

Experimentelle Validierung von FEM-Rechnungen zur Spannungs- und Temperaturanalyse von Werkzeugen beim Kupfer-Strangpressen

F. Krumphals(1), T. Wlanis(1), F. Planitzer(2), C. Sommitsch(1,2)

1 Christian Doppler Laboratorium für Werkstoffmodellierung und Simulation, Franz-Josef-Straße 18, A-8700 Leoben

2 Lehrstuhl für Umformtechnik, Montanuniversität Leoben, Franz-Josef-Straße 18, A-8700 Leoben

friedrich.krumphals@mu-leoben.at; thomas.wlanis@mu-leoben.at; florian.planitzer@mu-leoben.at; christof.sommitsch@mu-leoben.at

Kurzfassung

Die Entwicklung von Temperatur, Spannung und Lebensdauerverbrauch in einem zweiteiligen Rezipienten während des Strangpressens von Kupfer wird mittels Finiter Elemente Simulation beschrieben. Diese besteht aus einer starr-plastischen Simulation des Verpressvorganges des Kupferblocks und starren Werkzeugen, sowie der anschließenden elastischen Simulation des Rezipienten von einzelnen Zyklen des gleichen Prozesses mit der Verwendung der zuvor ermittelten zeitabhängigen Temperatur- und Druckrandbedingungen an der Kontaktfläche Block-Innenbuchse. Der Grund für diese Aufteilung der Kalkulation liegt in einer viel kürzeren Rechenzeit für dieses Modell im Vergleich mit einer elastisch-plastischen 3D-Simulation. Zur Verifizierung der berechneten Temperatur- und Druckrandbedingungen an der Kontaktfläche Block-Innenbuchse wurden experimentelle Miniaturstrangpressversuche durchgeführt. Der Einfluss der anfänglichen Block- und Werkzeugtemperatur auf die Spannungs- und Temperaturentwicklung wird beschrieben.

Abstract

The development of temperature, stress and lifetime consumption during copper extrusion in a two-part container is calculated with Finite Element Simulations. It consists of the rigid-plastic simulation of the billet extrusion with rigid tools as well as of the subsequent elastic tool simulation of several cycles of the process using the afore determined time dependent temperature and pressure boundary conditions at the contact surface billet-liner. The reason for this procedure is the much shorter calculation time for this model in comparison to an elastic-plastic 3D simulation. To verify the calculated temperature and pressure boundary conditions at the contact-surface billet-liner, experimental extruding tests were conducted. The influence of the initial billet as well as tool temperature is described.

1. Einleitung

Werkzeuge für das Strangpressen weisen komplexe Belastungsmuster unter verschiedensten zyklischen Belastungen auf, die zu Versagen durch Kriechermüdung führen können [1]. Diese

Vorgänge bei erhöhten Temperaturen sind zeitabhängig und führen zu einer verformungspfadabhängigen Bildung von Rissen und/oder Poren, je nach Überwiegen von Ermüdungs- oder Kriechschädigung [2,3]. In vorangehenden Arbeiten wurden die verwendeten visko-plastischen Schädigungsmodelle zur Berechnung der lokalen inelastischen Dehnrates und für eine Lebensdauerabschätzung näher beschrieben [4-6].

Die Industrie versucht Strangpressprozesse zu beschleunigen, einerseits durch Anhebung der Blocktemperatur und andererseits durch höhere Pressgeschwindigkeiten. Daraus resultieren höhere Werkzeugbelastungen, denen die Stahlhersteller durch homogenere und reinere Werkstoffe entgegen, um die Lebensdauer der Werkzeuge zu verlängern. Mittels Finiter Elemente Simulationen des Strangpressvorgangs zur Berechnung der Temperatur- und Spannungsentwicklung im Rezipienten, gekoppelt mit konstitutiven Gleichungen und Schädigungsmodellen, können inelastische Dehnungen und die Lebensdauer vorhergesagt werden [7]. Ziel der Untersuchungen ist die Optimierung des Strangpressvorgangs und der Vergleich unterschiedlicher Warmarbeitsstähle.

Zur experimentellen Ermittlung von Spannungs- und Temperaturverteilung im Rezipienten wurden Strangpressversuche im verkleinerten Maßstab durchgeführt. Als Versuchsparameter konnten die Temperaturen von Kupferblock und Rezipient variiert werden, die Stempelgeschwindigkeit wurde konstant belassen. Durch Messpunkte an drei unterschiedlichen vertikalen Positionen in Bezug zur Verpressrichtung konnten Bereiche höherer thermischer- und mechanischer Belastungen lokalisiert werden.

2. Modellierung und Simulation

Der stationären starr-plastischen Simulation des Strangpressvorgangs folgte die Simulation der thermoelastischen Belastungen im zweiteiligen Rezipienten während einiger Zyklen des selben Prozesses unter Verwendung der zeitabhängigen Randbedingungen für Temperatur und Spannung an der inneren Wand der Innenbuchse.

