

EINSATZ VON Si_3N_4 -KERAMIK ALS WERKSTOFF FÜR WALZWERK- ZEUGE ZUM WARMWALZEN VON DRAHT

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der montanistischen Wissenschaften
an der Montanuniversität Leoben

eingereicht von

Dipl.-Ing. Markus Lengauer
Institut für Struktur- und Funktionskeramik
Montanuniversität Leoben

Graz, Leoben, 17. Oktober 2007

Einsatz von Si_3N_4 -Keramik als Werkstoff für Walzwerkzeuge zum Warmwalzen von Draht

Kurzfassung

In Drahtblöcken von Mehrlinienwalzwerken werden üblicherweise Walzringe aus Hartmetall auf WC-Co-Basis eingesetzt. Diese Werkzeuge unterliegen hohem thermisch und mechanisch bedingtem Verschleiß und müssen deshalb oft gewechselt werden. Durch die Walzringwechsel kommt es zu Stillstandszeiten des Walzwerks mit negativen Auswirkungen auf Produktivität und Produktkosten.

Aufgrund der herausragenden Eigenschaften von Siliziumnitrid, wie hoher Härte, Festigkeit und Verschleißbeständigkeit bei Temperaturen bis zu 1000°C sowie der geringen Dichte, bietet sich diese Keramik als eine potentielle Alternative zum Hartmetall an.

Aus den genannten Gründen wurde die Eignung von keramischen Walzen für das Warmwalzen von Draht eingehend untersucht. Dazu wurden Walzversuche mit Walzringen aus Siliziumnitrid im Mehrlinienwalzwerk von Böhler Edelstahl GmbH in Kapfenberg / Österreich, durchgeführt. Neben HSS, Kalt- und Warmarbeitsstählen werden in zunehmendem Maße höchstfeste Nickelbasislegierungen verarbeitet. Letztere besitzen selbst bei der Umformtemperatur von 1050°C noch eine Umformfestigkeit von mehr als 700 MPa, was eine extreme Belastung der Walzwerkzeuge bedeutet.

Parallel zu den Versuchen wurden die in den Walzringen auftretenden mechanischen und thermischen Spannungsfelder numerisch berechnet und die Situation aus der Sicht der Bruchmechanik analysiert. Es konnte eine gute Übereinstimmung zwischen den fraktografischen Untersuchungen und den theoretischen Vorhersagen erzielt werden.

Mit den theoretisch gewonnenen Resultaten können Schadensursache und Schadensentwicklung qualitativ und quantitativ erklärt werden. Weiters konnten die Grenzen der Anwendbarkeit von Si_3N_4 -Walzringen definiert werden. Eine aus den gewonnenen Erkenntnissen abgeleitete modifizierte Walzringeinspannung, welche zu einer erhöhten Lebensdauer führt, wurde zum Abschluss der Arbeiten noch erprobt. Eine weiter verbesserte Walzringeinspannung wurde bisher nur aus theoretischer Sicht behandelt.

Die Arbeit sollte zu einem besseren Verständnis der vorhandenen thermischen und mechanischen Beanspruchungen sowie der Einsatzmöglichkeiten und -grenzen von Hochleistungskeramik bei der Metallumformung beitragen.

Schlüsselbegriffe: Walzen, Siliziumnitrid, Kontaktspannungen, Thermische Spannungen, Bruch

Application of Si₃N₄-ceramic as material for rolling tools for hot rolling of wire

Abstract

In the stands of the finishing line of multiline rolling mills, rings made of WC-Co-base cemented carbides are usually used as tools. These tools are subjected to high thermal and mechanical loads and have to be replaced frequently due to wear or thermal cracking. This causes shut down times of the rolling mill with its negative consequences on productivity and product costs.

Due to the outstanding properties of silicon nitride, as high hardness, strength and wear resistance at temperatures up to 1000 °C as well as the low density, this ceramic is a possible alternative to cemented carbides.

In this work the suitability of ceramic rolls as tools for wire-hot-rolling is investigated thoroughly. Therefore rolling experiments were performed in the multi-line rolling mill at Boehler Edelstahl GmbH in Kapfenberg, Austria. Beside high-speed, cold- and hot-work tool steels an increasing fraction of nickel-base-superalloys are processed. The latter have yield strengths above 700 MPa even at deformation temperatures of 1050 °C, which represents excessive loading for the tools.

Parallel to the experiments the mechanical and thermal stress fields were computed numerically and the crack growth was analysed with fracture-mechanical methods. A good agreement between experimental observations and theoretical predictions could be achieved.

The theoretical results explain the reason for the damage and qualitatively and quantitatively predict the damage-development. Furthermore the limits for the application of Si₃N₄ as rolling tools could be determined. Based on the gained insight, a modified roll-clamping in the stand with the purpose of prolonging the lifetime could be suggested and was also tested. A further improved roll clamping was investigated theoretically.

The work should bring a better understanding of the thermally and mechanically imposed stresses in ceramic rolls as well as possibilities and limits of application of high performance ceramics in metal forming.

Keywords: Rolling, Silicon nitride, Contact stresses, Thermal stresses, Fracture

Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass die vorliegende Arbeit von mir selbständig und nur unter Verwendung der angeführten Literatur erstellt wurde.

Graz, Leoben, 17. Oktober 2007

(Markus Lengauer)

Danksagung

Dass diese Arbeit zu einem erfolgreichen Abschluss geführt werden konnte, wurde durch die Unterstützung und Mithilfe mehrerer Personen ermöglicht. Herzlichst bedanken möchte ich mich deshalb

bei meinem Doktorvater Univ.-Prof. Mag. et Dr.rer.nat Robert Danzer (Montanuniversität Leoben) für die Betrauung mit dieser interessanten und herausfordernden Arbeit sowie für die intensive und sehr gewissenhafte Betreuung und sein stetiges Interesse an deren Gelingen,

bei Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Bruno Buchmayr (Montanuniversität Leoben) für die Bereitschaft zur Begutachtung des umformtechnischen Teiles dieser Arbeit,

bei Dipl.-Ing. Dr.mont. Walter Zleppnig (Böhler Edelstahl) für die Bereitwilligkeit zur Durchführung der zahlreichen Walzversuche mit den keramischen Walzringen und die kompetenten Auskünfte hinsichtlich produktionstechnischer Fragestellungen,

bei Ing. Hugo Findenigg (Böhler Edelstahl) für die Zusammenstellung, Übermittlung und Erläuterung der bei den Walzversuchen vorhandenen Parameter, welche sowohl für die Durchführung als auch für die Validierung der numerischen Berechnung von hohem Wert waren,

bei Dipl.-Ing. Walter Harrer (Montanuniversität Leoben), der für die Bestimmung der mechanischen Kennwerte der verwendeten Keramikwalzen sowie für deren fraktographische Untersuchungen zuständig war,

bei Ao. Univ.-Prof. et Prof. (FH) Dipl.-Ing. Dr.mont. Domagoj Rubeša für unzählige fachliche und methodische Ratschläge insbesondere auf den Gebieten der Kontakt- und Bruchmechanik.

Liste der verwendeten Symbole

Lateinische Buchstaben:

A_0	Querschnittsfläche des Walzgutes vor der Umformung [mm ²]
A_1	Querschnittsfläche des Walzgutes nach der Umformung [mm ²]
A	Fläche [mm ²]
A_d	projizierte, gedrückte Fläche des Drahtes beim Walzen [mm ²]
A^*	Materialparameter [s ⁻¹]
a	Risslänge [μm]
a_0	Startrisslänge [μm]
a_c	kritische Risslänge [μm]
a_e	Risslänge nach Phase der instabilen Rissausbreitung [μm]
a_f	Risslänge bei Walzenbruch [μm]
a_1	Parameter für Näherungsfunktion [MPa]
a_2	Parameter für Näherungsfunktion [MPa]
b_0	Breite des Walzgutes vor der Umformung [mm]
b_1	Breite des Walzgutes nach der Umformung [mm]
b_m	mittlere Breite [mm]
b_{0m}	mittlere Breite vor der Umformung [mm]
b_{1m}	mittlere Breite nach der Umformung [mm]
$b_{m,OP}$	mittlere Breite nach OROWAN-PASCOE [mm]
$b_{\text{äqu},0}$	äquivalente Blechbreite am Einlauf [mm]
$b_{\text{äqu},1}$	äquivalente Blechbreite am Auslauf [mm]
$b_{\text{äqu},m}$	mittlere äquivalente Blechbreite [mm]
C_s	Risswachstumskoeffizient bei statischer Belastung [m s ⁻¹]
C_z	Risswachstumskoeffizient bei zyklischer Belastung [m / Zyklus]
C'	Skalierungsfaktor für die Flächenpressungsverteilung [-]
C''	Umrechnungsfaktor von mittlerer Flächenpressung auf Zugspannung [-]
c_p	spezifische Wärmekapazität [J kg ⁻¹ K ⁻¹]
D_{1a}	Arbeitsdurchmesser der Walze [mm]
D_W	Walzendurchmesser [mm]
E	Elastizitätsmodul [MPa]
f_i, f_{III}	Parameter für Potenzfunktion
$f(a)$	Geometriefaktor in Abhängigkeit von der Risslänge a [-]
F	Walzkraft [N]
F_{Cel}	Walzkraft nach CELIKOW [N]
F_{OP}	Walzkraft nach OROWAN-PASCOE [N]

G	Schubmodul [MPa]
H	Härte [MPa]
h_0	Höhe des Walzgutes vor der Umformung [mm]
h_1	Höhe des Walzgutes nach der Umformung [mm]
h_F	Höhe des Walzgutes in der FlieÙscheide [mm]
h_m	mittlere Höhe während der Umformung [mm]
h_{0m}	mittlere Höhe vor der Umformung [mm]
h_{1m}	mittlere Höhe nach der Umformung [mm]
h_{max}	maximale Höhe [mm]
$h_{m,OP}$	mittlere Höhe im Walzspalt nach OROWAN-PASCOE [mm]
Δh	Höhenabnahme während der Umformung [mm]
Δh_m	Abnahme der mittleren Höhen während der Umformung [mm]
K_{lc}	Bruchzähigkeit [$\text{MPa m}^{1/2}$]
K_I	Spannungsintensitätsfaktor [$\text{MPa m}^{1/2}$]
K_I^r	Spannungsintensitätsfaktor des Referenzlastfalls [$\text{MPa m}^{1/2}$]
k_f	Umformfestigkeit [MPa]
k_{fm}	mittlere Umformfestigkeit [MPa]
$k_{f,vonMises}$	FlieÙspannung nach von Mises [MPa]
$k_{f,Tresca}$	FlieÙspannung nach Tresca [MPa]
$k_{f,Lode}$	FlieÙspannung nach Lode [MPa]
k_r	Reibungsbedingter zusätzlicher FlieÙwiderstand [MPa]
k_w	Umformwiderstand [MPa]
l_0	Länge eines Abschnittes vor der Umformung [mm]
l_1	Länge eines Abschnittes nach der Umformung [mm]
l_d	gedrückte Länge [mm]
m	Weibullmodul [-]
N_c	Anzahl der Walzenumdrehungen bis zum Erreichen der kritischen Risslänge [U]
N_f	Anzahl der Walzenumdrehungen bis zum Bruch der Walze [U]
$N_{U,1K}$	Anzahl der Walzenumdrehungen für die Verarbeitung eines 380 kg Knüppels aus Nicrofer 6020 im DB03 [U]
$N_{U,5 t kg}$	Anzahl der Walzenumdrehungen für die Verarbeitung von 5 t Nicrofer 6020 im DB03 [U]
n_w	Drehzahl der Walze [U min^{-1}]
n_s	Risswachstumsexponent bei statischer Belastung [-]
n_z	Risswachstumsexponent bei zyklischer Belastung [-]
n^*	Materialparameter für Nicrofer 6020 [-]
p	Druck, Flächenpressung [MPa]
p_m	mittlere Flächenpressung (Walzdruck) im Walzspalt [MPa]

P	Leistung [W]
Q^*	Aktivierungsenergie [J mol^{-1}]
R	allgemeine Gaskonstante mit $8,314 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$
r	Kaliberradius [mm]
r_B	Radius des Rissbogens auf der Oberfläche [mm]
s	Walzspalt [mm]
s	Integrationsvariable [mm]
T	Temperatur [$^{\circ}\text{C}$]
T_D	Drahttemperatur [$^{\circ}\text{C}$]
T_W	Kühlwassertemperatur [$^{\circ}\text{C}$]
t	Zeit [s]
t	Kalibertiefe [mm]
t_D	Kontaktzeit einer Stelle an der Walze mit dem Draht [s]
t_U	Dauer für eine Walzenumdrehung [s]
t_1	Parameter für Näherungsfunktion [m^{-1}]
t_2	Parameter für Näherungsfunktion [m^{-1}]
V_0	Volumen eines Bereiches vor der Umformung [mm^3]
V_1	Volumen eines Bereiches nach der Umformung [mm^3]
v_0	Eintrittsgeschwindigkeit des Walzgutes in den Block [m s^{-1}]
v_1	Austrittsgeschwindigkeit des Walzgutes aus dem Block [m s^{-1}]
v_s	Risswachstumsgeschwindigkeit bei statischer Belastung [m s^{-1}]
v_z	Risswachstumsgeschwindigkeit bei zyklischer Belastung [m / Zyklus]
v_w	Umfangsgeschwindigkeit der Walze [m s^{-1}]
v^r	Referenzverschiebung [m]
x_I, x_{III}	Parameter für Potenzfunktion
x	Koordinate in Walzenbreitenrichtung [m]
y	Koordinate in Walzenumfangsrichtung [m]
z	Koordinate in Walzentiefenrichtung [m]

Griechische Buchstaben:

α	Greifwinkel [°]
α_{th}	thermischer Wärmeausdehnungskoeffizient [K ⁻¹]
α_D	Wärmeübergangskoeffizient zwischen Draht und Walze [W m ⁻² K ⁻¹]
α_W	Wärmeübergangskoeffizient zwischen Kühlwasser und Walze [W m ⁻² K ⁻¹]
α^*	Materialparameter für Nicrofer 6020 in mm ² N ⁻¹
β	Breitungsgrad [-]
γ_m	mittlerer Stauchgrad [-]
δ	Fließscheidenwinkel [°]
ζ	Beiwert zur Bestimmung des Umformwirkungsgrades [-]
η	Umformwirkungsgrad [-]
θ	Winkelcoordinate am Walzring [°]
λ	Längungsgrad [-]
λ_{th}	Wärmeleitfähigkeit [W m ⁻¹ K ⁻¹]
μ	Reibungszahl zwischen Walze und Walzgut [-]
ν	Querkontraktionszahl [-]
ρ	Dichte [kg/m ³]
σ	Spannung allgemein [MPa]
σ_0	Parameter für Näherungsfunktion [MPa]
σ_1	erste Hauptspannung [MPa]
σ_2	zweite Hauptspannung [MPa]
σ_3	dritte Hauptspannung [MPa]
σ_{b0}	charakteristische Biegefestigkeit [MPa]
σ_p	Scheitelspannung der Fließkurve für Nicrofer 6020 [MPa]
σ_r	Referenzspannung [MPa]
τ_R	Reibspannung zwischen Draht und Walze [MPa]
φ	Winkelposition auf der Walze [°]
φ_b	Umformgrad in Breitenrichtung [-]
$\varphi_{h,m}$	mittlerer Umformgrad in Höhenrichtung [-]
φ_l	Umformgrad in Längsrichtung [-]
φ_v	Vergleichsumformgrad [-]
$\dot{\varphi}_h$	Umformgeschwindigkeit in Höhenrichtung [s ⁻¹]
$\dot{\varphi}_v$	Vergleichsumformgeschwindigkeit [s ⁻¹]

Inhaltsverzeichnis

1.	Einleitung	1
2.	Das Warmwalzen von Draht	5
2.1.	Allgemeines	5
2.2.	Begriffe und Definitionen des Walzvorganges	7
2.2.1.	Umformfestigkeit und Fließbedingungen	11
2.2.2.	Umformwiderstand	14
2.2.3.	Walzkraft	16
3.	Das Böhler-Mehrlinienwalzwerk	19
3.1.	Das MLW im Überblick	19
3.2.	Der Drahtblock	27
3.2.1.	Aufbau	27
3.2.2.	Kaliberformen	29
3.2.3.	Walzenwerkstoff	30
3.2.4.	Verarbeitete Drahtwerkstoffe	31
3.2.5.	Walzparameter	32
4.	Walzversuche mit Si_3N_4-Walzen	34
4.1.	Materialeigenschaften der Si_3N_4 -Walzen	34
4.2.	Fertigungsqualität der Si_3N_4 -Walzen	37
4.3.	Durchgeführte Walzversuche	42
4.3.1.	Übersicht	42
4.3.2.	Versuchsergebnisse	45
4.3.3.	Festgestellte Schadenstypen	48
5.	Walzparameter im Gerüst DB03	67
6.	Berechnung der thermischen Spannungen	75
6.1.	Finite-Elemente-Modellierung	75
6.1.1.	Allgemeines	75
6.1.2.	Wärmeübergangskoeffizient Draht – Walze	77
6.1.3.	Wärmeübergangskoeffizient Kühlwasser – Walze	78
6.1.4.	Ermittlung von notwendiger Netzdichte und Zeitschrittweite	79
6.1.5.	Aufbau des 2-D-Modells	82
6.2.	Temperaturverteilung in der Walze	85
6.3.	Thermische Spannungen	90
6.4.	Zusammenfassung der Ergebnisse der thermischen Berechnung	93
7.	Berechnung der strukturmechanischen Spannungen	95
7.1.	Analytische Abschätzung der Spannungen	95
7.2.	2-D-Finite-Elemente-Berechnung	97

7.2.1.	Allgemeines	97
7.2.2.	2-D-Finite-Elemente-Modell	98
7.2.3.	Ergebnisse der 2-D-Berechnung	101
7.3.	3-D-Finite-Elemente-Berechnung	112
7.3.1.	Allgemeines	112
7.3.2.	Finite-Elemente-Netz	113
7.3.3.	Ergebnisse der 3-D-Berechnung	116
7.3.4.	Abschätzung der maximalen Zugspannungen bei der Walzung beliebiger Materialien in anderen Drahtblöcken	130
7.4.	Untersuchung einer modifizierten Walzeneinspannung	134
7.4.1.	Beschreibung der modifizierten Einspannung	134
7.4.2.	Finite-Elemente-Modell	137
7.4.3.	Ergebnisse der Berechnung	138
7.5.	Mögliche Walzringspannung zur weiteren Steigerung der Druckspannungen in der Walzspur	143
7.6.	Zusammenfassung der Ergebnisse der strukturmechanischen Berechnung	147
8.	Bruchmechanische Betrachtung der Walzen	150
8.1.	Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren	150
8.1.1.	Wahl des Referenzlastfalles	150
8.1.2.	Methode der Gewichtsfunktionen	152
8.1.3.	Wahl des Pfades für die Berechnung von $K_I(a)$	154
8.1.4.	Auswertung der Spannungen entlang des Pfades	156
8.1.5.	Spannungsintensitätsfaktoren für den gefundenen Riss an der Position 2	159
8.1.6.	Abschätzung der Spannungsintensitätsfaktoren für einen Riss ausgehend von der höchstbeanspruchten Stelle auf der Walzspur (Pos. 3)	163
8.1.7.	Abschätzung der Spannungsintensitätsfaktoren für einen Riss ausgehend von der Pos. 3 für die Schraubenspannung des Walzrings mit 1000 kN	165
8.2.	Gegenüberstellung des theoretischen Rissverlaufes mit einem gefundenen Riss	167
8.3.	Abschätzung der zyklischen Risswachstumsparameter n_z und C_z aus den Versuchsergebnissen	170
8.4.	Zusammenfassung der Ergebnisse der bruchmechanischen Berechnungen	177
9.	Abschließende Bemerkungen	179
	Literatur	184

Anhang A	Walzparameter in den Walzversuchen	189
	Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 1	189
	Kalibergeometrie und Versuchsparameter	189
	Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 2	191
	Kalibergeometrie und Versuchsparameter	191
	Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 3	194
	Kalibergeometrie und Versuchsparameter	194
	Versuch mit den Walzenpaaren Nr. 4 u. 5	194
	Kalibergeometrie und Versuchsparameter	194
	Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 6	197
	Kalibergeometrie und Versuchsparameter	197
Anhang B	Ermittlung der Materialkennwerte für Nicrofer 6020	200
Anhang C	Ermittlung der notwendigen Netzdichte für Walze und Draht	208

1. Einleitung

Aufgrund der im letzten Jahrzehnt ständig zunehmenden Nachfrage nach höchstfesten Nickelbasislegierungen werden Umformwerkzeuge aus Hartmetall den stetig steigenden Anforderungen im Walzbetrieb oft nicht mehr gerecht. Speziell beim Warmwalzen von Draht sind die Walzringe durch hohe Umformkräfte und Temperaturen bis an ihre Grenzen beansprucht. Diese Bedingungen bewirken einen hohen Verschleiß der Werkzeuge, wodurch eine kontinuierliche Produktion nur für begrenzte und zum Teil unbefriedigend geringe Zeit möglich ist. Neben den Werkzeugkosten selbst sind es vor allem die Produktionsstillstände während des Werkzeugwechsels, welche in zunehmendem Umfang zu den Produktkosten beitragen.

Der Wunsch nach konstanter oder verbesserter Produktqualität und Produktionsraten trotz eines höheren Anteils an schwerer zu verarbeitenden Drahtwerkstoffen war die Motivation zur Suche nach alternativen Walzringwerkstoffen. Stahl- und Hartmetallwalzen wurden über Jahrzehnte laufend weiterentwickelt, stoßen aber zunehmend an die Grenzen der Entwicklungsfähigkeit. Im Gegensatz dazu besitzen alternative Werkstofflösungen, wie die noch relativ jungen Hochleistungskeramiken, noch ein deutliches Entwicklungspotential. Aufgrund ihrer hohen Härte, Druckfestigkeit und Verschleißbeständigkeit, ihrer ausgezeichneten Temperaturbeständigkeit sowie geringer Dichte ist diese Materialklasse eine mögliche Alternative zu Hartmetallen.

Aus der Gruppe der keramischen Werkstoffe besitzt vor allem Siliziumnitrid (Si_3N_4) das interessanteste Eigenschaftsprofil im Hinblick auf die thermischen und mechanischen Anforderungen. In erster Linie sind es die hohe Härte und Druckfestigkeit, die den Werkstoff für das überwiegend kontakt- und druckbeanspruchte Walzwerkzeug empfehlen. Weiters sind die Adhäsionskräfte zwischen Si_3N_4 und metallischen Werkstoffen geringer als bei Hartmetall, was sich in einer wesentlich geringeren Reibung und höheren Verschleißbeständigkeit auswirkt. Aufgrund der geringen Wärmeausdehnung und des hohen E-Moduls auch bei hohen Temperaturen ist

eine hohe Formtreue gewährleistet, die sich in einer guten Oberflächenqualität des Walzgutes und dessen Maßhaltigkeit niederschlägt. Die ebenfalls bessere Temperaturwechselbeständigkeit von Si_3N_4 könnte eine Reduzierung des Kühl- und Schmiermittelbedarfs ermöglichen. Nicht zuletzt ist Si_3N_4 auch aus chemischer Sicht (Oxidations-, Korrosionsbeständigkeit) Hartmetallen überlegen.

