhoff: „Bulk steel products with functionally graded properties produced by differential thermo-mechanical processing“, eingereicht in steel research, 2007
- [2] Meyer-Nolkemper, H.: Fließkurven metallischer Werkstoffe, HFF-Report No. 4, Hannoversches Forschungsinstitut für Fertigungsfragen e. V., 1978.
- [3] Groche, P. und C. Klöpsch: „Kennwerte der Halbwarm-Blechumformung“, In: Steinhoff, Kurt: Moderne thermomechanische Prozessstrategien in der Stahlumformung, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 2007
- [4] Merklein, Marion; J. Lechler und M. Geiger: „Ermittlung von thermischen und mechanischen Werkstoffeigenschaften höchstfester Vergütungsstähle für das Presshärten“, In: Steinhoff, Kurt: Moderne thermomechanische Prozessstrategien in der Stahlumformung, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 2007
- [5] Shapiro, A.: „Thermo-mechanische Kopplung am Beispiel von Warmumformprozessen in LS-DYNA“, Kursunterlagen DYNAmore GmbH, Stuttgart, 04.12.2006
- [6] Hallquist, J. O.: „LS-DYNA Theory Manuel“, Livermore Software Technology Corporation (LSTC), Livermore, Kalifornien, November 2005
- [7] Hänsel, A.: „Nichtisothermes Werkstoffmodell für die FE-Simulation von Blechumformprozessen mit metastabilen austenitischen CrNi-Stählen“, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2 Nr. 491, Düsseldorf, VDI Verlag, 1998
- [8] Müssig, B.: „Temperierung von Schmiedewerkzeugen zur Erhöhung der Bauteilgenauigkeit“, Dissertation im FB Maschinenbau, Universität Hannover, 2002
- [9] Verein Deutscher Ingenieure „VDI-Wärmeatlas“, Springer, 2002
- [10] Brokmeier, K.-H.: „Induktives Schmelzen“, Verlag W. Girardet, Essen, 1966
- [11] Fleck, C. und A. Schönbohm: „Entwurf einer flachheitsbasierten Vorsteuerung für die induktive Erwärmung beim Thixoforming“, Automatisierungstechnik 52 (2004) 9, S. 403-410
- [12] EFD Härtereier F. Düsseldorf GmbH: „Grundlagen der Induktionshärtetechnik“, Härtereihandbuch, Versionsdatum: 07.04.2006, www.efd-haertereier.de/pdf/HH-R01-D06-Induktionstechnik.pdf
- [13] Gottstein, G.: „Physikalische Grundlagen der Materialkunde“, Springer, 1998
- [14] Hünicke, U.-D. und S. Möller: „Auswertung der statischen Magnetisierungskurve zur Kontrolle von Gefüge- und Behandlungszuständen bei Stählen“, Berichtsband 83-CD, DGZfP-JAHRESTAGUNG Mainz, 2003
- [15] Richter, F.: „Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit“, Stahleisen-Sonderbericht, Heft 10, Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, 1983