2.1. Extrusionsmodell

Um Schädigung vorherzusagen ist es von Bedeutung, die transienten lokalen thermischen und mechanischen Belastungen an der Innenwand der Innenbuchse innerhalb eines Zyklus zu kennen. Deshalb wurden die thermo-mechanischen Belastungen auf den Rezipienten während des Verpressens eines Kupferblocks mit dem FEM-Programm HyperXtrude™ berechnet. Aufgrund der Symmetrie wurde ein 2D axialsymmetrisches Modell des Rezipienten implementiert. Matrize, Stempel und Matrizenhalter wurden als starr angenommen. Als Material für die Innenbuchse wurde Böhler W400 VMR und für den Mantel Böhler W300 ESR gewählt. Länge L , innerer D_i und äußerer Durchmesser D_a der Innenbuchse und des Mantels wurden wie folgt in Übereinstimmung mit dem Miniaturversuch angenommen:

Innenbuchse: $L = 115 \text{ mm}$; $D_i = 45 \text{ mm}$; $D_a = 105 \text{ mm}$

Mantel: $L = 115 \text{ mm}$; $D_i = 105 \text{ mm}$; $D_a = 270 \text{ mm}$

Block: $L = 100 \text{ mm}$; $D = 45 \text{ mm}$

Für den Block aus Elektrokupfer wurden Anfangstemperaturen von 850°C bzw. 930°C gewählt. Abb. 1 zeigt die stationäre Temperatur (a) und Spannungsverteilung (b) im

Kupferblock. Die höchsten thermischen Beanspruchungen treten am Innendurchmesser der Innenbuchse in der Nähe der Matrize auf, wo die Kontaktzeit mit dem Block am größten ist. Die höchsten Spannungen findet man im oberen Bereich an der Kontaktzone Stempel/Block.

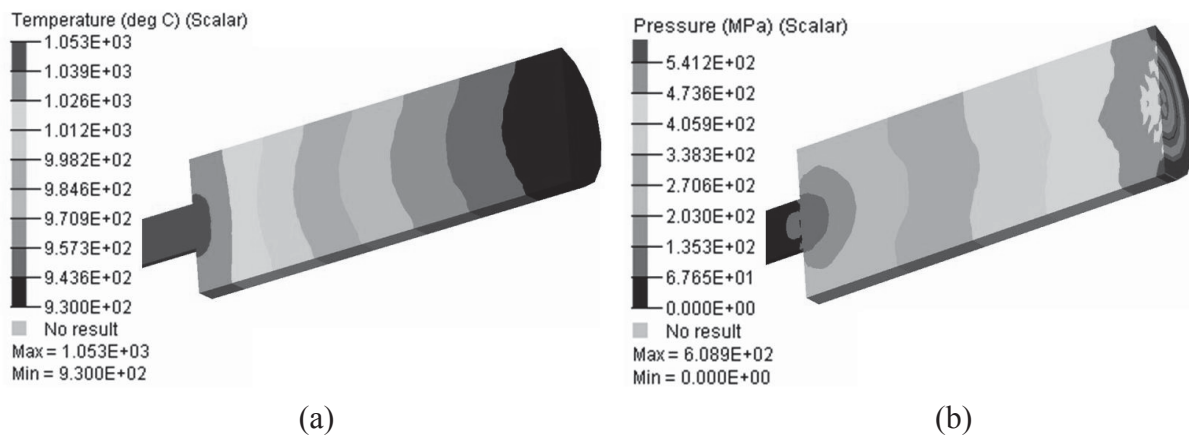


Abb. 1: Stationäre Temperatur- (a) sowie Spannungsverteilung (b) im Kupferblock mit 930°C Anfangstemperatur. Pressrichtung: von links nach rechts.

Der axiale Verlauf der Radialspannungen an der Innenbuchse kann durch den nicht gleichförmigen Belastungszustand des Rezipienten sowie aus den stationären Prozessbedingungen und den axial abhängigen Randbedingungen des Rezipienten hergeleitet werden [1]. Diese im Folgenden beschriebenen Randbedingungen wurden zur Minimierung der Rechenzeit verwendet.

2.2. Modell der zyklischen Rezipientenbelastung

Zur Berechnung der zyklischen Temperatur- und Spannungsentwicklung wurden ABAQUS Standard™ v.6.5-1 Rechnungen mit elastischer Innenbuchse und Mantel durchgeführt. Abb. 2 zeigt die von Mises Spannungsverteilung im Rezipienten nach 15 Zyklen. Der Grund für die ungleichmäßige Spannungsverteilung ist der komplexe Belastungszustand, der sich zusammensetzt aus:

- Schrumpfspannungen nach dem Aufschrupfen,
- axialen Spannungen aufgrund des Anpressens des Rezipienten an den Matrizenhalter,
- thermischen Spannungen aufgrund des Vorheizens auf Arbeitstemperatur (450°C bzw. 500°C) und des Temperaturanstiegs während eines Zyklus
- axialen und radialen Druckspannungen während eines Zyklus an der Kontaktfläche zwischen Block und Innenbuchse.