Die geringe Dichte von Si_3N_4 – sie beträgt mit $3,2 \text{ kg/dm}^3$ nur etwa ein Fünftel der Dichte von Hartmetallen – bringt zwei positive Effekte mit sich: Zum einen ist der Energieaufwand für die Beschleunigung der Walzringe auf die Betriebsdrehzahl durch den Elektromotorantrieb wesentlich geringer, und zum zweiten wird der Walzringtausch für einen Monteur erheblich erleichtert.

Die bislang größten Hürden für die Verwendung von Si_3N_4 als Walzenwerkstoff waren die im Vergleich zu Hartmetallen nur etwa halb so große Bruchzähigkeit und Zugfestigkeit. In Hartmetallen entwickeln sich im Gebrauch durch die Temperaturwechselbelastung häufig Rissnetzwerke an der Oberfläche, die jedoch nicht zu einem plötzlichen Bruch des Walzringes führen, sondern rechtzeitig erkannt und mittels einer Schleifbearbeitung wieder entfernt werden können. Bei Keramiken hingegen können selbst kleinste, kaum detektierbare Risse in kürzester Zeit auf kritische Länge anwachsen und zur Zerstörung des Bauteils führen. Trotz der in den letzten Jahrzehnten erzielten Steigerung der Bruchzähigkeit von keramischen Werkstoffen ist das Problem der Betriebssicherheit unter dem Aspekt der Werkstoffsprödigkeit noch immer präsent. Nicht zuletzt sei auch die bei Keramiken typische hohe Streuung der Festigkeit und deren Bauteilgrößenabhängigkeit erwähnt. Um die – der Materialklasse immanenten – Streuung der Festigkeit in Grenzen zu halten, ist eine aufwendige Qualitätssicherung beginnend bei der Pulverherstellung, der Masseaufbereitung und -verdichtung zum Grünkörper, der Grün- und Hartbearbeitung und beim Sintern notwendig, damit Bauteile mit einem reproduzierbaren Eigenschaftsprofil hergestellt werden können.

Aus ökonomischer Sicht ist wegen der ähnlichen sintertechnischen Herstellungsrouten von Hartmetallen und Keramiken nur aufgrund der etwas höheren Kosten für das Pulver und die Endbearbeitung mit geringfügig höheren Herstellkosten für keramische Walzringe zu rechnen. Diese Mehrkosten können jedoch durch die Standzeiterhöhung und eine höhere Produktqualität kompensiert werden.

Zu Beginn der 90er Jahre wurden in Japan die ersten Versuche mit keramischen Walzen durchgeführt [1]. Die besten Resultate wurden mit Si_3N_4 und SiAlON en erzielt. So konnten beispielsweise im Vergleich zu Stahlwerkzeugen Flachbänder mit einer um 30 % geringeren Dicke gewalzt werden. In Frankreich wurden Mitte der 90er Jahre Walzexperimente mit Si_3N_4 -Walzen gefahren, das Projekt wurde aus Kostengründen und wegen der nicht reproduzierbaren Bauteileigenschaften nicht weiterverfolgt. In Folge wurde im Rahmen eines BRITE-EURAM-Projekts BRPR-CT96-0343: „Large components of silicon nitride ceramics for rolling operations in the steel working industry“ [2] an der Herstellung und Untersuchung keramischer Drahtwalzen gearbeitet. Dabei wurden mit Walzringen mit bis zu 200 mm Durchmesser Heiß- und Kaltwalzversuche erfolgreich durchgeführt.

Im Rahmen eines MaTech-Projekts des Fraunhofer-Instituts für Werkstoffmechanik in Freiburg im Breisgau, Deutschland, wurde die Entwicklung von keramischen Werkzeugen für die Metallumformung im Jahre 1996 von deutschen und österreichischen Firmen und Forschungseinrichtungen erneut aufgegriffen. Die hier vorliegende Doktorarbeit ist ein Teilergebnis dieser fruchtbaren Zusammenarbeit.

Die Arbeit ist im wesentlichen wie folgt aufgebaut: In Abschnitt 2 werden zunächst die wichtigsten Begriffe und Definitionen des Warmwalzprozesses erläutert und einige klassische Berechnungsmethoden für die wichtigsten Walzparameter vorgestellt. Abschnitt 3 enthält einen groben Überblick über das Mehrlinienwalzwerk von Böhler Edelstahl, eine detailliertere Beschreibung des Drahtblocks (in dem die keramischen Walzringe eingesetzt wurden) und eine Übersicht der verarbeiteten Drahtwerkstoffe. Die Walzversuche mit den Si_3N_4 -Walzringen und die aus den fraktografischen Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse sind in Abschnitt 4 beschrieben. In Abschnitt 5 werden aus den im Drahtblock 03 (DB03) bei der Walzung von Nicrofer 6020 vorliegenden Prozessparametern die Breitung und Längung des Drahtes sowie Walzkraft und mittlerer Walzdruck nach den klassischen Methoden berechnet, die als Werte für eine Validierung der Ergebnisse der numerischen Berechnung dienen. Abschnitt 6 enthält die thermische Berechnung des Walzvorganges. Zunächst werden die Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt, dann mittels numerischer Berechnung das transiente Temperaturfeld im Walzring berechnet und aus diesem die thermomechanischen Spannungen. Abschnitt 7 befasst sich mit der strukturmechanischen Berechnung des Walzvorganges im DB03. Sowohl die Beanspruchungen für die bisher übliche Einspannung des Walzrings im

Drahtblock wurden berechnet, als auch jene für eine modifizierte (und getestete) Version und den Fall einer Walzringspannung zwischen zwei verschraubten Stahlringen. In Abschnitt 8 folgt die bruchmechanische Betrachtung der Problematik. Mittels der Methode der Gewichtsfunktionen werden die Spannungsintensitätsfaktoren für von der Walzspur ausgehende Risse berechnet. Der Einfluss verschiedener Walzringspannvarianten auf die Spannungsintensitätsfaktoren und in Folge auf die Lebensdauer der keramischen Werkzeuge wird ebenfalls analysiert.

In Anhang A sind die Prozessparameter (Geometrien, Geschwindigkeiten, gewalzten Werkstoffe) der einzelnen Walzversuche zusammengefasst. Anhang B enthält die Ableitung der Fließkurve für Nicrofer 6020 für die im DB03 herrschenden Bedingungen und in Anhang C ist die Ermittlung der notwendigen Netzdichten für die numerische Simulation dargelegt.

2. Das Warmwalzen von Draht

2.1. Allgemeines

Das Walzen [3] ist eine von mehreren Möglichkeiten, um einen Werkstoff mittels einer nichtspanenden Bearbeitung in die gewünschte Endform zu bringen. Dabei läuft der Werkstoff durch den Spalt zwischen zwei sich drehenden Walzen. Aufgrund der dabei auf ihn wirkenden Druckkräfte wird das Material bildsam geformt. Beim Walzen von Draht bewegt sich das Walzgut senkrecht zu den Walzachsen durch den Walzspalt. Diese Form des Walzens wird deshalb als Längswalzen bezeichnet.

Mit dem Begriff Warmwalzen (oder allgemeiner, Warmumformung) werden Umformvorgänge bezeichnet, bei denen die Rekristallisationsgeschwindigkeit im zu verformenden Werkstoff höher ist als die Geschwindigkeit mit der die Verformung abläuft [3]. Die Rekristallisation erzeugt ein versetzungsarmes und somit leicht verformbares Gefüge. Bei der Warmumformung liegt also in jeder Phase des Umformvorganges, unabhängig vom Umformgrad, ein duktiler Gefüge vor. Da die Kaltverfestigung (welche auf der Bildung von Versetzungen beruht) entfällt, nimmt die Fließkurve für die Warmumformung für geringe Umformgeschwindigkeiten einen horizontalen Verlauf [4]. Die Fließkurve ist die aus der Verformung im einachsigen Fall ermittelte wahre Spannungs-Dehnungskurve. Da in der Umformtechnik der Bereich der plastischen Verformung im Vordergrund steht, wird bei der Darstellung von Fließkurven der elastische Bereich üblicherweise nicht eingezeichnet.

Bei sehr hohen Umformgeschwindigkeiten tritt jedoch, trotz Walzen oberhalb der Rekristallisationstemperatur, eine Verfestigung des Werkstoffes während der Umformung ein, da die Verfestigungsprozesse (Bildung von Versetzungen) schneller als die Entfestigungsprozesse (Erholung und Rekristallisation) vonstatten gehen [3]. Da eine hohe Versetzungsdichte eine hohe Treibkraft für die Rekristallisation

bedeutet, kann es bei hohen Verformungsgraden noch während des Umformvorganges zu Subkornbildung (dynamische Rekristallisation) und Polygonisierung (dynamische Erholung) kommen. Damit ist ein Absinken der Fließspannungskurve bei hohen Verformungsgraden verbunden. Letzteres trifft zum Beispiel auf die Ni-Basis-Legierung NiCr21Mo9Nb (kurz: Nicrofer 6020) zu, deren Umformung in dieser Arbeit besondere Beachtung geschenkt wird. Abbildung 1 zeigt Fließkurven für eine Nickelbasis-Legierung ähnlicher Zusammensetzung (Pyromet 625) für unterschiedliche Temperaturen und Umformgeschwindigkeiten.

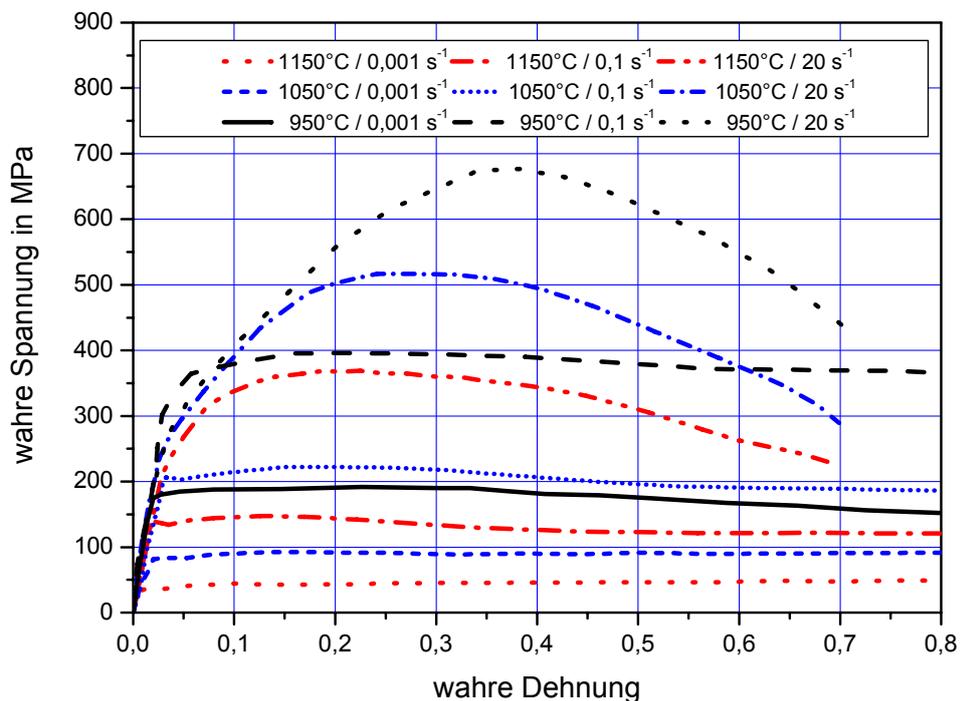


Abbildung 1: Einfluss von Umformtemperatur in °C und -geschwindigkeit in s^{-1} auf den Verlauf der Fließkurven für Pyromet 625 [5].

In obiger Abbildung sind bereits alle drei Prozessparameter, die Einfluss auf die auftretenden Spannungen und Kräfte bei der Umformung haben, enthalten: die Umformtemperatur, die Umformgeschwindigkeit (oder Dehnrates) und der Umformgrad (oder Dehnung).

Um die beim Umformprozess auftretenden Werkzeugbeanspruchungen darzustellen, ist es zweckmäßig, die Arbeit mit einer ausführlichen Erläuterung der Vorgänge beim Walzen und der verwendeten Begriffe zu beginnen. Im folgenden Abschnitt werden deshalb zunächst der Walzvorgang und die ihn charakterisierenden Größen beschrieben.

2.2. Begriffe und Definitionen des Walzvorganges

Die wichtigsten zur Beschreibung des Drahtwalzens notwendigen Begriffe und Definitionen können anhand der Vorgänge beim grafisch etwas einfacher darstellbaren Flachwalzen (Abbildung 2) erläutert werden.

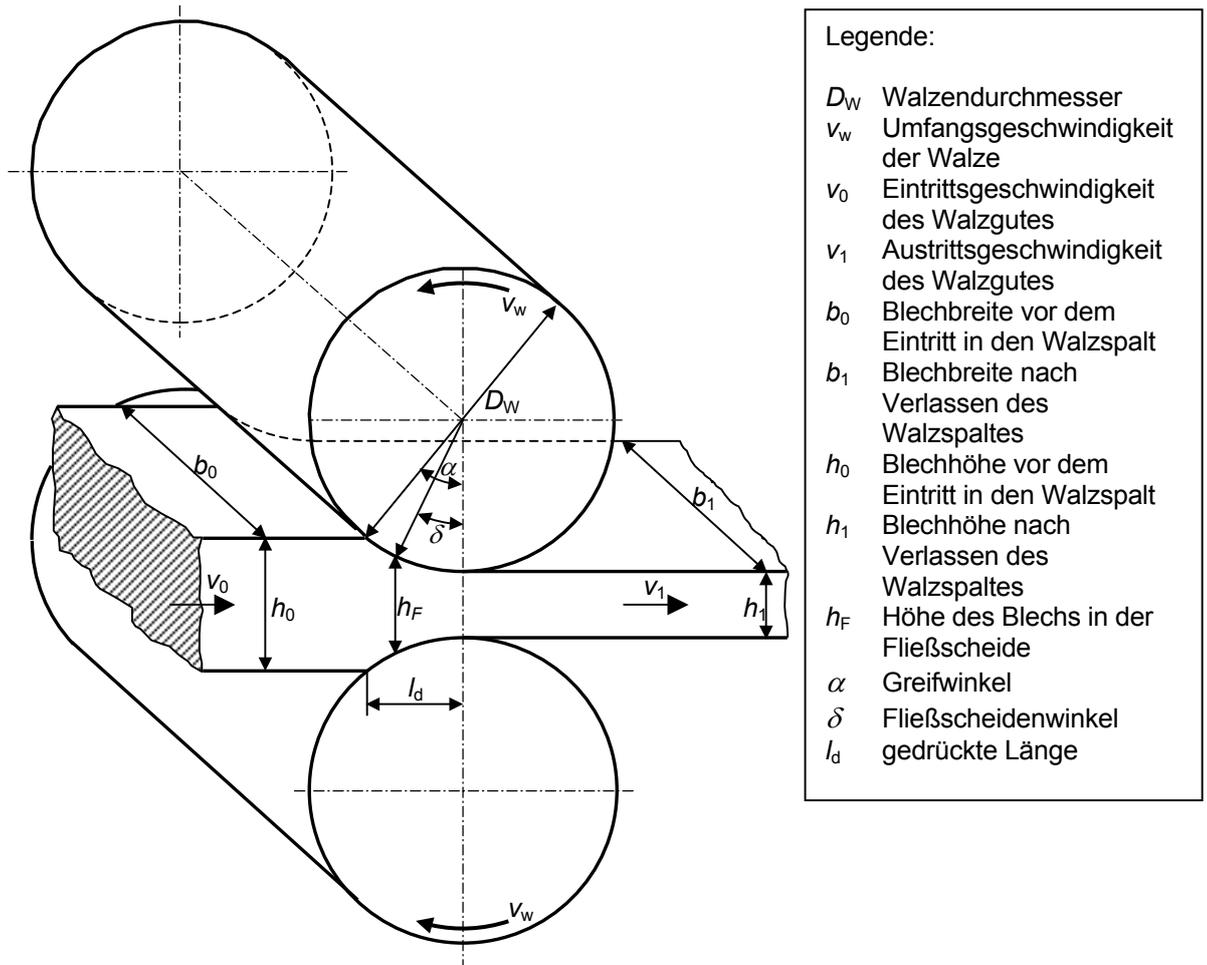


Abbildung 2: Schematische Darstellung des Flachwalzvorganges und Definition der wichtigsten Begriffe.

Beim Flachwalzen tritt das Blech mit der Höhe h_0 und der Breite b_0 mit der Geschwindigkeit v_0 zwischen die Walzen ein. Im Walzspalt kommt es zu einer Stauchung, Breitung und einer Längung des Walzgutes. Aufgrund der Querschnittsabnahme tritt das Blech bei konstantem Massenstrom mit einer höheren Geschwindigkeit als v_0 aus dem Walzspalt aus (v_1). Im Walzspalt gibt es somit eine Stelle, an der die Geschwindigkeit des Walzgutes gleich der Walzenumfangsgeschwindigkeit v_w

ist. Dieser Ort wird als Fließscheide bezeichnet. Der Fließscheidenwinkel δ trennt die Nacheilzone ($v_0 < v_w$) und die Voreilzone ($v_w < v_1$ ist). Aufgrund der unterschiedlichen Geschwindigkeiten von Walze und Walzgut entstehen Reibspannungen¹ auf den Oberflächen von Walzgut und Walze. Die Reibspannungen auf der Walzenoberfläche sind beidseitig von der Fließscheide weg in Richtung Blecheintritt bzw. Blechaustritt orientiert.

Walzt man Profile, deren Querschnitt nicht rechteckförmig ist, z.B. Rauten, Ovale, Drähte usw. (Abbildung 3), so führt man den Begriff der mittleren Höhe ein. Sie ergibt sich aus:

$$h_{1m} = \frac{A_1}{b_1}, \quad \text{Glg. 1}$$

wobei A_1 die Querschnittsfläche des austretenden Profils ist. Die mittlere Höhe $h_{m,1}$ eines Profilquerschnittes ist somit nichts anderes als die Höhe eines flächengleichen Rechtecks der größten Breite b_1 . Der Arbeitsdurchmesser D_{1a} der Walze errechnet sich mit

$$D_{1a} = D_w + s - h_{1m}. \quad \text{Glg. 2}$$

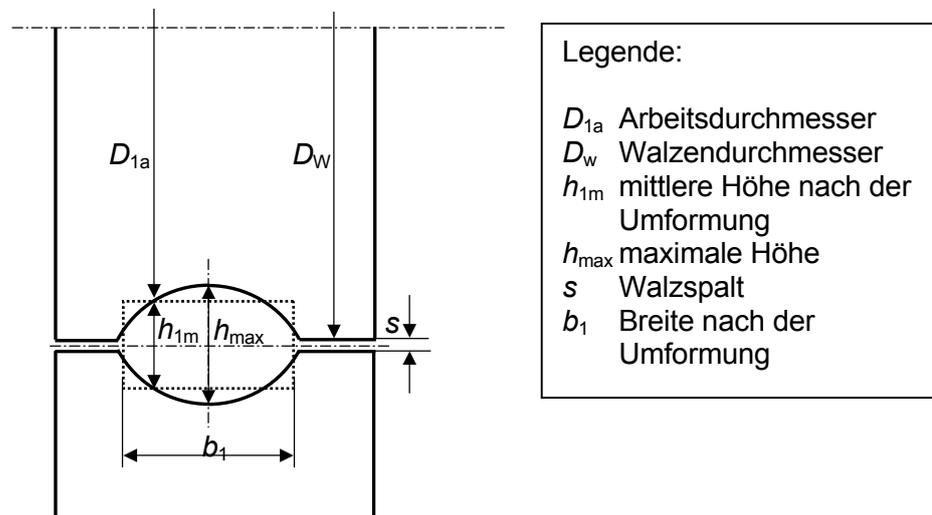


Abbildung 3: Ermittlung der mittleren Höhe in einem Ovalkaliber.

¹ Genauer: eine tangential zur Oberfläche wirkende Reibkraft (Einheit: N), die im Folgenden als flächenbezogene Reib- oder Schubspannung (Einheit: MPa) behandelt wird.

Der Begriff der mittleren Höhe wurde eingeführt, um das Gesetz der Volumenkonstanz in der bekannt einfachen Form auch für nicht rechteckige Querschnitte beibehalten zu können:

$$\begin{aligned} V_0 &= A_0 \cdot l_0 = h_{0m} \cdot b_0 \cdot l_0 = \\ &= V_1 = A_1 \cdot l_1 = h_{1m} \cdot b_1 \cdot l_1. \end{aligned} \quad \text{Glg. 3}$$

Durch Division erhält man:

$$\frac{V_1}{V_0} = \frac{h_{1m} \cdot b_1 \cdot l_1}{h_{0m} \cdot b_0 \cdot l_0} = \gamma_m \cdot \beta \cdot \lambda = 1, \quad \text{Glg. 4}$$

wobei $\gamma_m = h_{m,1}/h_{m,0}$, $\beta = b_1/b_0$ und $\lambda = l_1/l_0$ den Stauch-, Breiungs- und Längungsgrad bezeichnen. Die wahren Umformgrade errechnen sich wie folgt:

$$\varphi_{h,m} = \ln \frac{h_{1m}}{h_{0m}} = \ln \gamma_m, \quad \text{Glg. 5}$$

$$\varphi_b = \ln \frac{b_1}{b_0} = \ln \beta, \quad \text{Glg. 6}$$

$$\varphi_l = \ln \frac{l_1}{l_0} = \ln \lambda. \quad \text{Glg. 7}$$

Bei Vorliegen eines mehrachsigen Dehnungszustandes wird häufig ein Vergleichsumformgrad φ_v nach VON MISES ermittelt [4]:

$$\varphi_v = \sqrt{\frac{2}{3} (\varphi_{h,m}^2 + \varphi_l^2 + \varphi_b^2)}. \quad \text{Glg. 8}$$

Die Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ wird als zeitliche Änderung des Umformgrades definiert:

$$\dot{\varphi} = \frac{d\varphi}{dt}. \quad \text{Glg. 9}$$

Unter der vereinfachenden Annahme einer konstanten Umformgeschwindigkeit während des Walzprozesses sowie eines gleichmäßigen Umformgrades über den Querschnitt ergibt sich die Umformgeschwindigkeit in Höhenrichtung zu

$$\dot{\varphi}_{h,m} = \ln \frac{h_{1m}}{h_{0m}} \cdot \frac{1}{t_D} \quad \text{Glg. 10}$$

und die Vergleichsumformgeschwindigkeit zu

$$\dot{\varphi}_v = \varphi_v \cdot \frac{1}{t_D} \quad \text{Glg. 11}$$

Die Umformzeit t_D in Sekunden errechnet sich aus:

$$t_D = \frac{\alpha \cdot 60}{360^\circ \cdot n_W} = \frac{\alpha}{6n_W}, \quad \text{Glg. 12}$$

mit dem Greifwinkel α in Grad und der Drehzahl n_W der Walze in der Einheit Umdrehungen pro Minute.