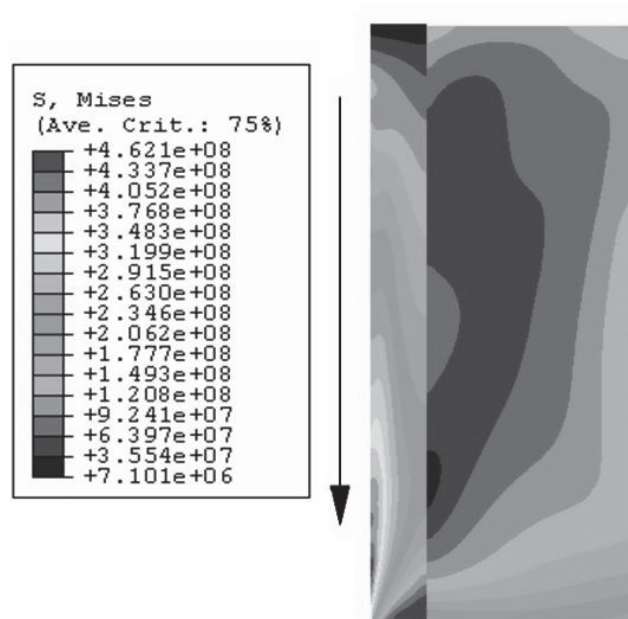


Abb. 2: Von Mises Spannungsverteilung [Pa] im zweiteiligen Rezipienten nach 15 Zyklen, Pressrichtung entspricht Pfeil.

3. Strangpressversuche in verkleinertem Maßstab

Zur experimentellen Analyse der Rezipientenbelastungen und Verifikation des FEM-Modells wurde eine hydraulische 100t Presse adaptiert um darauf Strangpressversuche durchführen zu können. Das Messsystem zur Ermittlung der einwirkenden Normalspannungen auf die Innenbuchse und Temperaturverteilung im Rezipienten ist in den Abbildungen 3 und 4 dargestellt. Um eine Druckverteilung zu erhalten, wurden drei Löcher an verschiedenen vertikalen Positionen (L1, L2, L3 in Abb. 4) in den Rezipienten gebohrt und nur eine dünne Restwandstärke belassen. Die Druckkraft wurde mit einem Stift und keramischen Isolator zu einer Kraftmessdose übertragen (Abb. 3).

Die keramische Isolation zur Verhinderung eines Wärmeflusses war notwendig, um die Kraftmessdosen nicht durch erhöhte Temperaturen zu beschädigen. Das System Druckstift/Kraftmessdose verhinderte ein Durchbrechen der Innenwand. Die entsprechenden Bohrungen wurden auch zur Temperaturmessung mittels Thermoelementen genutzt (Abb. 4). Die entsprechenden Messpunkte wurden nahe der Innenwand (T1, T2, T3) und im Zentrum des Rezipienten (T4, T5) angebracht. Die Aufzeichnung der Messwerte erfolgte durch das Programm National Instruments™ LabView 7.0 mit einer Messfrequenz von 100Hz.

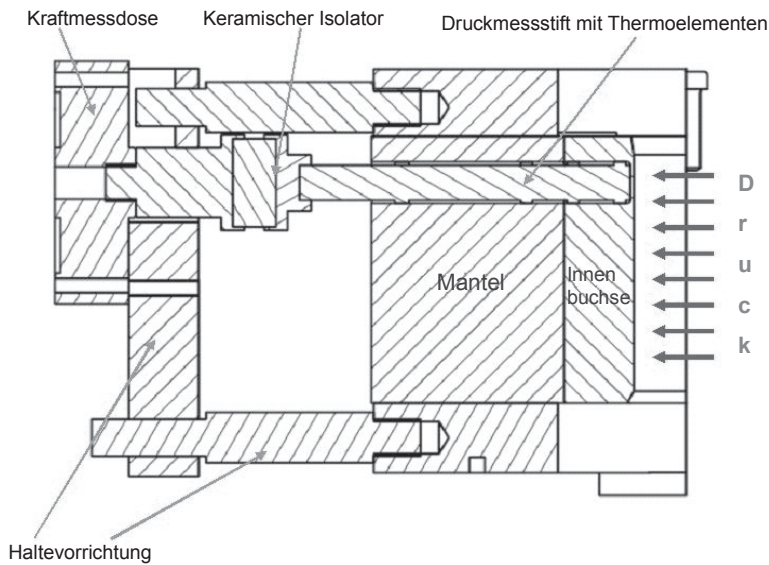


Abb. 3: Skizze eines Druck- und Temperaturmesssystems (hier: oberer Messpunkt L1).

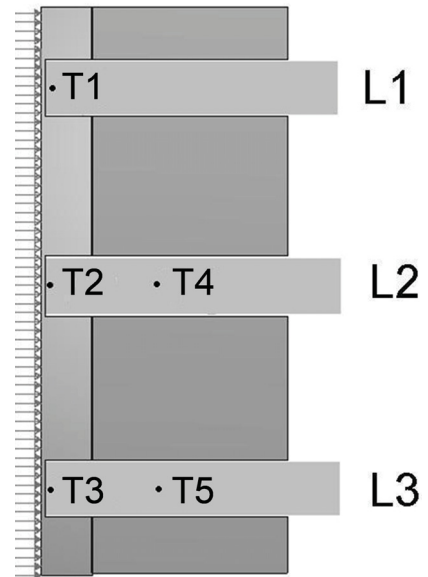


Abb. 4: Schematische Skizze des Rezipienten mit der Position der Temperatur- (T) und Spannungsmesspunkte (L).

4. Experimentelle Validierung und Vergleich

Die drei Spannungs-Messsysteme wurden durch einen hydraulischen Druckabgleichversuch aufeinander abgestimmt. Nach dieser Kalibrierung war es möglich, die drei durch die Kraftmessdosen angezeigten Werte auf reale Druckwerte, wirkend an den unterschiedlichen vertikalen Positionen, umzurechnen. Daraus ergab sich eine Druckverteilung mit dem Maximum im oberen Bereich, abnehmend bis hin zur Matrize. Die einzelnen Druckwerte stiegen bei Pressbeginn sofort auf einen annähernd konstanten Maximalwert an und fielen abrupt ab nachdem der Stempel ihre vertikale Lage passiert hatte.

Im Gegensatz zum industriellen Kupferstrangpressen war es im Miniaturversuch nicht anders möglich als Block auf Block zu pressen, um Komplikationen in der Versuchsdurchführung zu vermeiden. Die höheren Druckspannungen im Experiment (vgl. Abb. 1b und 5) beruhen auf einer Blockabkühlung (Block laden, Pressen mit Schale Wärmeübergang Block- Innenbuchse) die in der Simulation nicht berücksichtigt wurde. Am Ende des Pressvorgangs zeigten die Kraftmessdosen noch Werte an, die auf geringe plastische Deformationen der schmalen Restwandstärke der Innenbuchse zurückzuführen sind.

Zur Ermittlung der thermischen Belastungen wurden Messpunkte direkt hinter der schmalen Membran und in der Mitte des Rezipienten angebracht (Abb. 4). Die im Vergleich zu den simulierten niedrigeren experimentell gemessenen Werte an der Innenbuchsenwand stammen davon, dass die Thermoelemente nicht direkt mit dem Rezipienten sondern mit dem Druckmessstift verschweißt waren. Die zu variierenden Parameter waren die Temperatur des Rezipienten (450°C, 500°C) und des Kupferblocks (850°C, 900°C, 930°C, 950°C), die miteinander kombiniert wurden. Fünf Zyklen wurden als maximale Anzahl pro Parameterkombination gewählt.

Die Kupferblöcke wurden in einem Ofen erwärmt, der Rezipient wurde durch eine Heizmanschette mit 5,4 kW Leistung auf Einsatztemperatur gebracht. Die Vorschubgeschwindigkeit des Stempels von maximal 7mm/s wurde konstant gehalten.

Betrachtet man bei gleichen Rezipiententemperaturen unterschiedliche Blocktemperaturen, konnte man beim Verpressen kälterer Blöcke einen signifikanten Anstieg der Normalspannungen von ca. 200 N/mm² gegenüber höher temperierten feststellen (vgl. Abb. 5 und 6). Die thermische Belastung blieb dabei geringer. Höhere Blocktemperaturen verursachten kurzzeitige Temperaturspitzen, die je nach Differenz der Vorwärmtemperatur bei 30°C bis 80°C über den Spitzen der niedriger vorgewärmten lagen.

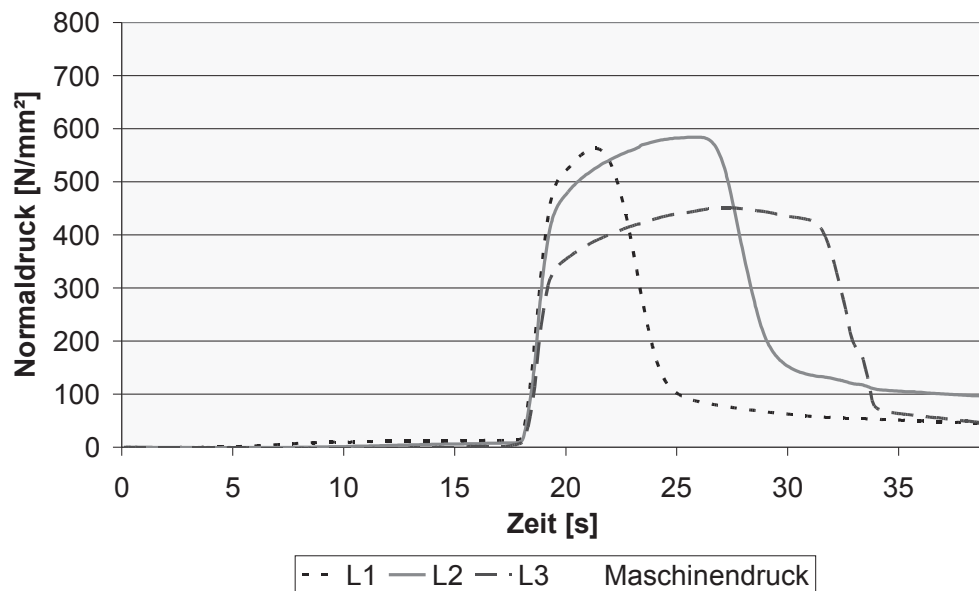


Abb. 5: Normalspannungsbelastung mit den Anfangsbedingungen 930°C Block- und 500°C Rezipiententemperatur im 1. Zyklus.