Der Greifwinkel α und die Höhe des Drahtes h_F in der Fließscheide ergeben sich aus den geometrischen Beziehungen (siehe Abbildung 2) zu

$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{h_{0m} - h_{1m}}{D_{1a}} \right) \quad \text{und} \quad \text{Glg. 13}$$

$$h_F = h_{1m} + D_{1a} (1 - \cos \delta). \quad \text{Glg. 14}$$

2.2.1. Umformfestigkeit und Fließbedingungen

Die Umformfestigkeit k_f (auch als Fließspannung bezeichnet) ist jene Spannung, die im einachsigen Zugversuch nötig ist, um plastisches Fließen einzuleiten bzw. aufrechtzuerhalten. Die Umformfestigkeit hängt vom Umformgrad φ , der Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ (auch Umformrate genannt) und der Umformtemperatur T ab. Die Umformfestigkeit über den Umformgrad aufgetragen ergibt die Fließkurve (Abbildung 4).

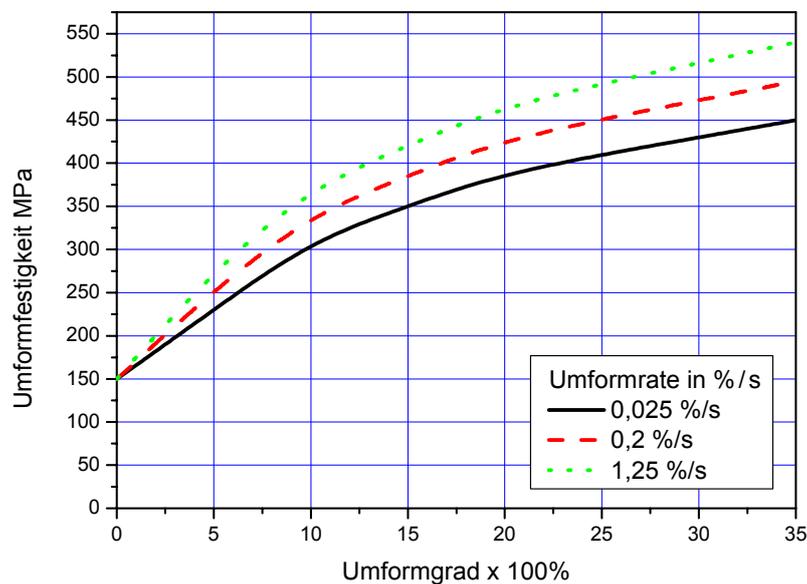


Abbildung 4: Umformfestigkeit eines „weichen“ Stahles bei verschiedenen Umformgeschwindigkeiten und 950°C [6].

Der Spannungszustand bei industriellen Umformvorgängen ist jedoch im Allgemeinen nicht einachsig. Zur Beurteilung, ob unter gewissen Bedingungen eine Plastifizierung eintritt, muss die aus dem einachsigen Versuch gewonnene Umformfestigkeit mit einem für den Spannungszustand repräsentativem Wert verglichen werden: der Vergleichsspannung.

Bei mehrachsiger Beanspruchung wird die Umformfestigkeit der Vergleichsspannung nach TRESKA (Glg. 15), nach VON MISES (Glg. 16) oder einer von LODE modifizierten Bedingung nach TRESKA (Glg. 17) gegenübergestellt und wie folgt in Fließbedingungen formuliert:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = k_{f,Tresca} , \quad \text{Glg. 15}$$

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2k_{f,vonMises}^2 , \quad \text{Glg. 16}$$

und

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \eta k_{f,Lode} , \quad \text{Glg. 17}$$

wobei σ_1 , σ_2 und σ_3 die drei Hauptspannungen bezeichnen und η den Umformwirkungsgrad. Der Umformwirkungsgrad wurde von LODE [7], ROŠ und EICHINGER [8] und von ENSSLIN [9] eingeführt, nachdem sich bei den von ihnen durchgeführten Versuchen herausgestellt hat, dass neben der größten (σ_1) und kleinsten (σ_3) Hauptspannung auch die mittlere (σ_2) Hauptspannung Einfluss auf die Umformfestigkeit hat. Der Umformwirkungsgrad berücksichtigt somit die Umformungsbedingungen und kann Werte zwischen 1 und 1,155 annehmen. Der Parameter η „dehnt“ somit das TRESKA-Sechseck zur Ellipse der VON MISES Fließbedingung hin aus, wie in Abbildung 5 dargestellt. Bei einer symmetrischen Formänderung, d.h., wenn $\beta = \lambda$ ist, beträgt η gleich 1,0. Falls der Werkstoff nicht breitet, d.h. wenn $\beta = 0$ ist, folgt $\eta = 1,155$. Für andere Fälle kann η nach

$$\eta = \frac{2}{\sqrt{3 + \zeta^2}} , \quad \text{Glg. 18}$$

mit dem von LODE [7] für $\varphi_b \geq \varphi_l \geq \varphi_h$ abgeleiteten Beiwert

$$\zeta = \frac{2\varphi_l - \varphi_b - \varphi_h}{\varphi_b - \varphi_h} = 2 \left(\frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \right) - 1 \quad \text{Glg. 19}$$

berechnet werden. Beide Ansätze, jener nach VON MISES (Gestaltänderungshypothese) und die von LODE modifizierte Bedingung nach TRESCA (Schubspannungshypothese), liefern dann identische Ergebnisse.

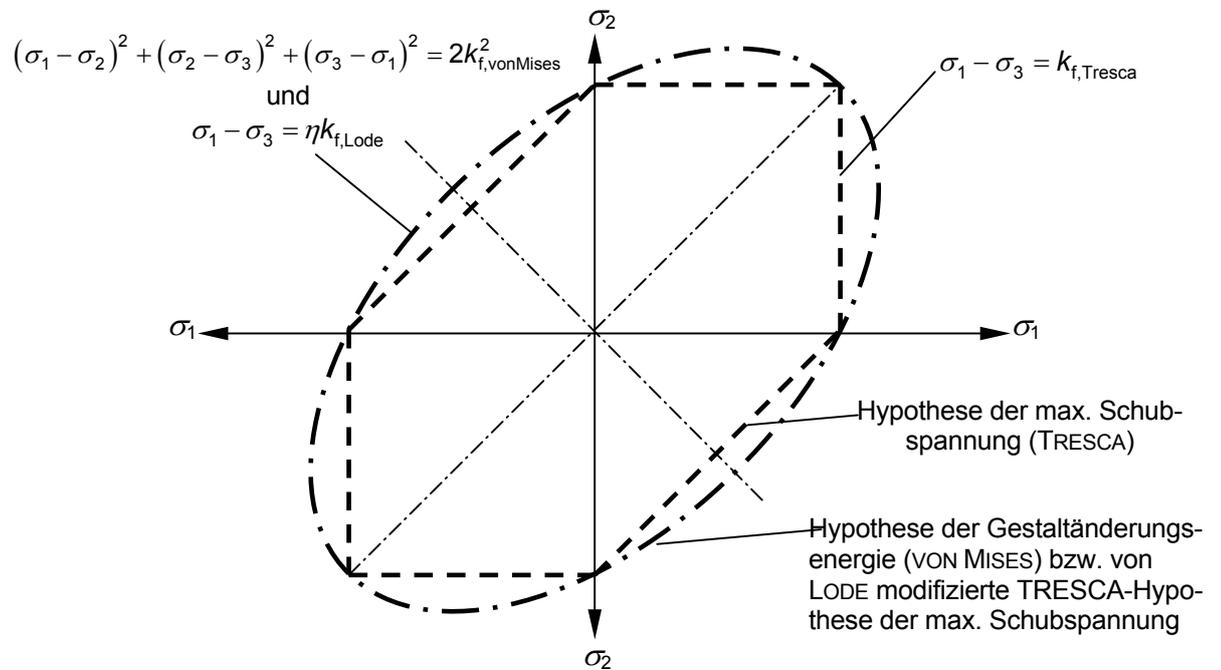


Abbildung 5: von Mises- bzw. Lode - Tresca - Fließbedingung (Ellipse) und Tresca - Fließbedingung (Sechseck) im Spannungsraum für $\sigma_3=0$.

2.2.2. Umformwiderstand

Für die Berechnung der für die Umformung notwendigen Walzkraft ist die Umformfestigkeit nicht der allein ausschlaggebende Parameter. Die zwischen Werkzeug und Werkstück auftretenden Reibungskräfte müssen ebenfalls berücksichtigt werden. Zur Veranschaulichung dieses Sachverhaltes ist in Abbildung 6 eine Stauchumformung dargestellt. Die an den Stirnflächen der Probe wirkenden Reibungskräfte wirken dem Werkstofffluss entgegen, wodurch sich kegelförmige Bereiche mit behinderter Umformung ausbilden. Das heißt, für die Umformung muss nicht nur die Fließgrenze des Werkstoffs überwunden werden, sondern auch ein reibungsbedingter zusätzlicher Fließwiderstand.

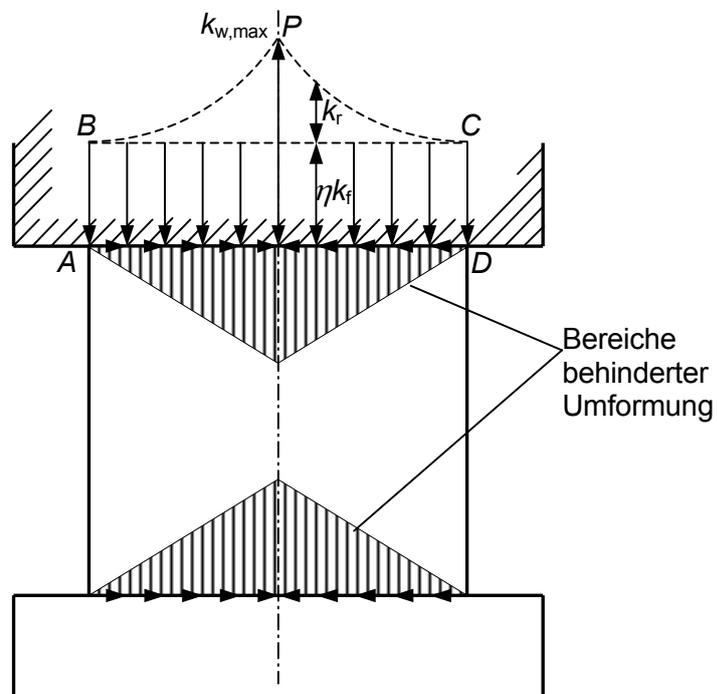


Abbildung 6: Verlauf der Druckspannungen an der Stirnfläche einer zylindrischen Stauchprobe beim Auftreten von Reibungskräften [10].

Die Spannungserhöhung aufgrund der Reibungskräfte steigt in Richtung zur Probenachse an. Dieser Spannungsverlauf ist in der Abbildung 6 durch die Kurve *BPC* dargestellt. Der Verlauf des Gesamtdruckes setzt sich somit aus der Fließspannung ηk_f (dargestellt durch das Rechteck *ABCD*) sowie dem zusätzlichen Fließwiderstand k_r (Fläche *BPCB*) zusammen. Der Umformwiderstand errechnet sich somit zu

$$k_w = \eta k_f + k_r. \quad \text{Glg. 20}$$

Für die Berechnung des Fließwiderstandes beim Walzen gibt GOLOWIN [12] folgende Beziehung an:

$$k_r = k_f \left[1 + \mu \left(\frac{l_d}{h_m} - 1 \right) - \eta \right]. \quad \text{Glg. 21}$$

mit k_f als der Umformfestigkeit, μ der Reibungszahl zwischen Walze und Walzgut, mit

$$l_d \cong \sqrt{\frac{D_{1a}}{2} \Delta h_m} \quad \text{Glg. 22}$$

als Näherungswert für die gedrückte Länge und

$$h_m = \frac{h_{1m} + h_{0m}}{2} \quad \text{Glg. 23}$$

als mittlere Höhe im Walzspalt und η dem Umformwirkungsgrad.

2.2.3. Walzkraft

Möglichkeiten zur analytischen Berechnung der Walzkraft spielen bei der Verwendung numerischer Verfahren zur Berechnung der Spannungen beim Walzen eine große Rolle, da man damit das numerische Ergebnis zumindest in einer integralen Größe überprüfen kann. Die analytische Berechnung der Walzkraft spielt gerade bei der Verwendung moderner numerischer Berechnungsmethoden eine große Rolle, da man damit eine Verifikation der Ergebnisse der FEM-Berechnung durchführen kann. Dies ist besonders dann wichtig, wenn keine Messwerte aus dem Walzprozess zur Verfügung stehen.

Zur Berechnung der Umformkraft F ist der Umformwiderstand über die gedrückte Fläche zu integrieren. Der Einfachheit halber wird für die analytische Berechnung der Walzkraft üblicherweise ein mittlerer Umformwiderstand k_{wm} definiert, wodurch die Integration über die Fläche sowie die Bestimmung des ortsabhängigen Umformwiderstandes vermieden wird.

$$F = \int_A k_w dA \approx A_d k_w . \quad \text{Glg. 24}$$

Dabei ist A_d die Projektion der gedrückten Fläche auf eine Ebene normal zur Wirkrichtung der Umformkraft.

Für die Berechnung der Walzkraft F gibt es eine Vielzahl an analytischen Ansätzen. Einige der gebräuchlichsten sind jene nach CELIKOW [12], GOLOWIN-TJAGUNOW [12], SAMARIN [12], EKELUND [10], OROWAN-PASCOE [10,13], GELEJI [14], P.M. COOK und W. MCCRUM [15], sowie nach SIEBEL [16] und UNDERWOOD [17].

Da die Methoden nach GOLOWIN-TJAGUNOW, SAMARIN, EKELUND, P.M. COOK und W. MCCRUM, SIEBEL nur zur Beschreibung der Umformung von Stahlwerkstoffen geeignet sind und die nach GELEJI nur für rechteckige Querschnitte anwendbar ist, werden im folgenden nur jene Berechnungsverfahren beschrieben, die auch für Nichteisenmetalle und ovale sowie runde Kaliberquerschnitte verwendbar sind.

2.2.3.1. Walzkraftberechnung nach Celikow

Nach CELIKOW bestimmt man die Walzkraft mit:

$$F_{\text{Cel}} = A_d \frac{2\eta k_f}{\left(1 - \frac{h_{1m}}{h_{0m}}\right) \cdot \delta} \left[\left(\frac{h_{0m}}{h_{1m}}\right)^{\frac{\delta-1}{2}} - \left(1 - \frac{h_{0m} - h_{1m}}{2 \cdot h_{0m}}\right) \right]. \quad \text{Glg. 25}$$

In obiger Gleichung bedeutet A_d die projizierte, gedrückte Fläche zwischen Walze und Walzgut nach

$$A_d = b_m \cdot l_d, \quad \text{Glg. 26}$$

b_m die mittlere Breite des Walzstabes:

$$b_m = \frac{b_0 + b_1}{2}, \quad \text{Glg. 27}$$

l_d ist ein Näherungswert für die gedrückte Länge:

$$l_d \cong \sqrt{\frac{D_{1a}}{2} \Delta h_m}, \quad \text{Glg. 28}$$

Der Fließscheidenwinkel δ ergibt sich aus:

$$\delta = \mu \frac{2l_d}{\Delta h_m}, \quad \text{Glg. 29}$$

mit Δh_m als absoluter Höhenabnahme während der Umformung:

$$\Delta h_m = h_{0m} - h_{1m}. \quad \text{Glg. 30}$$

Für den Reibungskoeffizienten μ gibt es zahlreiche Berechnungsmöglichkeiten oder Tabellen nach GUBKIN in [3].

2.2.3.2. Walzkraftberechnung nach OROWAN-PASCOE

Die Walzkraftformeln nach OROWAN-PASCOE wurden in vereinfachender Absicht aus der von OROWAN entwickelten Theorie abgeleitet und stellen somit eine Näherungsberechnung dar. Mit diesen Walzkraftformeln erhält man gute Ergebnisse für Reibungszahlen größer als 0,4 und noch akzeptable Resultate für Reibungszahlen zwischen 0,2 und 0,3. Sie sind insbesondere für die Anwendung bei dünnen, breiten Bleche und Bänder geeignet, liefern jedoch auch bei großen, mittleren und kleinen Streckkalibern gute Werte.

Für Stäbe, deren Breite 1,5- bis 2-mal so groß wie die mittlere Höhe ist, lautet die Walzkraftformel

$$F_{OP} = \eta k_f b_m l_d \left[0,8 + 0,25 \frac{l_d}{h_{1m}} - \frac{h_{m,OP} h_{1m}}{1,5 b_m l_d} \left(\frac{l_d}{2 h_{1m}} - 0,2 \right)^3 \right]. \quad \text{Glg. 31}$$

Ist die Breite des Walzgutes kleiner als das 1,5-fache der mittleren Höhe, dann ergibt sich die Walzkraft aus

$$F_{OP} = \eta k_f b_m l_d. \quad \text{Glg. 32}$$

Die geometrischen Größen werden nach OROWAN wie folgt ermittelt:

$$\text{gedrückte Länge} \quad l_d = \sqrt{\frac{D_{1a}}{2} \Delta h_m}, \quad \text{Glg. 33}$$

$$\text{mittlere Höhe im Walzspalt} \quad h_{m,OP} = \frac{2h_{1m} + h_{0m}}{3}, \quad \text{Glg. 34}$$

$$\text{und mittlere Walzgutbreite} \quad b_m = \frac{2b_1 + b_0}{3}. \quad \text{Glg. 35}$$

Für den Umformwirkungsgrad η ist in den Glg.31 und 32 laut OROWAN-PASCOE immer der Wert 1,155 zu verwenden.

3. Das Böhler-Mehrlinienwalzwerk

3.1. Das MLW im Überblick

Die vorliegende Arbeit behandelt den Einsatz von keramischen Walzen im Drahtblock, welcher nur einen Teilbereich des Mehrlinienwalzwerks darstellt. Um dem Leser zu vermitteln, in welchem Bereich des Betriebes sich der Drahtblock befindet und welche Teilaufgabe er zu erfüllen hat, erscheint es sinnvoll, zunächst das gesamte Walzwerk und dessen Baugruppen kurz im Überblick darzustellen, bevor man weiter ins Detail geht. Dies soll speziell jenen Lesern, die keine Umformtechniker sind, mit den Baugruppen des Walzwerkes vertraut machen und eine Basis für das Verständnis der späteren Kapitel schaffen.

Das Walzen ist eine der bedeutsamsten Methoden der bildsamen Formgebung. So gut wie alle Stahlhersteller verfügen über ein Walzwerk, in dem die schmelzmetallurgisch gewonnenen Materialien, welche als Halbzeug (Knüppel, Vorbramme, Vorblock, Flachbramme, Platine) vorliegen, zu marktgerechten Formen, d.h. Blechen, Bändern, Rund-, Quadrat- und Sechskantprofilen sowie Drähten weiterverarbeitet werden.

So werden auch bei Böhler Edelstahl GmbH in Kapfenberg, Österreich, einem Produzenten von Werkstoffen für den hochtechnologischen Nischenbereich (hochlegierter Edelstahl und Sonderlegierungen), die produzierten Werkstoffe in einem Mehrlinienwalzwerk zu den Fertigerzeugnissen umgeformt. Die wichtigsten Einheiten des Mehrlinienwalzwerks bei Böhler sind in Abbildung 7 dargestellt und werden im Folgenden beschrieben [18].

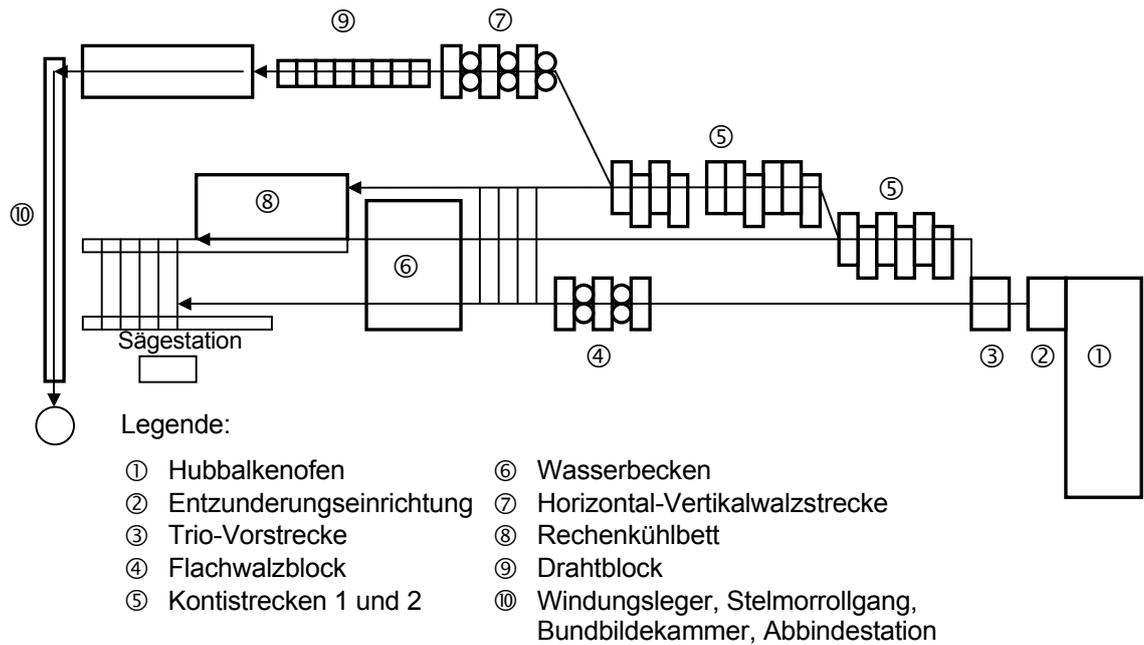


Abbildung 7: Schematische Darstellung des Mehrlinienwalzwerkes.

Hubbalkenofen: Der erdgasbeheizte Hubbalkenofen dient zur Erwärmung der Knüppel auf Walztemperatur. Diese beträgt je nach zu walzendem Werkstoff 900 bis 1280 °C. Verschiedene Werkstoffe können gleichzeitig im Ofen sein, da dieser eine Hoch- und Tieftemperaturzone besitzt. Die üblichen Knüppelquerschnitte sind Quadrat 70 bis 30 mm sowie Flach 125–200 × 90 mm. Die Knüppellängen liegen zwischen 1,8 und 5 m, das maximale Knüppelgewicht beträgt 630 kg. Durchsätze bis zu 25 t/h sind möglich.



Abbildung 8: Ausstoß eines Knüppels aus dem Hubbalkenofen (links) und Entzunderungseinrichtung (rechts, rot).