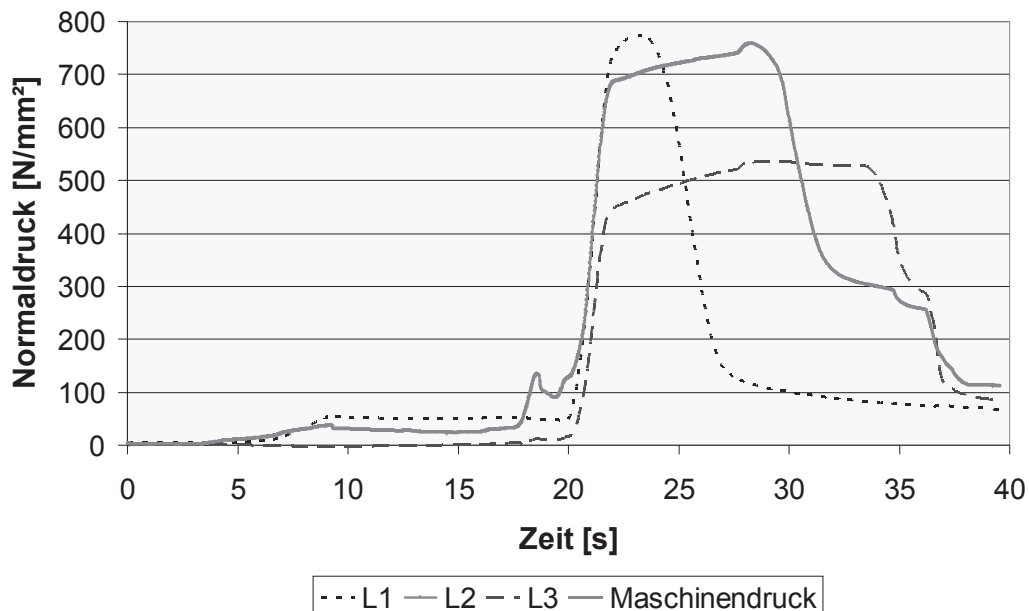


Abb. 6: Normalspannungsbelastung mit den Anfangsbedingungen 850°C Block- und 500°C Rezipiententemperatur im 1. Zyklus.

Nimmt man die gleiche Blocktemperatur (850°C) und wählt eine um 50°C tiefere Rezipiententemperatur, ergibt das teilweise einen Anstieg der Normalspannungsbelastung von über 300 N/mm² (Vgl. Abb. 6 und 7). Zu bemerken ist auch ein plötzlicher Spannungsabfall nach 25 Sekunden in Abb. 7. Der Grund dafür lag in einem Versagen des oberen Messpunktes L1 aufgrund einer Überlastung, wonach etwas Kupfermaterial austrat, was eine kurzzeitige Druckminderung im gesamten Rezipienten zur Folge hatte.

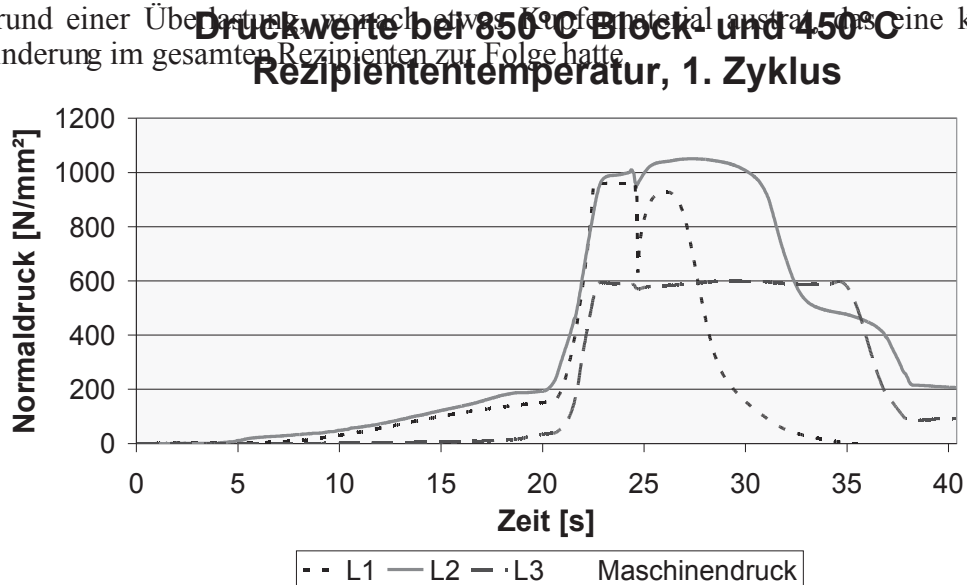


Abb. 7: Normalspannungsbelastung mit den Anfangsbedingungen 850°C Billet- und 450°C Rezipiententemperatur im 1. Zyklus.

In Abb. 8 sind die Druckverläufe für eine um 100°C höhere Blocktemperatur dargestellt, es fehlt der obere Messpunkt L1. Neben den bis zu 400 N/mm² niedrigeren Normalspannungsbelastungen sind vor allem die Spannungsspitzen am Pressbeginn (nach 16-18 Sekunden Messzeit in Abb. 8) erwähnenswert. Sie sind auf das Block auf Block Pressen zurückzuführen, indem der schon kälter gewordene ca. 8 bis 10 mm dicke Restkupferblock bei Pressbeginn erst „durchstoßen“ werden musste.

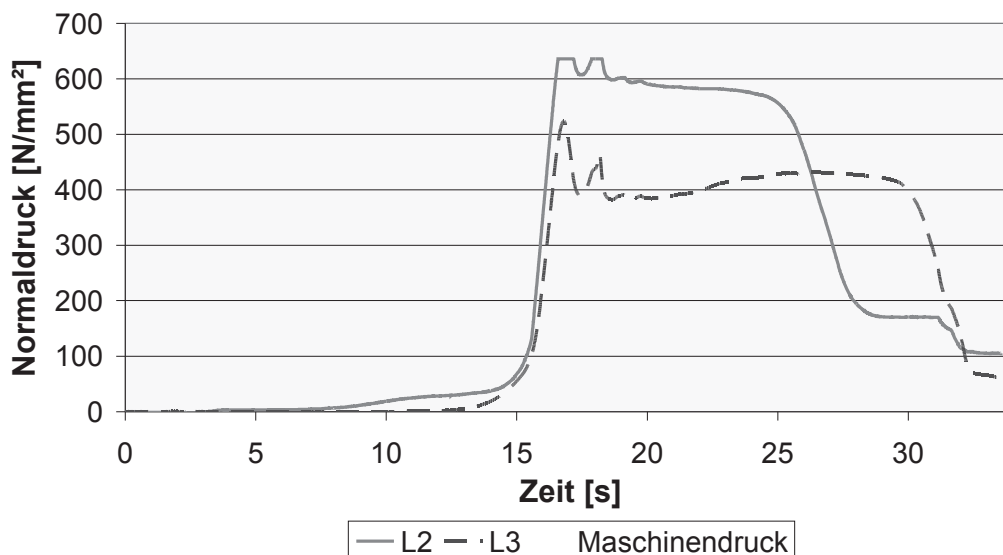


Abb. 8: Normalspannungsbelastung mit den Anfangsbedingungen 950°C Billet- und 450°C Rezipiententemperatur im 5. Zyklus.

Die gemessenen Temperaturwerte zeigen ähnliche Unterschiede in der Temperaturverteilung wie vorhin in der Druckverteilung über die Messpunkte, wenn auch nicht so ausgeprägt. In Abb. 9 wurden die Temperaturkurven der einzelnen Messpunkte auf die gemeinsame Ausgangstemperatur bezogen, um den Trend besser verdeutlichen zu können.