Entzunderungseinrichtung: In dieser Anlage wird der sich im Hubbalkenofen auf der Knüppeloberfläche gebildete Zunder mit Presswasser (ca. 200 bar) entfernt.

Trio-Vorstrecke: Die Trio-Vorstrecke (Abbildung 9) ist ein Walzgerüst mit drei übereinander angeordneten kalibrierten Walzen mit einem Ballendurchmesser von 600 mm und einer Ballenlänge von 1800 mm. Auf beiden Seiten des Gerüsts befinden sich Wipptische und Rollenkanten, welche dafür sorgen, dass das Walzgut dem nächstkleineren Kaliber zugeführt wird. Dabei wird der Knüppel um 90° gedreht (Kantung). Je nach geplanter Weiterverarbeitung verlassen dieses Gerüst Flach-, Rechteck- oder Quadratquerschnitte. Als Antrieb dient ein 1200 kW Gleichstrommotor.

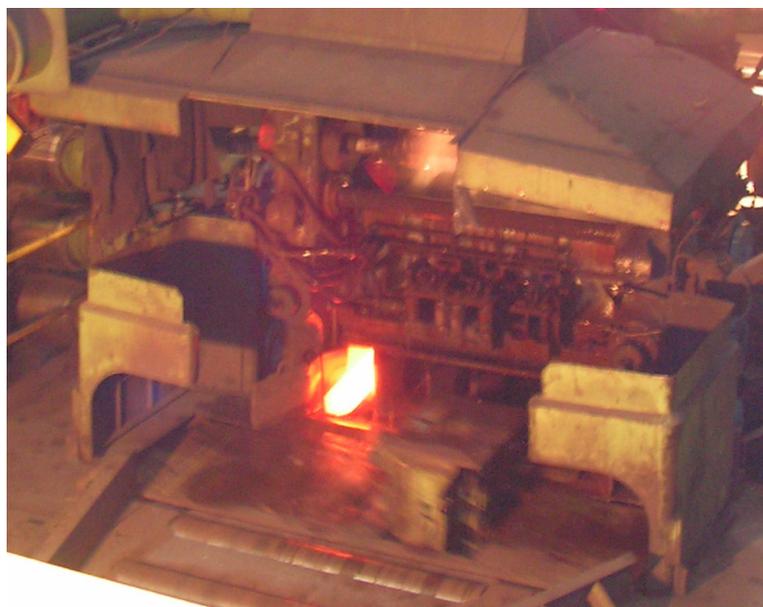


Abbildung 9: Trio-Vorstrecke.

Flachwalzblock: Drei Horizontal- und zwei Vertikalgerüste sind in einer Einheit (Block) zusammengefasst. Jedes Gerüst ist mit einem eigenen Hydraulikantrieb (800 kW für die Horizontalgerüste und 300 kW für die Vertikalgerüste) versehen. Die Walzen haben einen Durchmesser von 500 mm. Erzeugt werden Flachabmessungen mit Breiten von 42 bis 200 mm bei Dicken von 5 bis 86 mm sowie Quadratabmessungen mit 45 bis 86 mm Seitenlänge. Jede Abmessung wird in drei Durchläufen (hin und her) fertig gestellt.

Kontistrecke: Bevor das Walzgut in die Kontistrecke (Abbildung 10) einläuft, wird es in einem erdgasbeheizten Zwischenwärmofen erhitzt, um eine konstante Ader-Einlaufftemperatur zu gewährleisten. Die Kontistrecke unterteilt sich in zwei Unterstrecken. Die Kontistrecke 1 besteht aus sechs und die Kontistrecke 2 aus zehn Gerüsten. Jedes Gerüst besitzt einen hydraulischen Einzelantrieb mit 400 kW Leistung, eine Schnellwechsellkassette dient zum raschen Austausch defekter oder verschlissener Walzen. Die Gerüste sind zueinander 90° versetzt angeordnet um eine alternierende Hauptdeformationsrichtung im Walzgut zu erzielen (eine Kantung wie bei den Knüppeln zwischen den Walzdurchgängen ist hier nicht mehr möglich, da sich das Walzgut zugleich in mehreren Gerüsten befindet). Die Abfolge der Walzung ist vorwiegend Rund-Oval-Rund. Das Erzeugungsprogramm der Kontistrecke besteht aus Rundabmessungen von 16 bis 71 mm Durchmesser, Quadratabmessungen von 15 bis 44,5 mm Seitenlänge, Flachabmessungen mit Breiten zwischen 15 und 75 mm und Dicken von 4,5 bis 41 mm. Sechskantabmessungen könnten erzeugt werden, sind aber derzeit nicht im Programm.



Abbildung 10: Kontistrecke.

Wasserbecken: Austenitischer Stabstahl kann in diesem Bereich im Zuge der Wärmebehandlung abgeschreckt werden.



Abbildung 11: Wasserbecken.

Horizontal-Vertikalwalzstrecke: Diese besteht aus drei Horizontal- und drei Vertikalgerüsten mit Walzendurchmessern von 285 mm und Walzenlängen von 400 mm. Der Antrieb erfolgt für jedes Gerüst mit eigenen 400 kW Gleichstrommotoren. In dieser Strecke werden Rundabmessungen mit Durchmessern zwischen 12,5 und 15,5 mm in Stabform und Drähte mit einem Durchmesser zwischen 14 und 20 mm erzeugt.



Abbildung 12: Horizontal-Vertikalwalzstrecke.

Rechenkühlbett: Dies ist eine 30 m lange Transporteinrichtung, auf welcher das Walzgut abgekühlt wird, und zur nachfolgenden Sägestation befördert wird.



Abbildung 13: Rechenkühlbett.

Sägestation: Mittels zweier Trennschleifmaschinen werden die Walzadern auf Bestelllängen vor- und fertiggeteilt. Die fertigen Stäbe werden in der Sammelmulde zu einem Bund gesammelt, abgewogen, abgebunden, etikettiert und abgelegt.

Drahtblock: Der Drahtblock (Abbildung 14) besteht aus acht Gerüsten mit einem 3000 kW Gleichstromgruppenantrieb. Der gemeinsame Antrieb ist notwendig, um einen Stau oder ein Reißen der von Stand zu Stand schneller laufenden Walzader (bis zu 45 m/s) zu vermeiden. Die Walzringe sind in Hydraulikspannvorrichtungen fliegend gelagert. Fünf Gerüste besitzen Walzen mit einem Ringdurchmesser von 225 mm, die Walzen in den anderen drei Gerüsten haben einen Ringdurchmesser von 180 mm. Erzeugt wird im Drahtblock Draht mit einem Durchmesser von 5,0 bis 13,5 mm.



Abbildung 14: Drahtblock im Zustand der Revision mit offenem Gehäuse und ausgebauten Walzen.

Windungsleger, Stelmorrollgang, Bundbildekammer, Abbindestation: Die aus dem Drahtblock kommende Walzader wird vom Windungsleger in Windungen auf den laufenden Stelmorrollgang gelegt (Abbildung 15) und nach Bedarf unterschiedlich abgekühlt. In der Bundbildekammer werden die Windungen zu einem Bund gesammelt und in der Abbindestation automatisch abgebunden, gewogen, etikettiert und abtransportiert.



Abbildung 15: Windungsleger und Stelmorrollgang.

Im Mehrlinienwalzwerk sind inklusive Angestellte und Instandhaltungspersonal 95 Mitarbeiter beschäftigt. Das Walzwerk läuft im 2-Schichtbetrieb und pro Schicht werden ca. 100 t Walzprodukte (ca. 70 % Stabstahl und 30 % Draht) produziert. Die Jahrerzeugung liegt bei 45.000 – 50.000 t (Stand des Jahres 2004).

3.2. Der Drahtblock

3.2.1. Aufbau

Im Drahtblock befinden sich acht Drahtblockgerüste die mit DB01 bis DB08 bezeichnet werden. Abbildung 14 zeigt den Drahtblock im Zustand der Revision mit offenem Gehäuse und ausgebauten Walzen. In jedem Block befindet sich ein angetriebenes Walzenpaar, zwischen dem der sich durchbewegende Draht gestaucht, gebreitet und gelängt wird, wie in Abbildung 3 dargestellt. Die Walzenpaare aufeinander folgender Blöcke liegen in einem Winkel von jeweils 90° zueinander versetzt um im Walzgut die Stauchverformung abwechselnd in Höhen- und in Breitenrichtung zu bewirken. Diese Anordnung ist in Abbildung 16 ersichtlich.



Abbildung 16: Zwei um 90° zueinander versetzte Drahtblöcke (markiert durch Pfeile).

Die Walzeneinspannung erfolgt durch ein hydraulisch wirkendes Spannsystem. Zwei Hydraulikzylinder sorgen für eine Spannung der Walzen sowohl in axialer als auch in radialer Richtung.

Abbildung 17 zeigt dieses System im Schnitt. Die Hydraulikmutter, der große Druckring und ein Teil der Walze sind auch in Abbildung 16 zu erkennen.

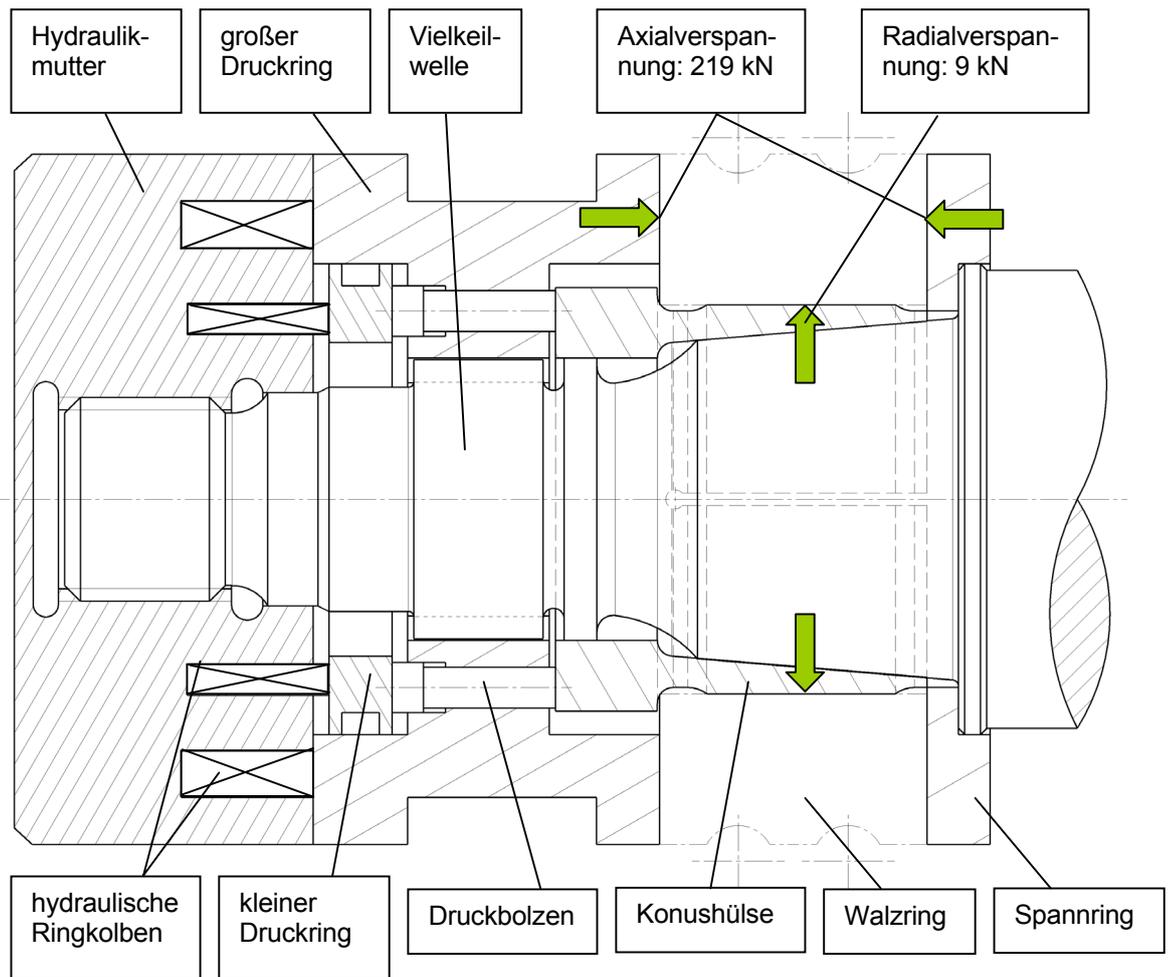


Abbildung 17: Schnittdarstellung des hydraulischen Spannsystems (Bild Hr. Russegger)

Die Kraftübertragung für die Axialverspannung erfolgt ausgehend von der Hydraulikmutter über den Ringkolben und den großen Druckring (mit Reibbelag, in Abbildung 17 nicht dargestellt) auf die Walzringstirnseite. Auf der rechten Seite stützt sich der Walzring auf dem Spannring (Stahl) ab. Die Kraftübertragung für die Radialverspannung erfolgt über einen separaten Ringkolben, den kleinen Druckring, den Druckbolzen und die Konushülse auf die Walzringbohrung.

3.2.2. Kaliberformen

Von Block zu Block wechseln sich Ovalkaliber mit Rundkalibern ab. Die Abbildung 18 zeigt die Abmessungen des Ovalkalibers im Gerüst DB03. Mit Ovalkalibern lassen sich hohe Stauchungsgrade erzielen, während die Rundkaliber dafür verantwortlich sind, dass der kreisförmige Querschnitt des Walzgutes erreicht wird. Mit dieser Anordnung der einzelnen Umformstationen erzielt man eine möglichst homogene Verformung aller Bereiche des Walzgutes auf dem Weg zum gewünschten finalen Rundquerschnitt.

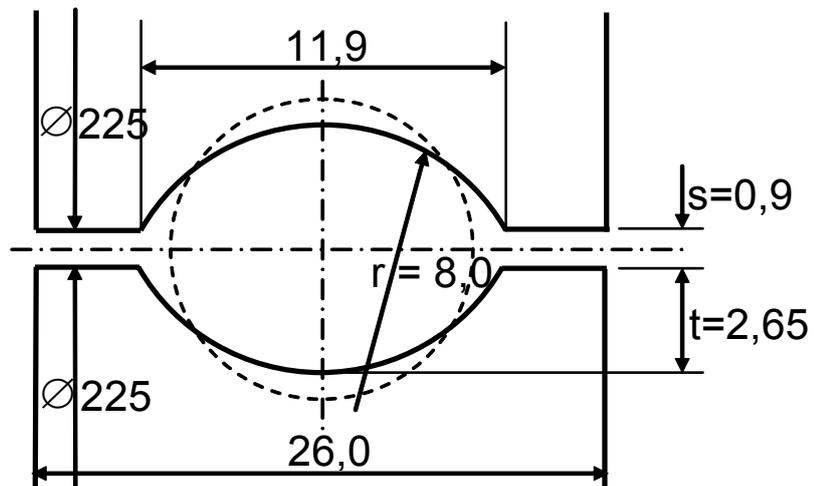


Abbildung 18: Abmessungen des Ovalkalibers im Gerüst DB03.
Strichlierte Linie: Eintrittsquerschnitt Rund 8,6 mm.

3.2.3. Walzenwerkstoff

Der üblicherweise verwendete Walzenwerkstoff im Drahtblock ist Wolframkarbid-Hartmetall mit einem Co-Gehalt von 6-13 % [19]. Die wichtigsten Eigenschaften dieses Werkstoffes sind in Tabelle 1 angegeben [19–21].

Tabelle 1: Mechanische und thermische Eigenschaften von WC-Co-Hartmetall bei Raumtemperatur.

E-Modul	500 - 610 GPa
Dichte	13,2 - 14,8 kg/dm ³
Härte	900 - 1250 HV 30
Spez. Wärmekapazität	210 - 215 J/kgK
Wärmeleitfähigkeit	60 - 100 W/mK
Wärmeausdehnung	4,6 - 6,5 µm/mK
Zugfestigkeit	1100 - 1440 MPa
Bruchzähigkeit	9 - 20 MPa m ^{1/2}
Biegefestigkeit	2600 - 2900 MPa

3.2.4. Verarbeitete Drahtwerkstoffe

In Tabelle 2 [18] sind einige typische im Drahtwalzwerk verarbeitete Legierungen zusammengefasst. Die Bandbreite reicht von sehr leicht bis äußerst schwer umformbaren Werkstoffen. Die angegebenen Bereiche für die Umformfestigkeiten [22] gelten für die in den Gerüsten DB01 bis DB08 des Drahtblocks vorhandenen Umformtemperaturen, Umformgrade und Umformgeschwindigkeiten.

Tabelle 2: Auswahl der von Böhler verarbeiteten Legierungen.

Werkstoff-Nr.	Kurzbezeichnung	Umformfestigkeit bei den Walzbedingungen k_f in MPa
1.4767	CrAl 20 5	183 – 254
2.4110	NiMn2	
2.4146	NiCr2MnSi	
2.4377	NiCu30MnTi	
2.4361	NiCu30Fe	
2.4151	NiCr5MnSi	
2.0837	CuNi30Fe	
1.2067	100Cr6	
1.3343	HSS 6 5 2	306 – 410
1.3247	HSS 2-10-1-8	
2.4869	NiCr20	322 – 456
1.4853	X40 NiCrNb 35 25	361 – 437
1.2601	X165 CrMoV12	291 – 414
2.4831	NiCr21Mo9Nb	697 – 785

3.2.5. Walzparameter

Tabelle 3 gibt eine Übersicht über die in den einzelnen Gerüsten vorhandenen Walzparameter für die Walzung eines Rundquerschnittes mit 5,5 mm Durchmesser aus der hochwarmfesten Nickelbasislegierung NiCr21Mo9Nb [18]. Diese Legierung weist von allen bei Böhler gewalzten Werkstoffen die höchste Umformfestigkeit auf und belastet somit die Walzen mechanisch am stärksten. Da sich die Berechnungen in dieser Arbeit hauptsächlich auf den DB03 konzentrieren, sind die Werte für dieses Gerüst fett hervorgehoben.

Neben der mechanischen Belastung tritt noch eine besonders hohe thermische Belastung in Erscheinung, da das Walzgut Temperaturen von bis zu 1100°C aufweist.

Tabelle 3: Walzparameter in den einzelnen Gerüsten für Endquerschnitt Rd 5,5 mm.

Gerüst	Austrittsgeschwindigkeit des Drahtes	Temperatur des Drahtes	Vergleichsumformgrad	Umformgeschwindigkeit	Umformfestigkeit	Walzkraft	Antriebsleistung am Gerüst	Austrittsquerschnitt	Austrittsbreite	Austrittshöhe
	v_1 [ms ⁻¹]	T [°C]	φ_v [-]	$\dot{\varphi}_v$ $\dot{\varphi}_v$	k_f [MPa]	F [kN]	P [kW]	A_1 [mm ²]	b_1 [mm]	h_1 [mm]
22-1	5,65	1100	-	-	601	161	133	80,73	9,85	9,97
DB01 oval	6,47	1059	0,332	115	697	148	116	70,53	12,07	7,2
DB02 rund	7,43	1059	0,315	116	698	109	108	61,37	8,53	8,79
DB03 oval	8,76	1060	0,372	192	725	134	133	52,09	10,49	6,11
DB04 rund	9,8	1064	0,306	165	714	90,1	109	46,73	7,32	7,69
DB05 oval	11,7	1066	0,382	270	751	133	172	39,05	9,53	5,03
DB06 rund	13,4	1069	0,391	319	756	79,1	151	34,01	6,41	6,46
DB07 oval	15,8	1072	0,406	463	785	99,5	185	28,8	8,23	4,29
DB08 rund	18	1075	0,332	392	777	66,8	159	25,34	5,52	5,61

Die Versuche mit den keramischen Walzen wurden in den Blöcken DB01, DB03 und DB04 durchgeführt.

Als Standard für die Berechnungen in den späteren Kapiteln werden die Verhältnisse im Drahtblock 03 verwendet, da die keramischen Walzen in diesem Gerüst montiert waren, als die am schwersten umformbare Nickelbasis-Legierung gewalzt wurde.

Mit angeführt in Tabelle 3 sind auch die Werte für den Stand 22-1, das ist das letzte Gerüst der Kontistrecke, welches sich vor dem Drahtblock befindet. Die Werte in der Tabelle wurden von Böhler mittels der Berechnungssoftware *HB Wicon - Rolling* ermittelt.

4. Walzversuche mit Si_3N_4 -Walzen

4.1. Materialeigenschaften der Si_3N_4 -Walzen

Die Produzenten der Si_3N_4 -Testwalzen waren H.C. Starck Ceramics GmbH & Co. KG in Selb sowie FCT Ingenieurkeramik in Rauenstein, beide in Deutschland. Die Werkstoffeigenschaften, welche für die Berechnung der thermomechanischen und strukturmechanischen Spannungen in den Walzen sowie der Rissfortschrittsberechnung benötigt werden, wurden am Institut für Struktur- und Funktionskeramik (ISFK) der Montanuniversität Leoben experimentell bestimmt [23]. Die Messungen wurden sowohl am Material von H.C. Starck als auch am Produkt von FCT durchgeführt. Die ermittelten Werte sind in Tabelle 4 den Herstellerdaten [24–26] zum Vergleich gegenübergestellt.

Die Festigkeit und die Bruchzähigkeit des Materials bei Raumtemperatur wurden am ISFK an Proben ermittelt, welche aus gebrauchten Walzen entnommen wurden. Die Vier-Punkt-Biegeprüfungen wurden gemäß den Normen EN 843-1 und EN 843-5 am ISFK durchgeführt. Die E-Moduli wurden aus den Ergebnissen der Biegeprüfungen abgeleitet. Die Ergebnisse der Messungen sind in guter Übereinstimmung mit den Herstellerdaten.

Tabelle 4: Eigenschaften der H.C. Starck- und FCT- Walzen bei Raumtemperatur.

Eigenschaft	H.C. Starck N3214		FCT FSN 10		Werte für die Berechnungen
	gemessen	Datenblatt [25]	gemessen	Datenblatt [26]	
Dichte ρ in g/cm^3	3,224	3,24	3,256	3,22	3,24
Härte H (Vickers, 5 kg) in MPa	1510	1550	1510	1500	–
Charakteristische Biegefestigkeit σ_{b0} in MPa	945	950	943	750	–
90%-Konfidenzintervall für σ_{b0} in MPa	925...965	–	921...966	–	–
Weibullmodul m	16	>18	14	20	–
90%- Konfidenzintervall für m	12...19	–	11...17	–	–
Bruchzähigkeit K_{Ic} in $\text{MPa m}^{1/2}$ SENB-S-Methode	5,4	6,7	6,4	6,5	6,4
Risswachstumskoeffizienten C_s in m s^{-1} und C_z in m/Zyklus	$C_s: 10^{-5}$ [27] $C_z: 10^{-4} \dots 10^{-3}$ [28,29]				–
Risswachstumsexponenten n_s / n_z	$n_s: 30$ [27]		$n_z: 10 \dots 33$ [28,29]		–
E-Modul E in GPa	293	310	311	300	305
Querkontraktionszahl ν	–	0,28	–	0,28	0,28
Wärmeleitfähigkeit λ_{th} in W/mK	–	25	–	30	25
Spezifische Wärmekapazität c_p in $\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	–	1100	–	1100	1100
Wärmeausdehnungskoeffizient α_{th} in K^{-1} (25°C - 1000°C)	–	$3,4 \cdot 10^{-6}$	–	$3,2 \cdot 10^{-6}$	$3,3 \cdot 10^{-6}$

Da die Bestimmung des Rissfortschrittsverhaltens sehr zeitaufwendig und kostspielig ist, wurde diese nicht durchgeführt. Für die Abschätzung der Rissausbreitung mittels unterkritischen Risswachstums wurden stattdessen Kennwerte ähnlicher Si_3N_4 -Keramiken herangezogen [27,28]. Die Werte in [27] wurden unter statischer Belastung ermittelt, jene in [28] für eine zyklische Last¹.

Für eine vorwiegend statisch wirkende Belastung kann die Risswachstumsgeschwindigkeit v_s in m s^{-1} mit der Beziehung

$$v_s = C_s \left(\frac{K_I}{K_{Ic}} \right)^{n_s} \quad \text{Glg. 36}$$

beschrieben werden [28–31]. Dabei ist K_{Ic} die Bruchzähigkeit und C_s und n_s sind Materialparameter. Zwischen Raumtemperatur und 800°C sind C_s und n_s annähernd konstant [27]. Diese Werte sind ebenfalls in Tabelle 4 angegeben.

¹ Aus Referenz [28] wurden die Materialparameter nach KISHIMOTO [29] verwendet.

Da im vorliegenden Fall der Walzring zyklisch beansprucht ist, wurden weitere Materialparameter für das Risswachstum durch zyklische Ermüdung aus [28] verwendet. Hier wird die Risswachstumsgeschwindigkeit v_z als Rissverlängerung pro Belastungszyklus (da/dN) in m / Zyklus definiert:

$$v_z = \frac{da}{dN} = C_z \left(\frac{\Delta K_I}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \quad \text{Glg. 37}$$

Dabei ist ΔK_I die Differenz zwischen größtem und kleinstem Spannungsintensitätsfaktor während einer Walzendrehung.

Weitere für die Berechnung benötigte Werte wurden den Herstellerdatenblättern entnommen [25, 26].

4.2. Fertigungsqualität der Si_3N_4 -Walzen

Da keramische Werkstoffe eine relativ geringe Bruchzähigkeit aufweisen, kommt der Oberflächenqualität eine besondere Bedeutung zu [32]. Dort wirken im Allgemeinen die höchsten Zugspannungen, welche bei Vorhandensein eines Oberflächendefektes zum Einsetzen des Risswachstums oder gar zum Bruch des Bauteils führen können. Um festzustellen, welche Defektgrößen vor dem Einsatz der Walze auf der Oberfläche vorhanden sind, wurde eine unbenutzte Walze mit dem Rasterelektronenmikroskop untersucht.

Abbildung 19 zeigt die Oberfläche einer noch nicht benützten Walze. In Umfangsrichtung der Walze sind die Bearbeitungsriefen des Schleifprozesses zu erkennen. Auffallend ist, dass die Walzspur (also dort, wo die Drahtumformung stattfindet und die größten Kontaktspannungen auftreten) eine rauere Struktur aufweist als die benachbarte Mantelfläche.

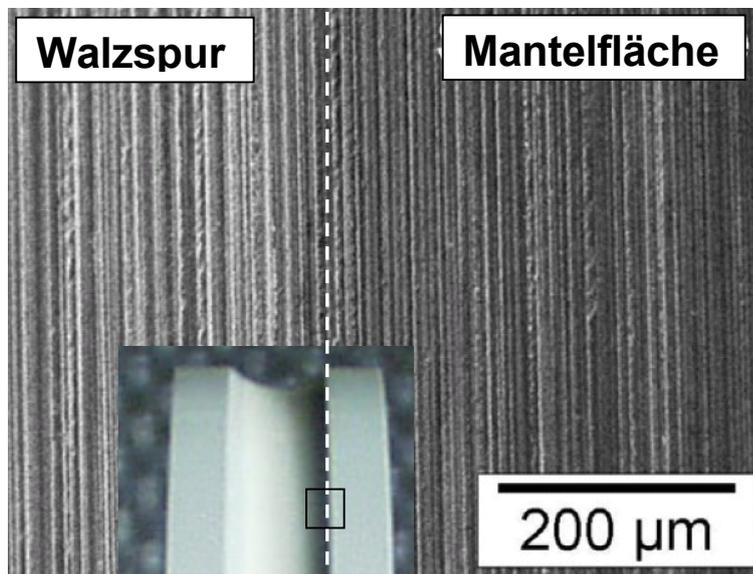


Abbildung 19: Schleifspuren an der Oberfläche einer nicht verwendeten Walze.

Die Abbildung 20 und Abbildung 21 zeigen Vergrößerungen aus den Bereichen der Mantelfläche und des Kalibergrundes.

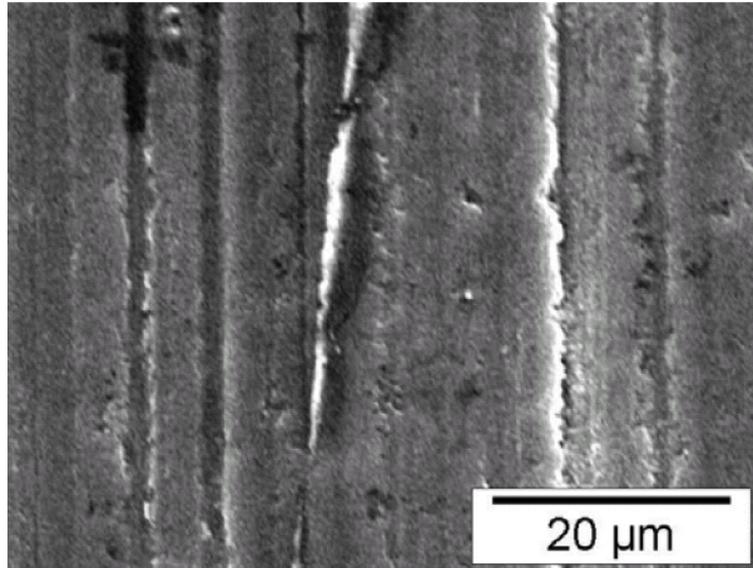


Abbildung 20: Vergrößerung des Bereichs der Mantelfläche aus Abbildung 19.

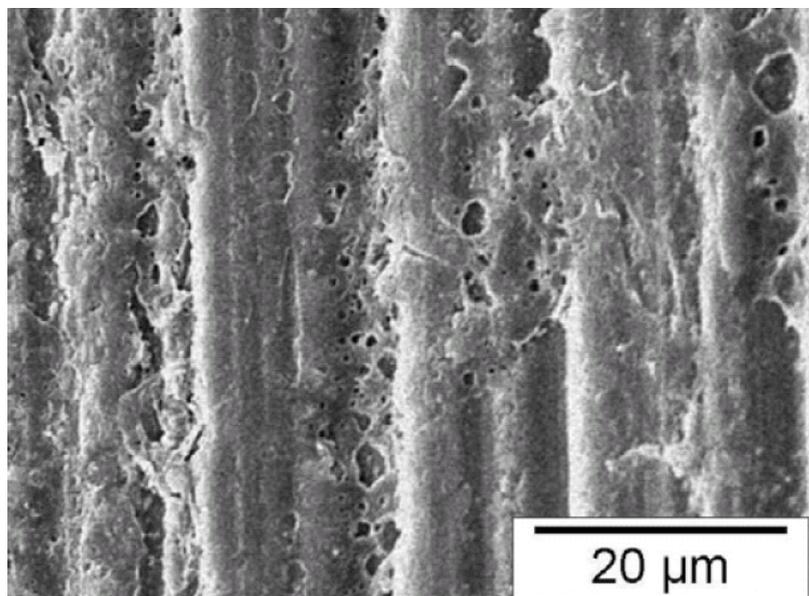


Abbildung 21: Vergrößerung des Bereichs der Walzspur aus Abbildung 19.

Die rauere Struktur der Walzspuroberfläche erklärt sich aus der intensiveren Schleifbearbeitung, bzw. den höheren Schleifkräften, da dort mehr Material abgetragen werden musste als auf der Mantelfläche.

Auf der Walzspur findet man Ausbrüche, die auf der Mantelfläche nicht auftreten. An der Kante des Walzenkalibers (Übergang zur Mantelfläche) findet man Abplatzungen und vereinzelt auch Risse mit einer Länge von bis zu 50 μm (Abbildung 22 und Abbildung 23).

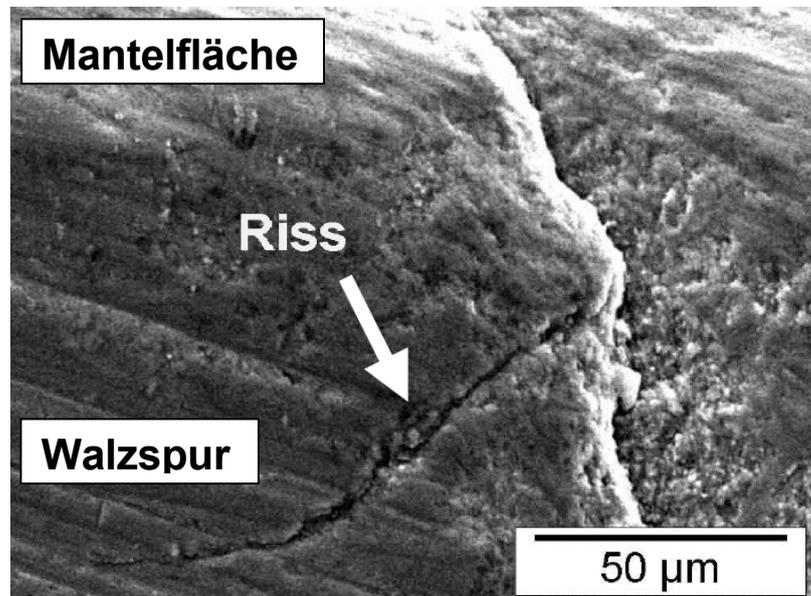


Abbildung 22: Riss an der Walzspurkante einer noch nicht verwendeten Walze.

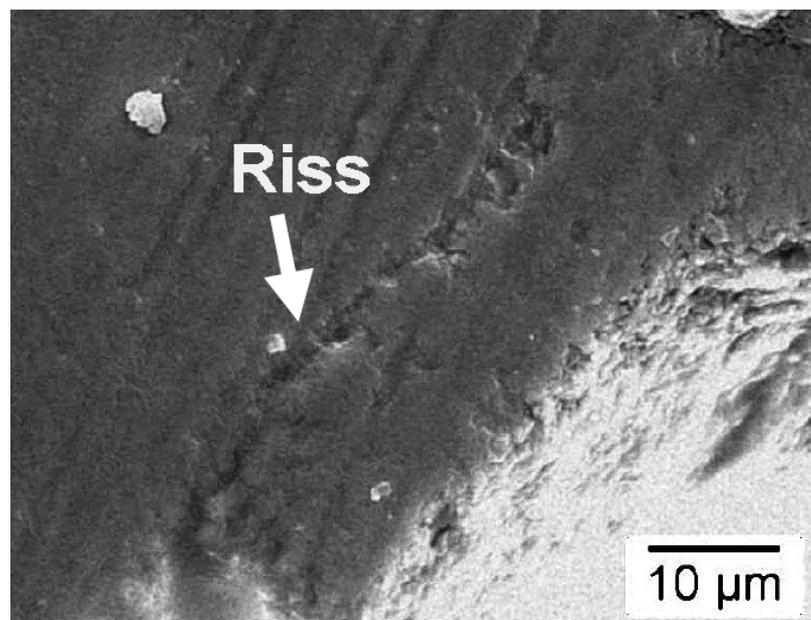


Abbildung 23: Riss an der Kaliberkante einer noch nicht verwendeten Walze.

In Abbildung 24 sind die Abplatzungen entlang der Kaliberkante deutlich erkennbar.

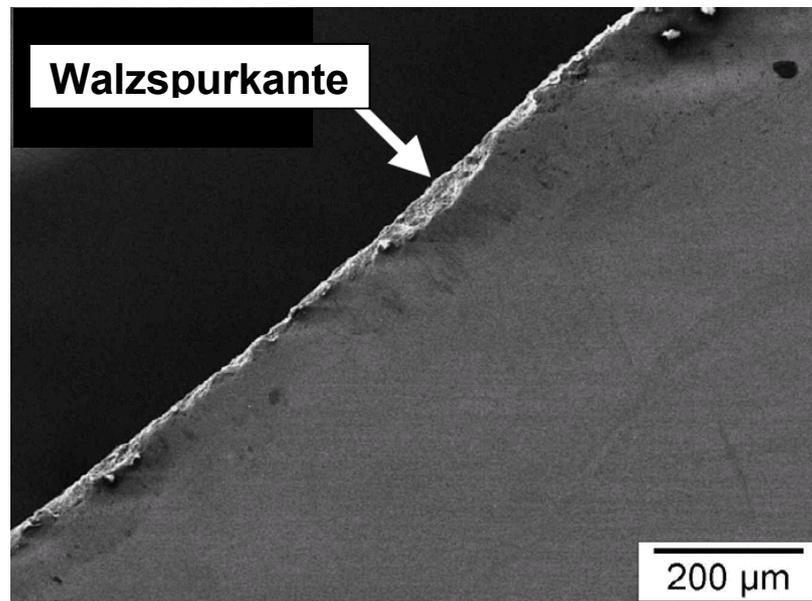


Abbildung 24: Ausbrüche entlang der Kaliberkante einer noch nicht verwendeten Walze.

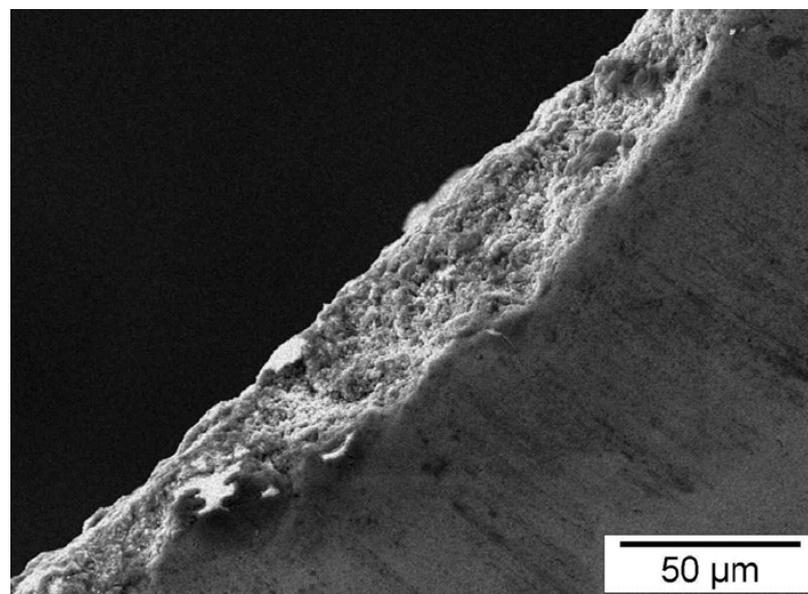


Abbildung 25: Vergrößerung der Abplatzung in Abbildung 24

Die rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen an der nicht verwendeten Walze zeigen, dass bereits in den unbenutzten Walzen Risse vorhanden sind. Die Schleifriefen, die langen Risse und die Absplitterungen an den Innenkanten der Walze können durchaus als Keime für schadenskausale Risse in Frage kommen

und damit für das Versagen der Walzen (in Verbindung mit den hohen Zugspannungen, wie sie beim Walzen von Legierungen mit hohem Verformungswiderstand auftreten) verantwortlich sein.

Des Weiteren wurden noch rasterelektronenmikroskopische Gefügaufnahmen gemacht (Abbildung 26). Die Korngröße beträgt in etwa 1 μm oder kleiner, die gestreckten Körner erreichen Längen bis zu 5 μm .

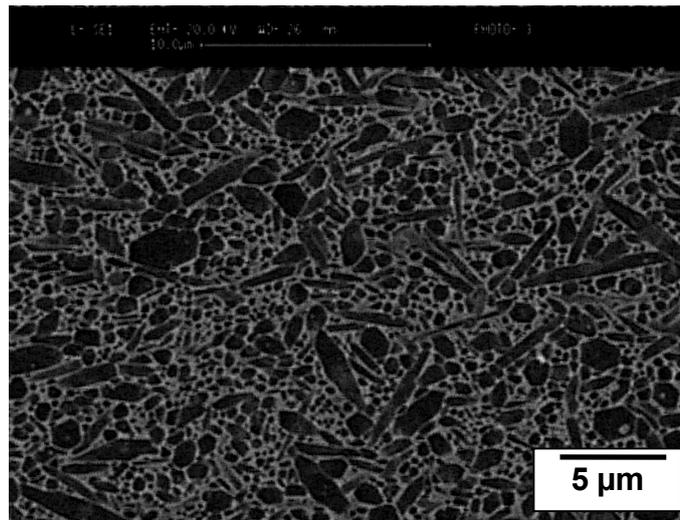


Abbildung 26: Rasterelektronenmikroskopische Gefügaufnahme des Walzenwerkstoffs.

4.3. Durchgeführte Walzversuche

4.3.1. Übersicht

Die ersten Versuche mit keramischen Walzen wurden bei Böhler im Jahre 1996 durchgeführt. Die Walzen wurden von H.C. Starck und FCT Ceramics produziert. Die Schleifbearbeitung fand bei TE-KO-WE in Neuwied, ebenfalls Deutschland, statt. Die Geometrie der Keramikwalzen war zunächst identisch mit jener der Hartmetallwalzen mit einem Durchmesser von 223 mm und einer Breite von ca. 75 mm (Abbildung 27).



Abbildung 27: Si_3N_4 -Walzen mit zwei Walzspuren.

Die ersten Keramikwalzen wurden wie die Hartmetallwalzen mit zwei Walzspuren gefertigt, so dass bei Verschleiß einer Spur durch Ausbau und Umdrehen der Walze auf der anderen Spur weitergewalzt werden kann. Da die Herstellung von großvolumigen keramischen Bauteilen jedoch Probleme mit sich bringen kann (Sintereigenspannungen, Poren) welche sich negativ auf die Festigkeitseigenschaften auswirken, wurde bald beschlossen, keramische Walzringe mit nur einer Kaliberbahn zu fertigen. Ein solcher Walzring ist in Abbildung 28 dargestellt. Die unterschiedliche Färbung der Keramiken in Abbildung 27 (schwarz) und Abbildung 28 (weiß) ist

auf den leicht variierenden Sauerstoffpartialdruck beim Sintern und nicht auf eine unterschiedliche Zusammensetzung der Pulver zurückzuführen. Bis Jänner 2005 fanden weitere Versuche in verschiedenen Blöcken und mit verschiedenen Walzmaterialien statt.

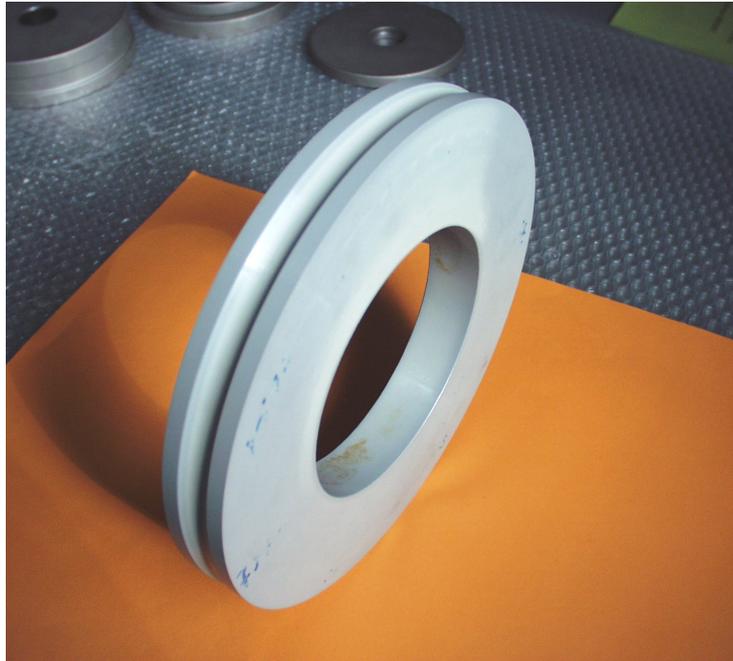


Abbildung 28: Unbenützte Si₃N₄-Walze mit einer Walzspur.

In Tabelle 5 [18,22] sind alle durchgeführten Versuche mit keramischen Walzringen zusammengefasst.

Tabelle 5: Übersicht der durchgeführten Walzversuche (r : Kaliberradius, t : Kalibertiefe, in mm).

Walzen-paar	Zeitraum	Gerüst	Kaliber-form	Tonnage	Umformfestigkeit der Drahtwerkstoffe bei den Walzbedingungen [MPa]	Ausfallsursache, Bemerkung
1 ²	02/1996 – 04/1996	DB01	Oval $r = 9,50$ $t = 3,70$	131 t (Spur 1)	$306 \leq k_f \leq 338$	Verstaucher, 10 mm langer Riss
	06/1996 – 10/1997	DB01		990 t (Spur 2)	$306 \leq k_f \leq 338$	Verschleiß 0,5 mm
	11/1997	Nachschleifen von Spur 2, metallgebundene Diamantscheibe, 1 mm Abnahme				
	12/1997 – 02/1998	DB01	Oval $r = 9,50$ $t = 3,70$	315 t (Spur 2)	$306 \leq k_f \leq 338$	Feststellung von bis zu 17 mm tiefen Kaliberrissen
2 ²	12/2001	DB03	Oval $r = 8,00$ $t = 2,65$	37 t 86 t 5 t	$183 \leq k_f \leq 254$ $286 \leq k_f \leq 456$ $k_f = 725$	Kaliberflanken weggebrochen, Kaliber rissig
3 ³	05/2002	DB03		200 t	$183 \leq k_f \leq 456$	Kaliber rissig, sehr starker Verschleiß
4 ⁴	05/2003	DB03		68 t 20 t	$183 \leq k_f \leq 254$ $268 \leq k_f \leq 410$	Bruch der Walze, ein Ring kugelgestrahlt
5 ³	05/2003	DB04	Rund $r = 3,86$ $t = 3,25$	68 t 20 t	$183 \leq k_f \leq 254$ $268 \leq k_f \leq 410$	Leichte Ausbrüche, ein Ring kugelgestrahlt
6 ⁴	12/2004	DB 01	Oval $r = 9,00$ $t = 3,00$	54 t 60 t 45 t	$183 \leq k_f \leq 254$ $268 \leq k_f \leq 630$ $k_f = 697$	Bruch beider Walzen, modifizierte Einspannung ¹

Die wichtigsten Parameter der Umformvorgänge, die Kalibergeometrien sowie die Walzprogramme aller durchgeführten Versuche sind im Anhang A zu finden.