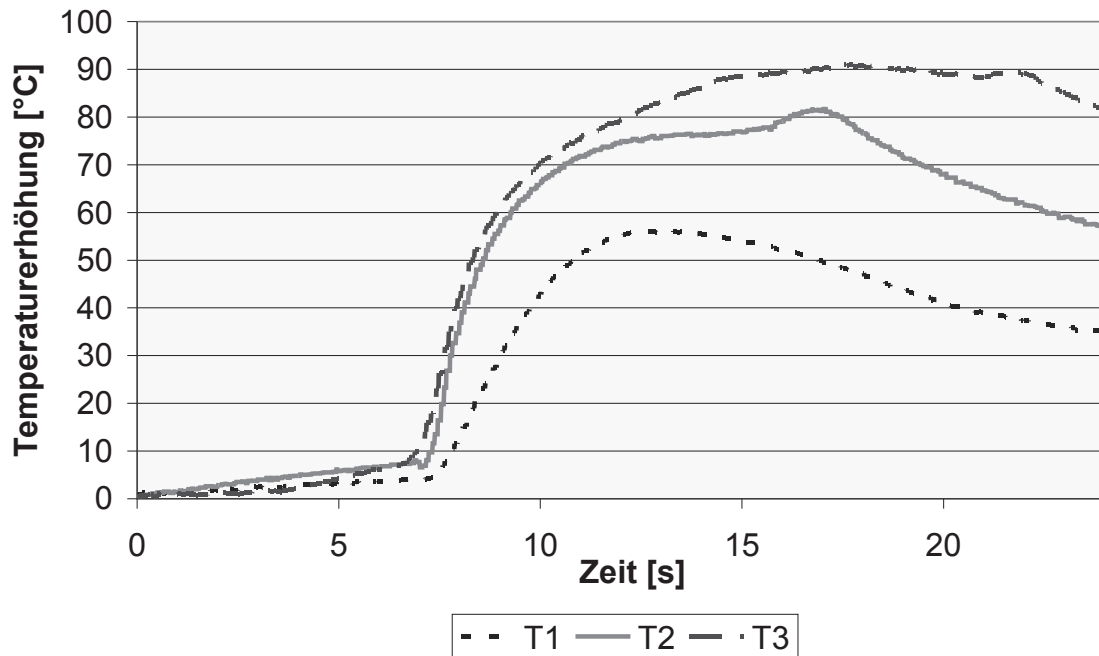


Abb. 9: Temperaturerhöhung während des Presszyklus mit den Anfangsbedingungen 950°C Block- und 450°C Rezipiententemperatur.

Die Maxima der einzelnen Kurven treten zu den Zeitpunkten auf, in denen die Temperaturbelastung durch den heißen Block gerade noch gegeben ist, d.h. ein Abklingen setzt genau dann ein, wenn der Stempel die vertikale Position des jeweiligen Messpunktes nahe der Innenwand der Innenbuchse passiert. Der am längsten und höchsten thermisch belastete Messpunkt ist demnach der am längsten in Kontakt mit dem Block befindliche Punkt T3.

Als Beispiel für den Abgleich der Simulation mit der Messung wurden die Anfangsbedingungen 930°C Block- und 500°C Rezipiententemperatur gewählt (Vergleich von Abb. 10 und Abb. 11). Die Temperatur-Zeit-Verläufe in der Simulation entsprechen denselben geometrischen Positionen wie denen der im Messsystem installierten Thermoelemente. Es soll noch darauf hingewiesen werden, dass mit der Aufzeichnung der Messkurven im Experiment bereits während des Ladevorgangs begonnen wurde, die Aufzeichnung der Kurven in der Simulation aber erst mit dem eigentlichen Beginn des Verpressvorgangs startete.

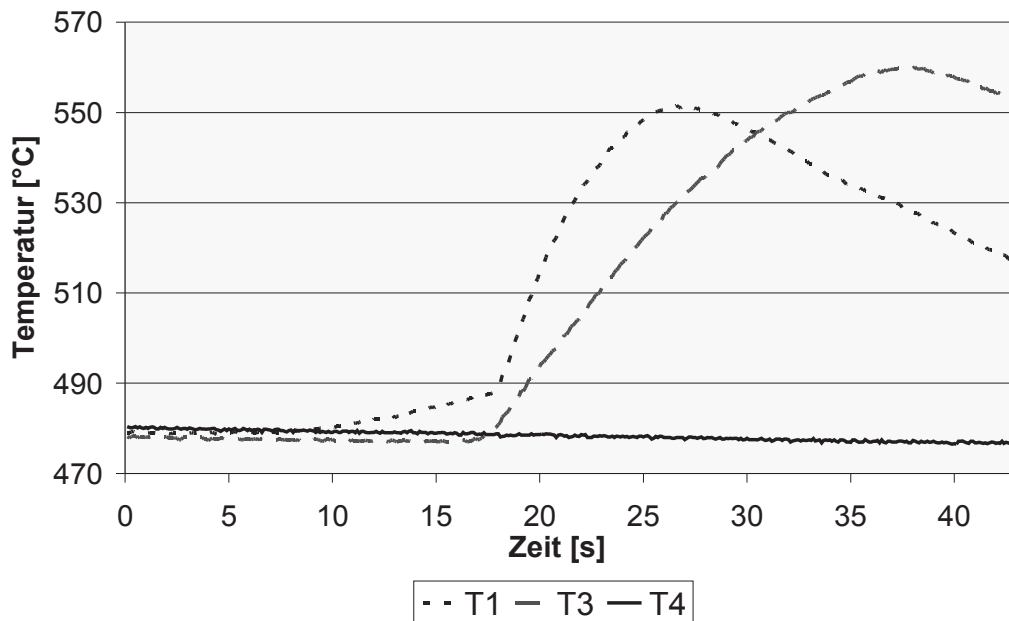


Abb. 10: Temperaturverlauf mit den Anfangsbedingungen 930°C Block- und 500°C Rezipiententemperatur im 5. Zyklus.