¹ Die modifizierte Einspannung wird in Abschnitt 7.4 beschrieben. Diese bewirkt eine Verringerung der Zugspannungen im höchstbelasteten Bereich des Kalibers.

² Hersteller: CFI, ³ Hersteller: FCT, ⁴ Hersteller: HC Starck

4.3.2. Versuchsergebnisse

4.3.2.1. Versuche mit dem Walzenpaar Nr. 1

Die Bilanz des ersten Versuchs, der im DB01 durchgeführt wurde, war zufrieden stellend: Auf der ersten Walzspur wurden 131 t HSS sowie austenitische und martensitische Ventilstähle gewalzt, bis es zu einem so genannten „Verstaucher“ kam. Das ist eine Überbelastung der Walzen aufgrund eines schräg einlaufenden Drahtes. Dazu kann es kommen, wenn die Führungsrollen, welche sich knapp vor den Arbeitswalzen befinden, nicht korrekt justiert sind oder wenn ein Lagerschaden an den Führungsrollen eintritt. Dieser Verstaucher führte zu einer Beschädigung der ersten Walzspur (es wurde bei der späteren Untersuchung ein 10 mm langer Riss gefunden). Danach wurde die Walze gewendet, und der Walzvorgang auf der zweiten Spur fortgesetzt. Nach der Verarbeitung von 990 t von HSS, austenitischen und martensitischen Stählen wurden die Walzringe ausgebaut und untersucht. Dabei wurde ein Verschleiß von 0,5 mm im Kalibergrund festgestellt. Die Walzringe wurden deshalb der VA Stahl in Leoben-Donawitz zum Nachschleifen übergeben. Der Materialabtrag betrug 1 mm. Nach dem Wiedereinbau der Ringe in den DB01 konnten 315 t HSS und Ventilstähle auf der zweiten Spur gewalzt werden, bis es zur Bildung von Rissen kam. Die Untersuchung zeigte Risse, die sich bis zu 17 mm in die Tiefe erstreckten. Die Walzen wurden danach aus dem Betrieb genommen.

Die Walzleistung von insgesamt knapp 1305 t auf der zweiten Walzspur des Walzenpaares 1 wurde von den Walzwerkbetreibern als sehr zufrieden stellend bezeichnet. Walzringe aus Hartmetall müssen im Vergleich dazu bereits nach etwa 500 t nachgeschliffen werden. Weiters nahm man an, dass die Schleifbearbeitung in Donawitz nicht keramikgerecht durchgeführt wurde. Der Grund dafür, dass in der zweiten Walzkampagne die 990 t der ersten Kampagne nicht mehr erreicht wurden, könnten Risse gewesen sein, die durch die Schleifbearbeitung eingebracht wurden und unter der Walzbelastung weiter wachsen konnten.

4.3.2.2. Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 2

Zunächst wurden 123 t unterschiedlicher Werkstoffe im DB03 gewalzt, von denen nach Angaben von Böhler 37 t einen geringen (k_f bis 254 MPa) und 86 t eine hohe Umformfestigkeit (k_f bis 456 MPa) aufwiesen. In der zweiten Gruppe waren auch

39 t Draht aus HSS enthalten (eine detaillierte Aufstellung des Walzprogramms findet sich im Anhang A). Im Anschluss an diese Versuche wurden die Walzen mit freiem Auge auf Schäden untersucht. Es konnten keine Risse oder Ausbrüche festgestellt werden.

Die Walzen wurden wieder eingebaut und der Versuch mit der Walzung der Nickelbasis-Legierung Nicrofer 6020 mit extrem hoher Umformfestigkeit ($k_f = 725$ MPa) fortgesetzt. Bereits nach 5 gewalzten Tonnen musste der Versuch abgebrochen werden, da es in einer der beiden Walzen zum großvolumigen Absplittern von Teilen an der Walzenseite kam.

4.3.2.3. Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 3

Die Ringe mussten aufgrund von aufgetretenen Kaliberrissen nach Walzen von 200 t Draht im DB03 mit geringer bis hoher Umformfestigkeit (k_f bis 456 MPa) aus dem Einsatz genommen werden.

4.3.2.4. Versuch mit den Walzenpaaren Nr. 4 und 5

In diesem Versuch war jeweils ein Ring eines Walzenpaars kugelgestrahlt. Diese Oberflächenbehandlung wurde vom Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik durchgeführt. Man strebte durch die Verdichtung der Oberfläche das Einbringen von Druckeigenstress an. Diese Druckspannungen sollten den kontaktinduzierten Zugspannungen entgegenwirken und so die Lebensdauer der Walzen erhöhen. Die Erprobung der Drahtwalzen musste jedoch nach bereits nach 88 t abgebrochen werden, da einer der beiden Walzringe mit ovalem Kaliber (hier als Walzring 1 und Walzring 2 bezeichnet) im Gerüst DB 03 brach, obwohl keine Extremmarken gewalzt wurden (k_f betrug maximal 410 MPa). Eine Walze mit rundem Kaliber (als Walzring 3 und Walzring 4 bezeichnet) im DB 04 wies ebenfalls leichte Ausbrüche entlang der Kaliberkante auf. Die Walzringe 1, 2 und 3 waren stark beschädigt. Die zweite Walze mit rundem Kaliber (Walzring 4), wies die geringsten Schäden auf. Welche der Walzringe kugelgestrahlt waren konnte aufgrund fehlender Dokumentation nicht mehr festgestellt werden.

4.3.2.5. Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 6

Der Einsatz erfolgte im DB01. Neu war bei diesem Versuch die modifizierte Walzringspannung. Auf einer Seite der Walzringe wurde die Axialkraft des hydraulischen Spannsystems über einen schmalen Ring konzentriert in den Walzring ein-

geleitet, um ein Druckspannungsfeld im Bereich der Walzspur aufzubauen. Dieses soll sich mit dem Spannungsfeld aufgrund des Walzprozesses überlagern und die höchsten auftretenden Zugspannungen verringern. Zunächst wurden 103 t Draht mit geringer bis mittlerer Umformfestigkeit (k_f bis 420 MPa) und 10 t mit hoher (k_f bis 630 MPa) Umformfestigkeit gewalzt. Die danach durchgeführte Inspektion zeigte keine Beeinträchtigungen der Walzringe. Im Anschluss wurde die Nickelbasis-Legierung Nicrofer 6020, welche die höchste Umformfestigkeit aller bei Böhler gewalzten Legierungen aufweist ($k_f = 697$ MPa), gewalzt. Nach 45 t kam es zum Bruch beider Walzen.

Insgesamt wurden im Versuch mit dem sechsten und letzten Walzenpaar 158 t verarbeitet. Die gebrochenen Walzen wurden dem ISFK nicht mehr zur Untersuchung übergeben und es existieren deshalb auch keine Aufnahmen vom Bruchbild. Diese fraktographische Untersuchung war aber auch nicht mehr von allzu großer Bedeutung, da es bei diesem Versuch in erster Linie um das Feststellen des Einflusses der modifizierten Einspannung auf die Standzeit der Walzen ging. In dieser Hinsicht kann festgehalten werden, dass im Vergleich zum Versuch mit dem zweiten Walzenpaar, wo im DB03 nur 5 Tonnen der Nickelbasis-Legierung gewalzt werden konnten, sich die Standzeit hinsichtlich der Tonnage in etwa verneunfacht, hinsichtlich der Belastungszyklen versiebenfacht hat¹. Die Walzkraft im DB 01 ist mit 148 kN etwas höher als im Drahtblock 03 (134 kN), aufgrund des größeren Drahtquerschnittes – und in Folge der etwas größeren gedrückten Fläche – sind die mittleren Walzdrücke in beiden Blöcken vergleichbar hoch.

Basierend auf diesem Resultat kann festgehalten werden, dass die Einbringung von Druckspannungen in den Kaliberbereich durch die modifizierte Einspannung eine sinnvolle, leicht durchzuführende und lebensdauersteigernde Maßnahme war. Eine weitere Verbesserung wäre möglich, wenn man beidseitig Spannringe an den Walzring anlegen würde, um die Druckspannung im Kaliberbereich weiter zu steigern. Dies war in diesem Versuch aufgrund konstruktiver Einschränkungen noch nicht möglich.

¹ Da der Drahtquerschnitt im DB01 größer ist als im DB03 erzielt man pro Walzringdrehung einen höheren (volumetrisch) Materialdurchsatz.

4.3.3. Festgestellte Schadenstypen

4.3.3.1. Einteilung der Schäden und Erklärung der Schadensursachen

Die an den Walzen während der Versuche aufgetretenen Schäden lassen sich in sechs Typen einteilen:

Typ	Schadensbild
Ia	Kleine Ausbrüche im Bereich der Mitte der Walzspur
Ib	Bogenförmige Risse ausgehend von den Ia-Defekten
Ic	Umlaufende Risse auf der Walzspur ausgehend von Ib-Defekten
Id	Großvolumige Absplitterungen an der Walzenaußenseite in Folge von in die Tiefe wachsenden Ic-Defekten
IIa	Muschelförmige Ausbrüche an den Aussenkanten der Walzringmantelflächen
IIb	Kantenabsplitterungen an der Kante zwischen Walzspur und Walzringmantelfläche

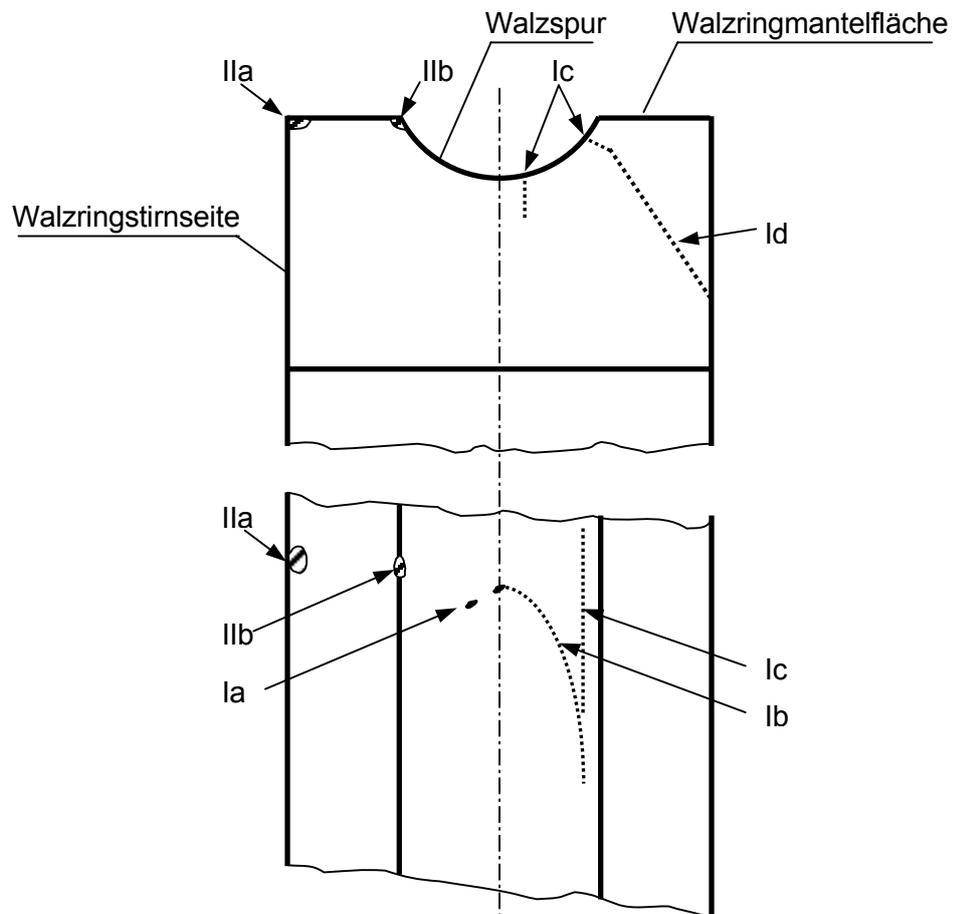


Abbildung 29: Schematische Darstellung der Schadenstypen.

Die Schadenstypen Ia bis Id werden durch den Kontakt mit dem Draht verursacht und spiegeln die chronologische Abfolge der Schadensentwicklung wider. Die Schädigung beginnt mit Ausbrüchen in der Kalibermittle (Ia) welche sich zu bogenförmigen Rissen (Ib) entlang des Randes der Kontaktfläche zwischen Walze und Draht entwickeln. In weiterer Folge kommt es zu umlaufenden Rissen (Ic) welche bei weiterem Wachstum in die Tiefe der Walze zu den großvolumigen Absplitterungen (Id) führen.

Die Ursache für die Bildung der Ausbrüche des Typs Ia ist höchstwahrscheinlich der so genannte „erste Schlag“. Darunter versteht man jene Belastung der Walze, wie sie bei Walzbeginn mit dem Auftreffen des Drahtanfangs auf die Walzspur auftritt (Abbildung 30).

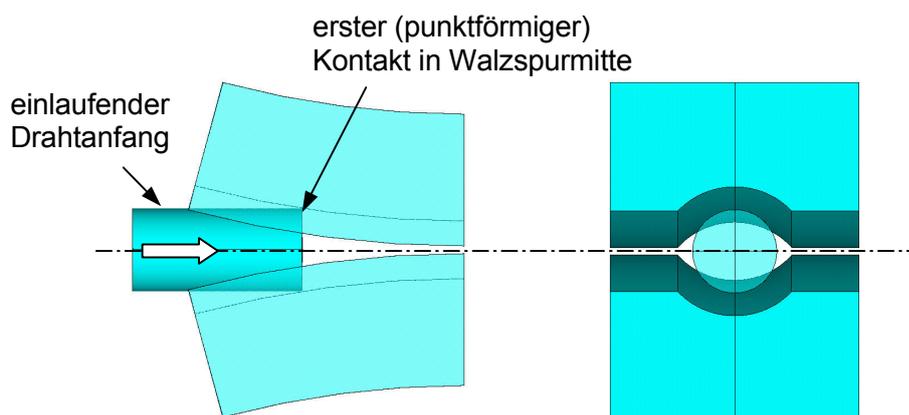


Abbildung 30: Situation im Drahtblock beim „ersten Schlag“. Front- und Seitenansicht.

Die höchsten Zugspannungen treten bei Kontaktproblemen immer am Kontaktrand auf und sind normal zur Berandung der Kontaktfläche gerichtet [33,34,37,43,44]. Dieser Rand hat im vorliegenden Fall annähernd die Form einer Parabel (Abbildung 31) und wandert mit der Walzendrehung auf der Walzspur um. Auf der Walzspur vorhandene Ia-Defekte können sich also entlang des Kontaktrandbogens (normal zur Zugspannungsrichtung) zu Ib- und in weiterer Folge zu Ic- und Id-Defekten vergrößern.

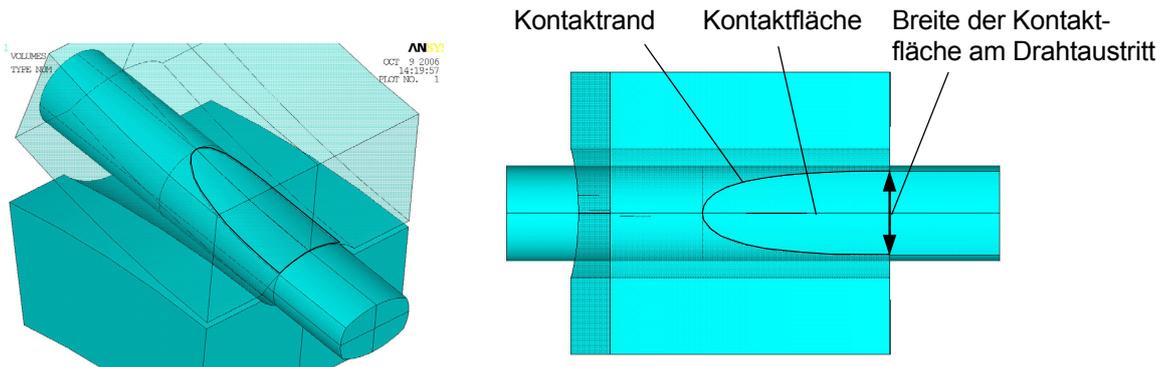


Abbildung 31: Kontaktfläche und Kontaktrand zwischen Draht und Walzspur. Links: schräge Ansicht, Rechts: Draufsicht. Walze bis zur Drahtaustrittsebene dargestellt.

Unter dem Schadenstyp II werden jene zwei Defekte zusammengefasst, welche nicht in direkter Weise durch den Kontakt der Walze mit dem Draht verursacht werden. Die Schäden des Typs IIa (muschelförmige Absplitterungen an der Walzringaussenkante) sind auf die axial wirkende Spannkraft (siehe dazu Abbildung 17) zurückzuführen. Falls die mit 219 kN belasteten Seitenflächen geringe Unebenheiten aufweisen oder sich harte Partikel zwischen den gespannten Flächen befinden, kann es zu den beobachteten Kantenabsplitterungen kommen [38]

Die Entstehung des Schadenstyps IIb lässt sich mit dem Spannungsfeld erklären, welches sich beim Walzen in der Walze ausbildet. Die höchsten Druck- und Zugspannungen treten zwar im Kontaktbereich Draht-Walze auf und klingen mit zunehmender Entfernung von diesem Bereich ab. An der Kante zwischen Walzspur und Walzringmantelfläche erhöhen sich die Zugspannungen jedoch lokal noch einmal. Diese Zugspannungskonzentration könnte also für die kleinen Absplitterungen verantwortlich sein.

4.3.3.2. Schadenstyp Ia

In der Abbildung 32 sind Defekte des Typs Ia dargestellt, wie sie nach den Walzversuchen mit dem Walzenpaar Nr. 3 auftraten. Im linken Bild kann man erkennen, dass ein kleiner Bereich herausgeschlagen worden ist und von dieser Fehlstelle auch bereits kleine Risse ausgehen. Im rechten Bild findet man drei solcher Stellen mit Materialausbrüchen die durch Risse miteinander verbunden sind.

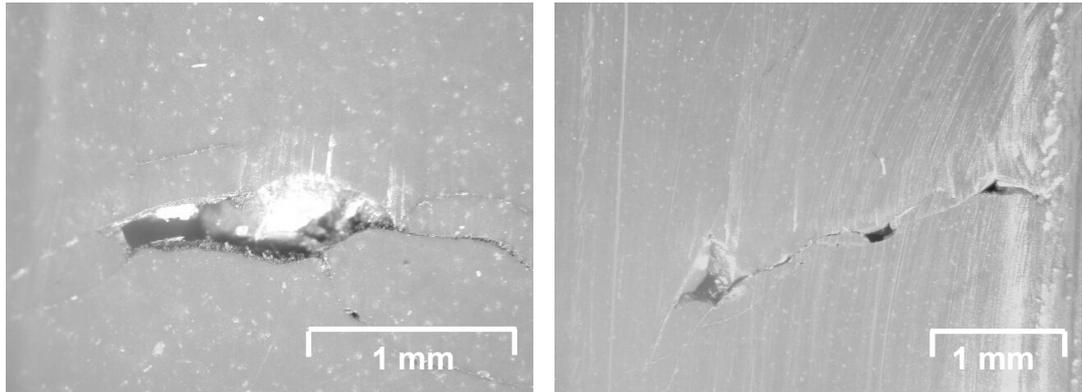


Abbildung 32: Kleine Ausbrüche und sich bildende Risse in der Walzspur.

In der Abbildung 33 ist ein weiterer Ausbruch mit etwa 1 mm Länge und 0,1 mm Breite gezeigt. Zusätzlich befinden sich in der Nähe des Ausbruchs weitere Risse. Diese sind in der vergrößerten Ansicht mit Pfeilen markiert.

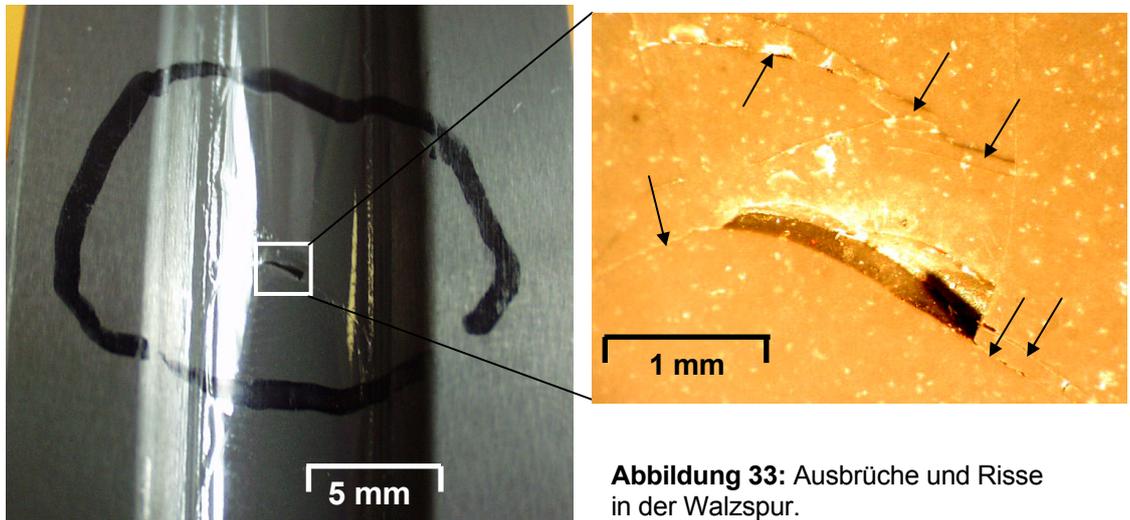


Abbildung 33: Ausbrüche und Risse in der Walzspur.

Lage und Aussehen dieser Ia-Defekte deuten stark auf den ersten Schlag als Verursacher hin. Höchstwahrscheinlich kommt es zugleich mit dem stoßartigen Auftreffen des Drahtes auf die Walze zum Ausbrechen kleiner Bereiche, die in weiterer Folge als Startdefekte für ein weiteres Risswachstum dienen.

4.3.3.3. Schadenstyp Ib

In Abbildung 34 ist die für den Schadenstyp Ib charakteristische Rissform dargestellt, nämlich ein bogenförmiger Riss, der von der Ia-Zone (markierter Bereich) ausgeht und in Richtung zum Walzspurrand hin abbiegt. Diese Schädigung wurde ebenfalls am Walzenpaar Nr. 3 gefunden.

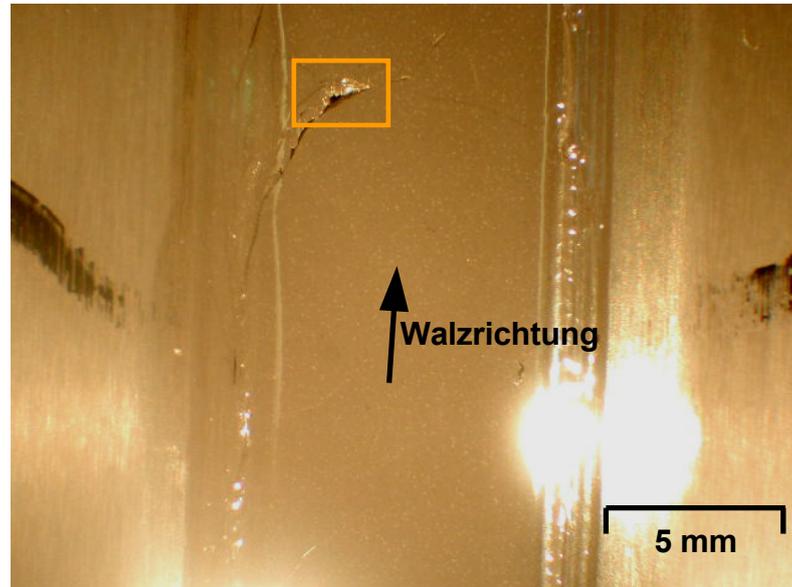


Abbildung 34: Bogenförmiger Riss in der Walzspur.

Abbildung 35 zeigt den Riss nochmals vergrößert. Man erkennt, dass neben dem Riss liegende Bereiche bereits ausgebrochen sind und weitere kurz davor standen.

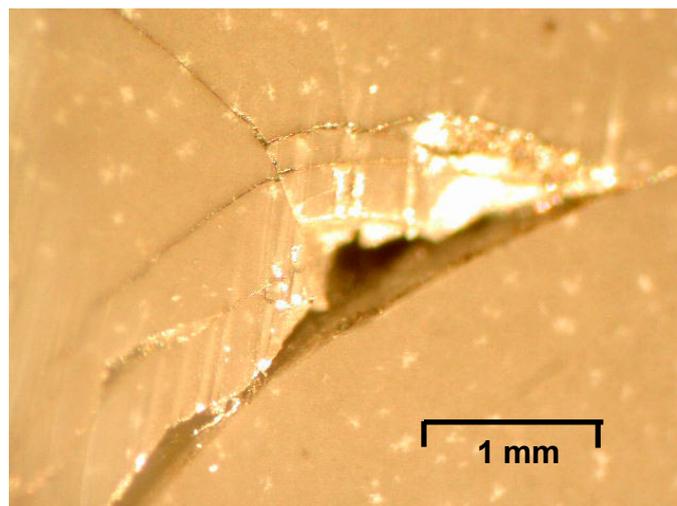


Abbildung 35: Vergrößerung des markierten Bereichs aus Abbildung 34: Materialausbruch und Sekundärrisse.

In Abbildung 36 ist ein weiterer typischer Ib-Schaden, der am zweiten Walzring des Ringpaares Nr. 3 aufgetreten ist, dargestellt.

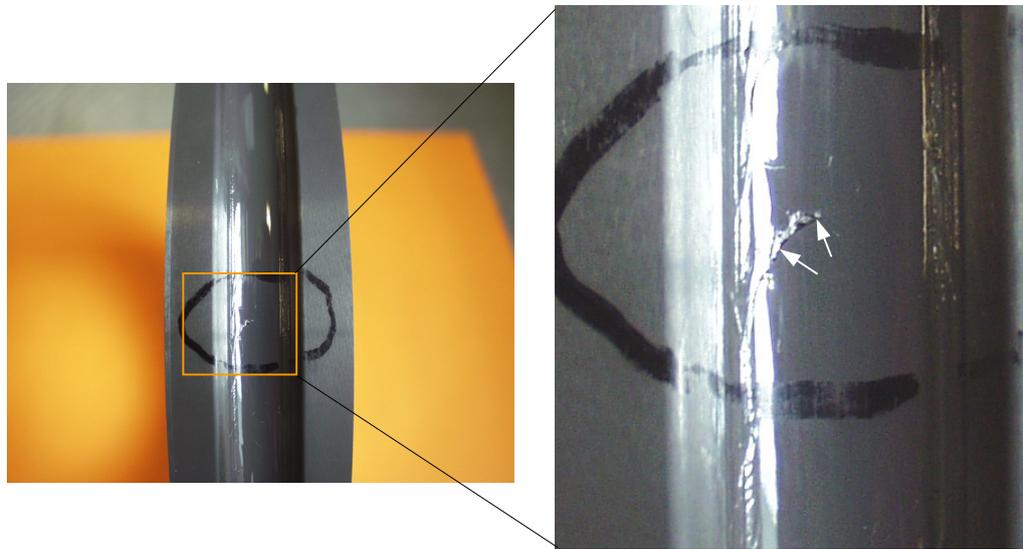


Abbildung 36: Schädigung des Typs Ib an der Oberwalze des Walzringpaares Nr.3.

4.3.3.4. Schadenstyp Ic

Als Schadenstyp Ic wird die Bildung von Rissen, die in tangentialer Richtung auf der Walzspur umlaufen, bezeichnet. Solche Risse wurden im Walzringpaar Nr. 5 gefunden und sind in Abbildung 37 mit den beiden strichpunktierten Linien gekennzeichnet.

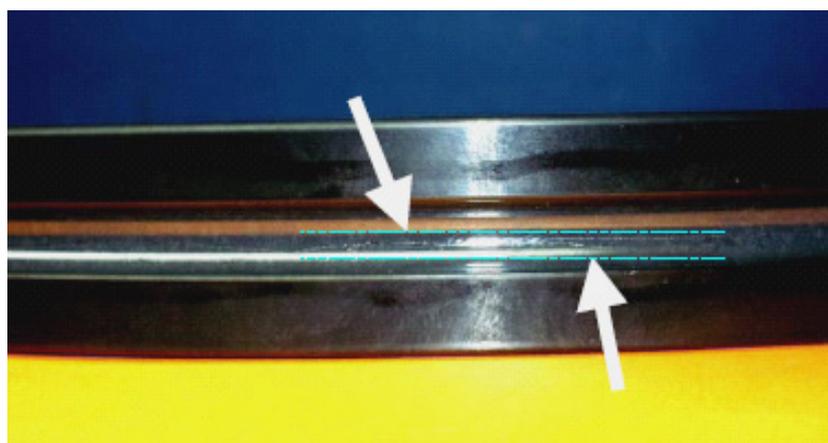


Abbildung 37: Ic-Risse in Umlaufrichtung der Walze, nicht durchgängig umlaufend.

Die Risse befinden sich beidseitig der Walzspurmitte. Ihr Abstand von der Walzspurmitte korreliert mit der Breite des Kontaktes zwischen dem aus dem Kaliber austretenden Draht und der Walzspur (wie in Abbildung 31 dargestellt). Dieser Umstand deutet stark auf ein Risswachstum aufgrund der kontaktinduzierten Zugspannung hin.

Im Walzringpaar Nr. 2 wurde versucht, vorhandene Risse mit Hilfe von Farbeindringmitteln sichtbar zu machen. Das Ergebnis zeigt Abbildung 38. Man erkennt eine feine Linie, die einen in Umfangsrichtung laufenden Ic-Riss markiert. Dieser Riss erstreckt sich über den ganzen Umfang des Walzrings.

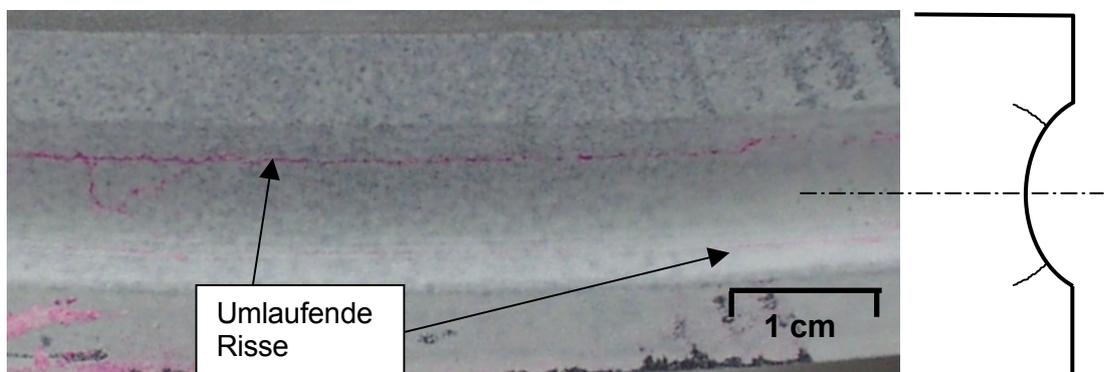


Abbildung 38: Für das unbewaffnete Auge nicht erkennbare umlaufende Risse können durch ein Farbeindringmittel sichtbar gemacht werden. Rechts: schematische Darstellung.

Abbildung 39 zeigt einen anderen Ring des Walzenpaares Nr. 2. Zu erkennen ist ein etwa 4 bis 5 mm tiefer Riss, der sich in Umfangsrichtung über die Walzspur erstreckt und von dem bereits großvolumige Ausbrüche ausgehen. Der umlaufende Riss befindet sich wiederum seitlich von der Walzspurmitte.

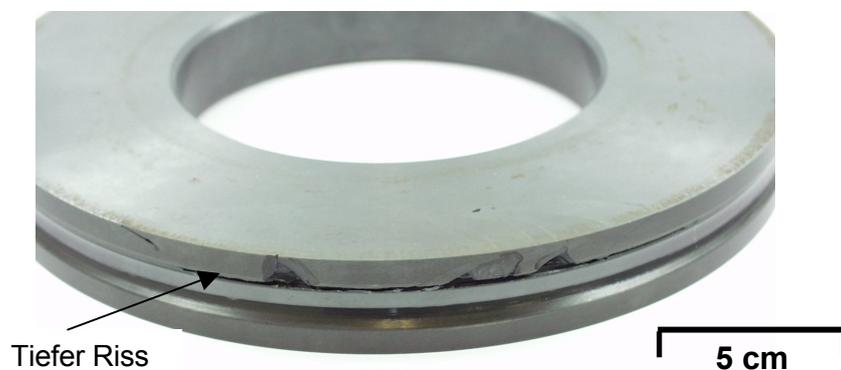


Abbildung 39: Walzring mit umlaufenden, tiefen Rissen und Ausbrüchen.

Auch in einem Ring des Walzringpaares Nr. 5 (Einsatz im DB04, rundes Kaliber) kam es zur Bildung eines tiefen Typ-Ic Risses, der sich über den gesamten Umfang erstreckt (Abbildung 40). Zusätzlich kam es ausgehend vom umlaufenden Riss zu Ausbrüchen am Kaliberrand, die schon in Richtung Typ-Id-Riss weisen.

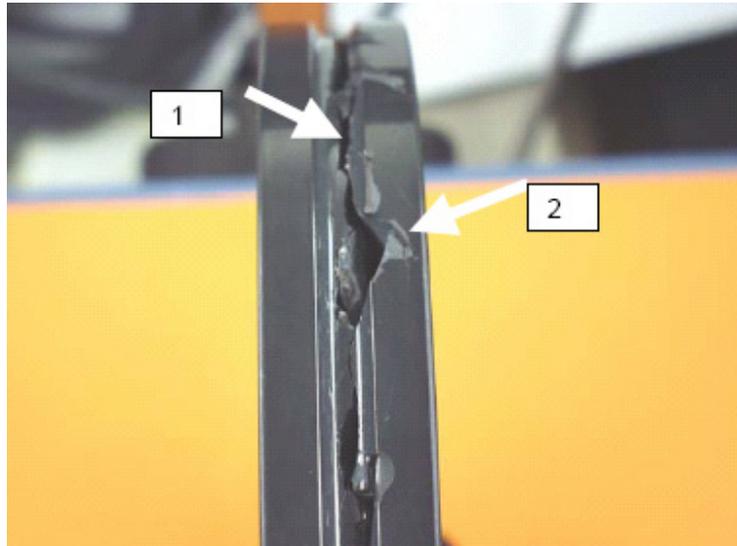


Abbildung 40: Walzring mit umlaufendem Riss (1) und tiefen Ausbrüchen (2).

Beim Walzringpaar Nr. 2 wurden an verschiedenen Positionen Segmente aus der Walze herausgetrennt und Schliffe senkrecht zur Walzrichtung angefertigt. Die Abbildung 41 zeigt einen solchen Querschnitt durch die Walzspur. Man erkennt zwei in das Bauteilinnere hineinlaufende Ic-Risse im Kontaktbereich Walze-Draht.

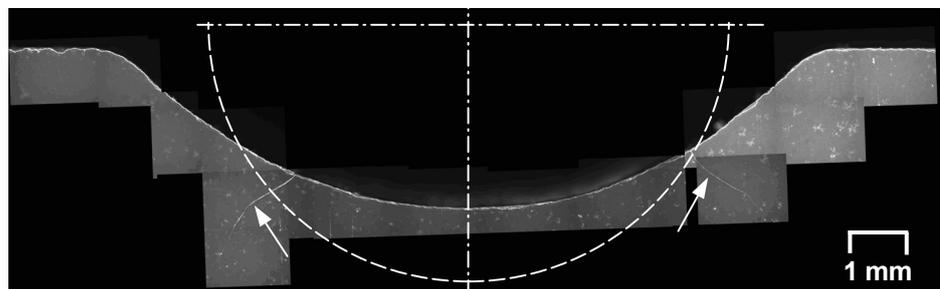


Abbildung 41: Querschliff der Walzspur. Zwei schräg zur Oberfläche verlaufende Risse sind deutlich zu erkennen. Strichliert eingezeichnet ist die Kontur des einlaufenden Drahtes.

Abbildung 42 zeigt einen weiteren Querschliff an einer anderen Stelle desselben Walzringes. Wieder sind Risse an den Walzspurflanken zu erkennen, zusätzlich gibt es aber auch einen tiefen Riss, die sich im mittleren Bereich der Spur befindet.

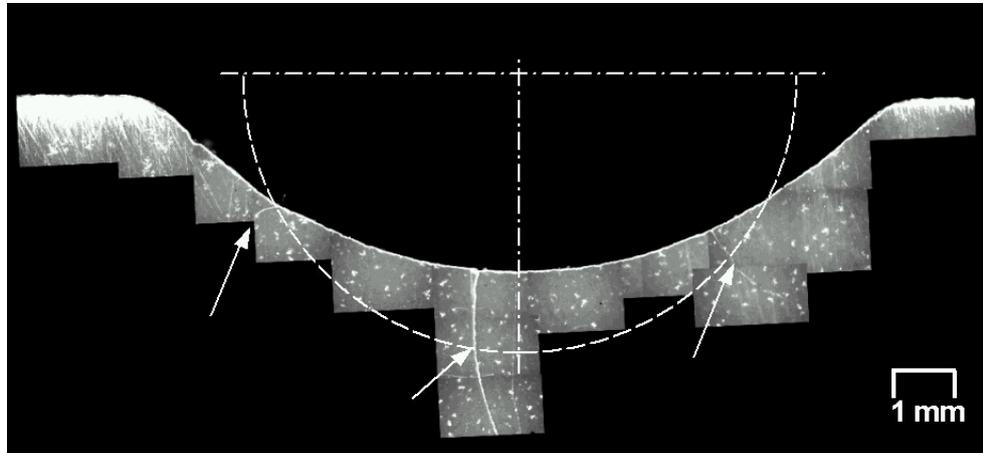


Abbildung 42: Querschliff senkrecht zur Walzspur an einer anderen Stelle der Walze. Zusätzlich zu den in Abbildung 41 beobachteten Rissen ist auch in der Mitte der Walzspur ein Riss vorhanden.

Der tiefe, mittig gelegene Riss ist in Abbildung 43 in seiner gesamten Länge dargestellt. Der Riss weist eine Länge von mehr als 10 mm auf. In einem weiteren Querschliff wurden andere dieser (allerdings nicht so tiefen) Risse gefunden.

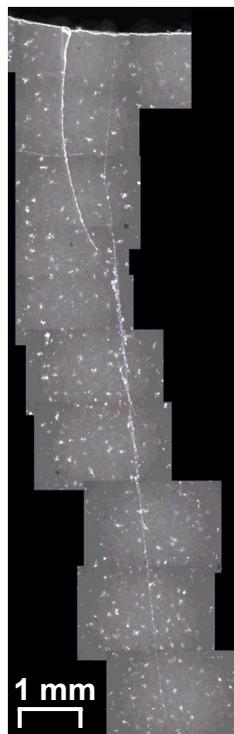


Abbildung 43: Vergrößerte Darstellung des Mittenrisses aus Abbildung 42.

Die Walzringe wurden auch mit dem Rasterelektronenmikroskop untersucht. Die Abbildungen 44 und 45 zeigen den lc-Riss, der sich über die gesamte Walzspur der Oberwalze des Ringpaares Nr. 5 erstreckt.

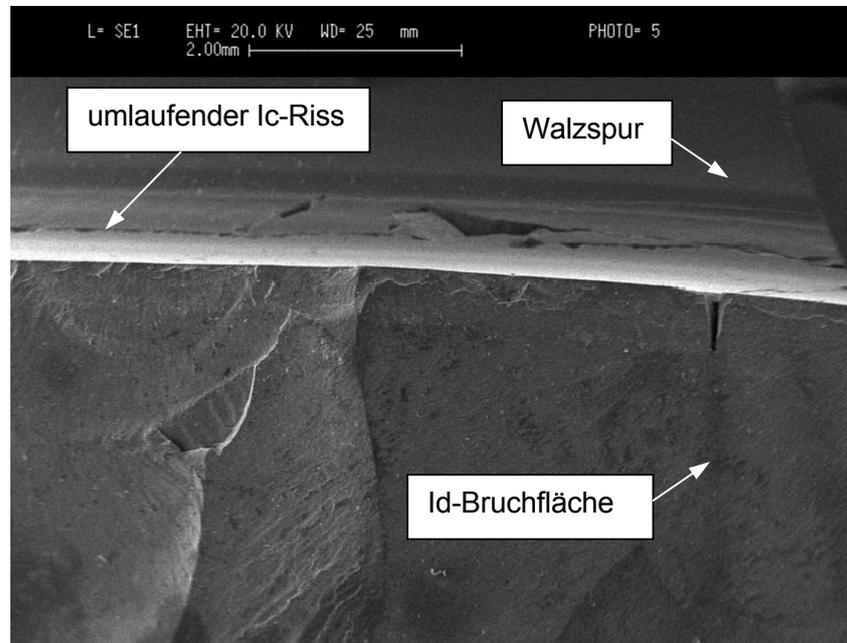


Abbildung 44: Oberwalze des Walzringpaares 5. Umlaufender Riss in der Walzspur.

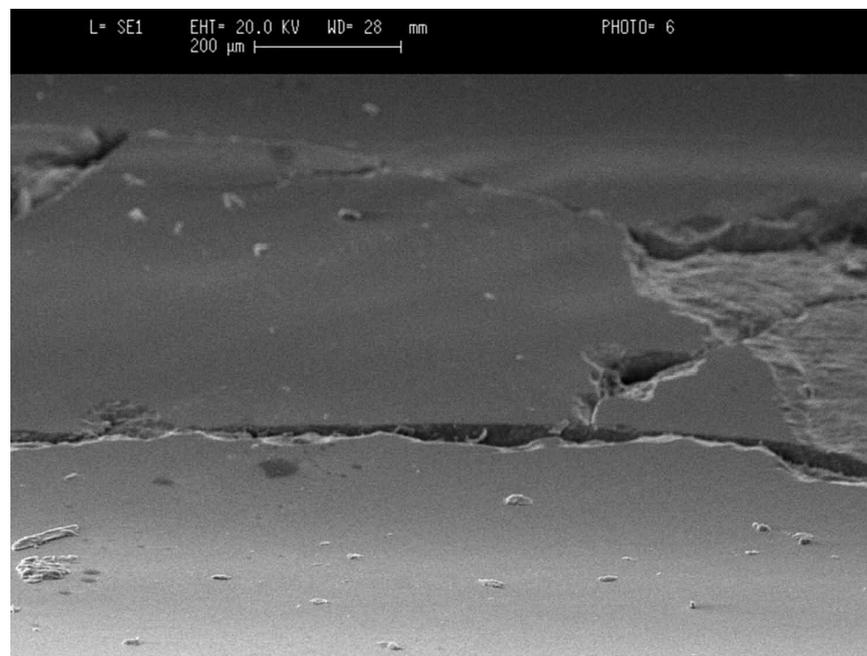


Abbildung 45: Detail aus Abbildung 44.

Ebenfalls klar erkennbar ist ein Riss, der ungefähr 500 µm senkrecht zur Walzrichtung in die Walze hinein verläuft. Der Ausbruch ist in Folge des in die Walze hineinwachsenden Risses entstanden (Abbildung 46 und Abbildung 47).

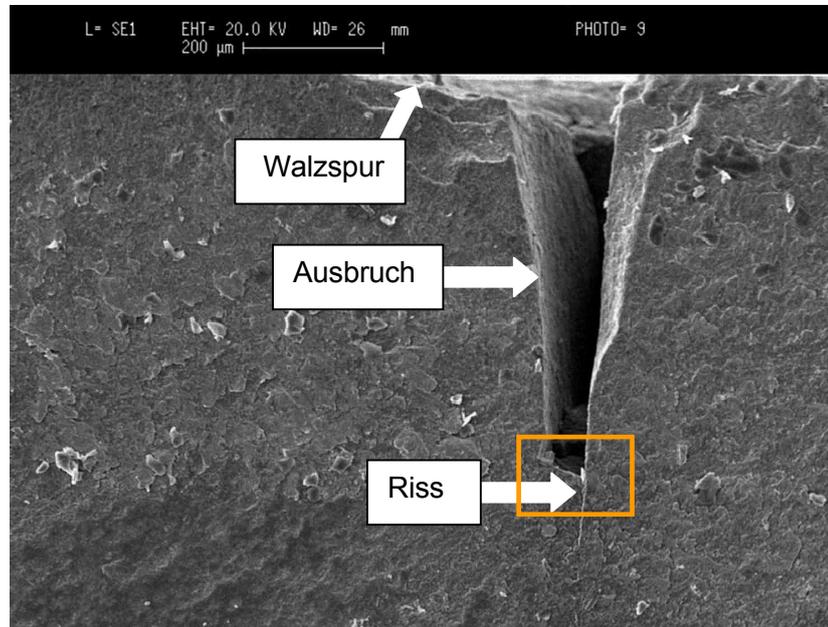


Abbildung 46: Ausbruch und Riss senkrecht zur Walzspur, ca. 500 µm in die Walze hinein verlaufend. Markierter Bereich in Abbildung 47 vergrößert dargestellt.