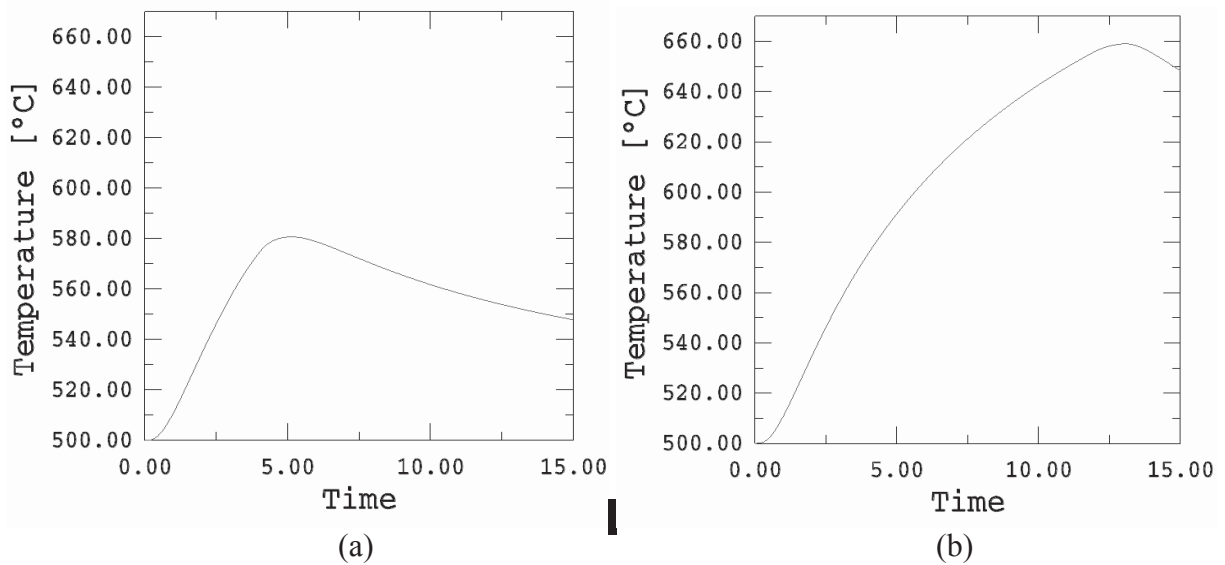


Abb. 11: Simulierter Temperaturverlauf mit den Anfangsbedingungen 930°C Block- und 500°C Rezipiententemperatur im oberen T1 (a) und unteren Messpunkt T3 (b).

Die gemessenen Spitzenwerte sind hier generell tiefer als die simulierten, das einerseits daran gelegen hat, dass die Thermoelemente am kälteren Druckmessstift angeschweißt waren und andererseits der Kupferblock durch den mehrere Sekunden dauernden Ladevorgang etwas kühler wurde und Wärme an den oberen Bereich des Rezipienten abgab, sodass der Block mit einer weitaus niedrigeren Temperatur mit dem unteren Messpunkt in Kontakt trat. Das lässt sich auch in einem flacheren Temperaturanstieg, resultierend aus der niedrigeren Ausgangstemperatur des Blocks in diesem Bereich, feststellen. So stimmt T1 relativ gut im

Verlauf mit der simulierten Kurve überein, während T3 weit darunter liegt, dennoch ist die Tendenz korrekt. In dem in Abb.10 dargestellten Zyklus beginnt der Verpressvorgang genau dann, wenn das gemeinsame, rapide Ansteigen der Temperaturkurven einsetzt.

5. Zusammenfassung

Simulierte Temperatur- und Spannungsverteilungen für einen zweiteiligen Rezipienten zum Strangpressen von Kupfer wurden mit experimentellen Werten aus einem Miniaturstrangpressversuch verglichen, der die in der Simulation berechneten Werte tendenziell gut wiedergeben konnte. Diese Randbedingungen wurden für eine anschließende Simulation der zyklischen Temperatur- und Spannungsentwicklung im Rezipienten verwendet.

Danksagung: Die Autoren danken der Böhler Edelstahl GmbH und der Christian Doppler Forschungsgesellschaft für die Finanzierung dieser Arbeit und den Mitarbeitern des Instituts für Umformtechnik für die tatkräftige Unterstützung der Strangpressversuche.

Literaturnachweis

- [1] C. Sommitsch, R. Sievert, T. Wlanis, B. Günther, V. Wieser, Modelling of Creep-Fatigue in Containers during Aluminium and Copper Extrusion, Computational Materials Science 39, 55- 64, 2007
- [2] V. Wieser, C. Sommitsch, K. Haberfellner, P. Lehofer, New Developments in the Design and Production of Container Assemblies, in: ET '04 – Proceedings of the 8th International Aluminium Extrusion Technology Seminar, Orlando, Florida, 2004
- [3] S. Mayumdar, P.S. Maiya, A Mechanistic Model for Time-dependent Fatigue, J. Eng. Mat. Techn., 102, 159-167, 1980
- [4] C. Sommitsch, T. Wlanis, T. Hatzenbichler, V. Wieser, Creep Fatigue in Extrusion Dies – Modelling and Simulation, STEEL GRIPS 4, No. 1, 51-55, 2006
- [5] F. Krumphals, T. Wlanis, C. Sommitsch, C. Redl, Creep-fatigue of multi-part container during hot extrusion of copper – Simulation and experimental comparison, Computer Methods in Materials Science Vol. 7, 47-53, 2007
- [6] T. Wlanis, C. Sommitsch, T. Hatzenbichler, V. Wieser, Damage simulation of extrusion dies of different geometry and material Computational Materials Science, 2007, in press
- [7] J.-L. Chaboche, F. Gallerneau, An Overview of the Damage Approach of Durability Modelling at Elevated Temperature, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. 24, 405-418, 2001