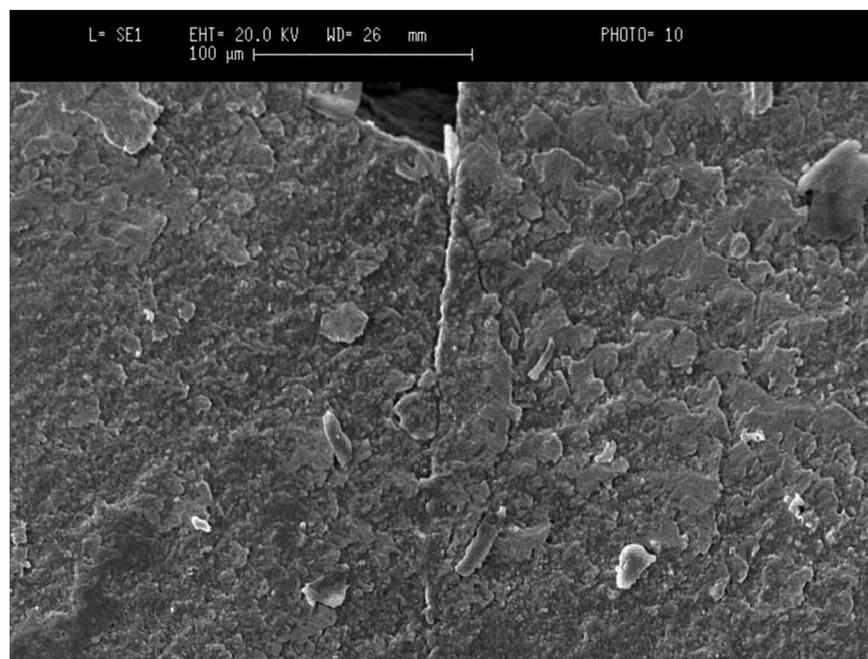


Abbildung 47: Detail aus Abbildung 46.

Die Abbildung 48 und Abbildung 49 zeigen Teilchen bestehend aus Glasphase (SiO_2) in der Id-Bruchfläche der Oberwalze des Walzringpaars Nr. 5. Diese Glas-

phase ist vermutlich während des Walzbetriebes durch eine Reaktion des Siliziums der Keramik mit dem Kühlwasser oder dem Luftsauerstoff entstanden [39]. Mögliche Reaktionsgleichgewichte dafür lauten:

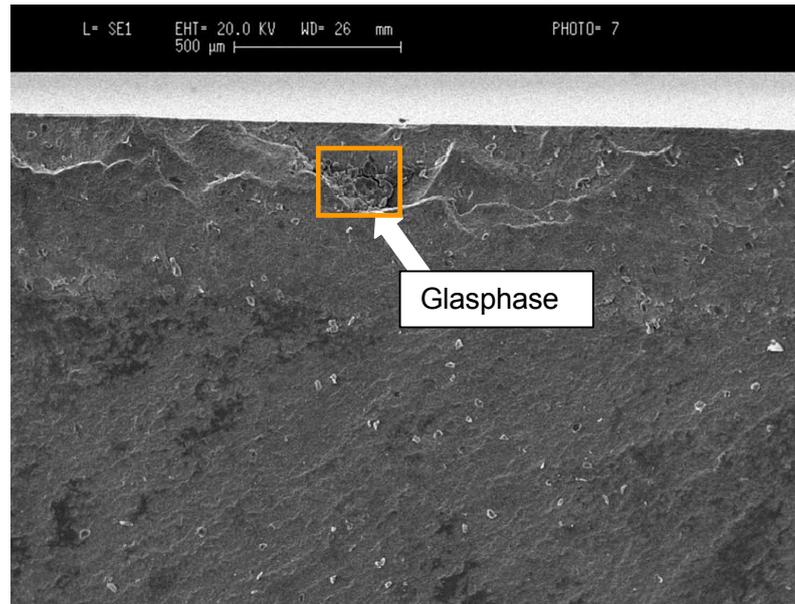
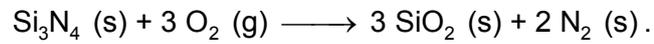
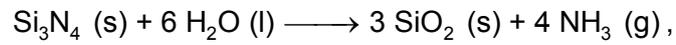


Abbildung 48: Glasphase in der Bruchfläche der Oberwalze des Walzenpaares Nr. 5.

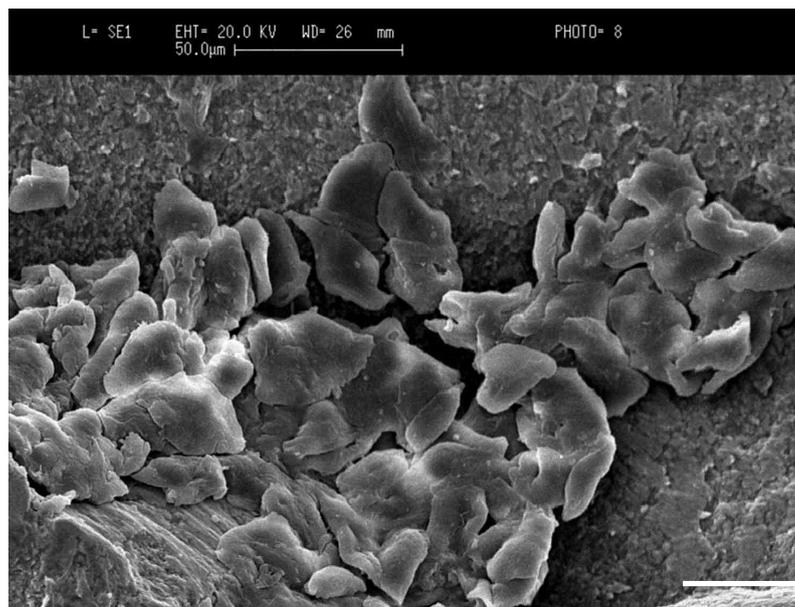


Abbildung 49: Glasphase, Vergrößerung des markierten Bereichs aus Abbildung 48.

4.3.3.5. Schadenstyp Id

Als Schadenstyp Id wird das Abbrechen von ausgedehnten Bereichen an der Walzringseite bezeichnet. Die Vorstufe dazu ist in Abbildung 50 dargestellt, wo sich in der Walze 1 des Walzringpaares Nr. 2 bereits Risse über große Bereiche gebildet haben, aber noch nicht vollständig durch das Bauteil gelaufen sind um eine Absplitterung herbeizuführen.

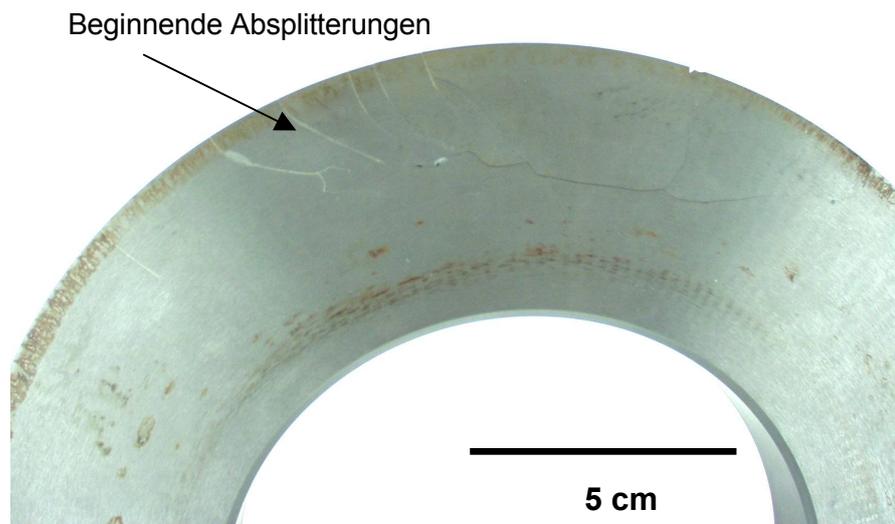


Abbildung 50: Sich entwickelnde Absplitterungen des Typs Id.

Im Walzenpaar 5 trat dieser Schadenstyp bzw. die Vorstufe dazu ebenfalls auf (Abbildung 51).



Abbildung 51: Beginnende Absplitterungen in der Oberwalze des Walzringpaares 5.

Abbildung 52 zeigt die starke Beschädigung in Walze 2 des Walzringpaares Nr. 2. Zu erkennen ist eine großflächige seitliche Absplitterung, die von tiefen, in der Walzspur entstandenen Rissen ausgeht. Die kontaktinduzierte Zugspannung kann für den großflächigen Rissfortschritt nicht verantwortlich gemacht werden, da sie nur in einem sehr kleinen Gebiet um den Kontaktbereich Walze-Draht wirkt. Die Absplitterung ist höchstwahrscheinlich durch Schubspannungen (vom Walzmoment herrührend) verursacht worden sein, die auf bereits vorgeschädigte Bereiche des Ic-Typs einwirkten.



Abbildung 52: Walze 2 des Walzringpaares Nr. 2 mit großer Absplitterung. In der Walzspur ist ein umlaufender Riss erkennbar.

Wesentlich stärker beschädigt war die Walze 2 des Walzenpaares Nr. 4 (Abbildung 53 und Abbildung 54). Es gibt eine große Absplitterung, die ungefähr 20% der seitlichen Ringfläche einnimmt. Zusätzlich ist die Walze über den gesamten Querschnitt durchgerissen.

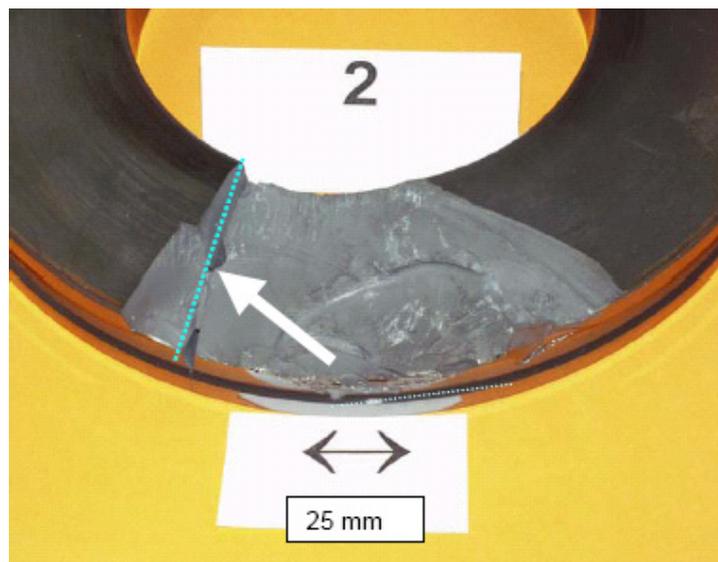


Abbildung 53: Walzenpaar Nr.4, Walzring 2. Seitliche Absplitterung des Typs Id. Die durchgerissene Stelle ist mit einem Pfeil gekennzeichnet.

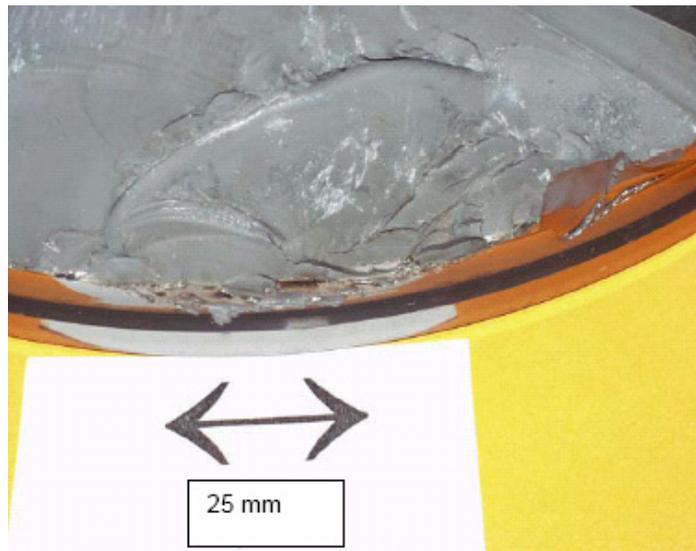


Abbildung 54: Walzenpaar Nr.4, Walzring 2. Die Schädigungen reichen bis in die Walzspur hinein.

Die stärksten Beschädigungen hatte die Oberwalze des Walzenpaares Nr. 5. Zu erkennen ist eine großflächige seitliche Absplitterung (Abbildung 55). Der Rissausgang dafür liegt in der Walzspur.

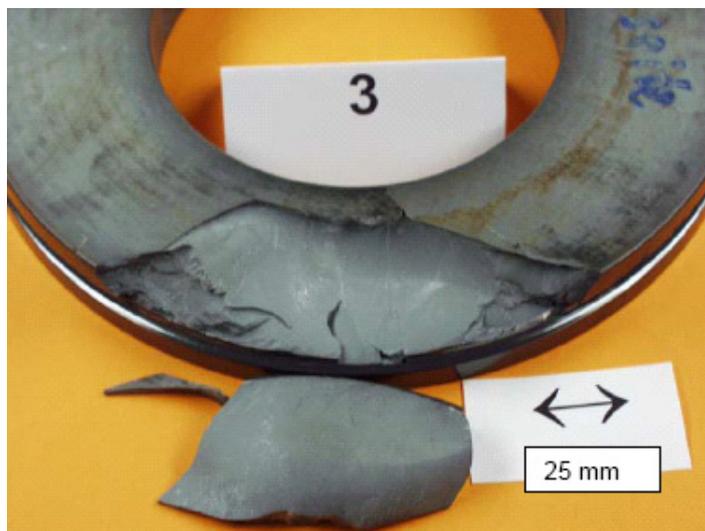


Abbildung 55: Oberwalze des Walzenpaares Nr. 5. Seitliche Absplitterung, die von einem Riss in der Walzspur ausgeht.

Abbildung 56 zeigt einen weiteren Schaden an der Walze 1 des Walzenpaares Nr. 4. Die Ab- bzw. Aussplitterung ist hier nicht so ausgedehnt wie in den zuvor beschriebenen Fällen. Der Ausbruch geht aber wiederum von der Walzspur aus und erstreckt sich bis zur Seitenfläche der Walze.

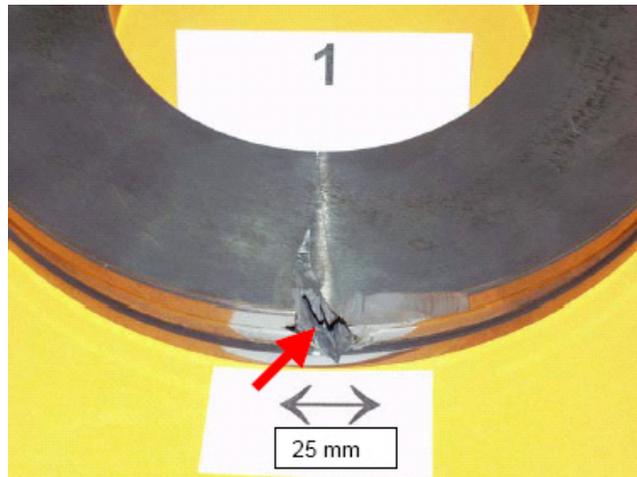


Abbildung 56: Schaden am Walzring 1 des Walzenpaares Nr. 4 im Gerüst DB03.

Beim Heraustrennen der Segmente für den Schliff quer zur Walzrichtung (Unterwalze des Walzenpaares Nr. 5) kam es zu einem Bruch der Trennscheibe. Grund dafür war ein Verklemmen der Trennscheibe, vermutlich in Folge hoher Eigenstressungen in der Keramikwalze.

4.3.3.6. Schadenstyp IIa

Abbildung 57 zeigt ein Beispiel für den Schadenstyp IIa der an einem Ring des Walzenpaares 3 aufgetreten ist. Die Form und Lage des Ausbruchs legt nahe, dass er von einer konzentrierten an der Einspannungsseite wirkenden Kraft verursacht wurde [38]. Möglicherweise befand sich zwischen Druckring und Walzring ein Fremdkörper (evt. Schleifkorn) der zu einer konzentrierten Lasteinleitung führte. Auch eine geringe Unebenheit der Walzringstirnseite, welche nicht durch die elastische Verformung ausgeglichen werden konnte, käme als Ursache für den Ausbruch in Frage.

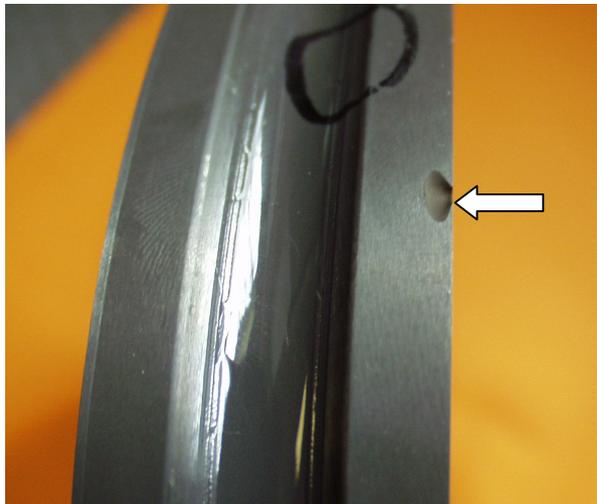


Abbildung 57: Ring des Walzenpaares Nr. 3. IIa-
Abplatzung an der Aussenkante.

4.3.3.7. Schadenstyp IIb

Spröde Werkstoffe sind anfällig für Kantenausbrüche [38]. Daher wurden alle vier Walzen der Walzenpaare 4 und 5 mit dem Stereomikroskop auf derartige Schäden untersucht. Dabei konnten an einer der walzspurseitig gelegenen Kanten des Walzrings 2 des Walzenpaares Nr. 4 über den gesamten Umfang Absplitterungen gefunden werden (Abbildung 58).

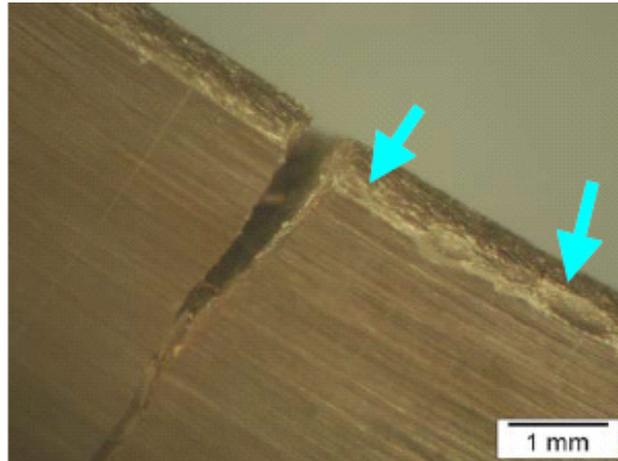


Abbildung 58: Walzenpaar Nr. 4, Walzring 2. Absplitterungen an der Innenkante im Bereich des umlaufenden Risses.

Ober- und Unterwalze des Walzenpaares Nr. 5 hatten an den beiden Kanten zwischen Walzspurfläche und Mantelfläche ähnliche, wenn auch viel kleinere Schädigungen. Diese Absplitterungen waren teilweise bereits mit freiem Auge sichtbar (Abbildung 59 und Abbildung 60).

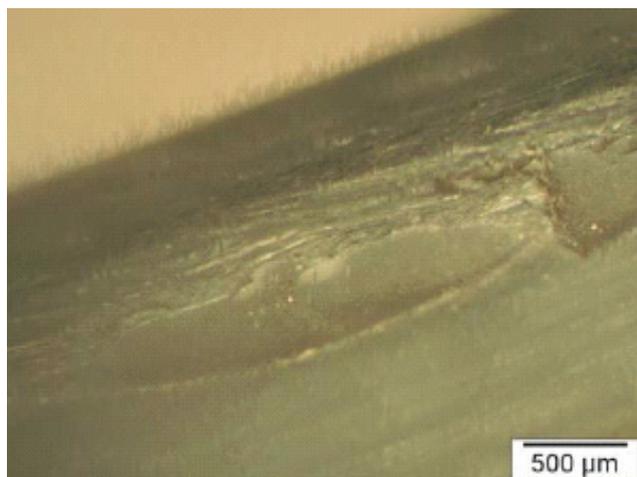


Abbildung 59: Oberwalze des Walzenpaares Nr. 5. Abplatzungen an der Walzspurkante.

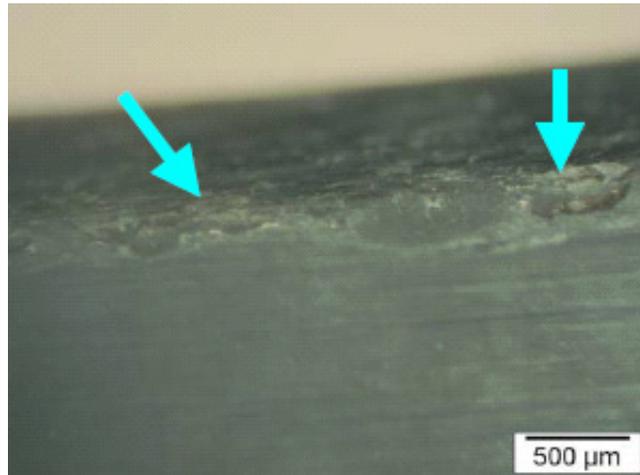


Abbildung 60: Unterwalze des Walzenpaares Nr. 5.
Abplatzungen an der Walzspurkante.

5. Walzparameter im Gerüst DB03

Die Walzversuche mit keramischen Walzringen wurden wie beschrieben an den Drahtblockgerüsten DB01, DB03 und DB04 mit zahlreichen Drahtwerkstoffen und zwei Drahtenddimensionen (5,5 und 9 mm) durchgeführt. Da die Erstellung des Finite-Elemente-Modells (vor allem die Ermittlung der Fließkurven für die gewalzten Materialien), und die Ausführung der numerischen Simulation einen hohen Aufwand darstellen, wurde entschieden, in dieser Arbeit nur einen speziellen Umformprozess in einem Gerüst für einen Werkstoff zu simulieren.

Es lag nahe, den Versuch im Gerüst DB03 bei der Walzung des Nicrofer 6020 mit Fertigdurchmesser 5,5 mm zum Analysegegenstand der numerischen Simulation zu machen, da bei diesem Prozess die höchsten Belastungen auf die Walze auftraten und die geringste Standzeit mit nur 5 t erreicht wurde. Mit den in dieser Simulation errechneten Spannungen in der Keramikwalze erhält man also die Obergrenze der Werkzeugbeanspruchung.

Zur Absicherung bzw. Verifizierung der Ergebnisse der FE-Berechnung wird zunächst eine analytische Berechnung der Walzkraft durchgeführt.

Bekannt aus der Betriebsdatenerfassung sind die Abmessungen (h_0, b_0, h_1, b_1) und Querschnitte (A_0, A_1) des in das Kaliber ein- und auslaufenden Drahtes, die Geschwindigkeiten des Drahtes vor (v_0) und nach (v_1) der Umformung, die Drehzahl n_W der Walzen sowie die maximale Umformfestigkeit k_f der Legierung Nicrofer 6020 für die Bedingungen im DB03. Diese Daten sind im Anhang A, Tabelle 16 zusammengestellt. Die Kaliberdimensionen sind in Abbildung 142 dargestellt.

Gemäß Glg. 1 werden die mittleren Höhen des Drahtes vor und nach der Umformung berechnet:

$$h_{0m} = \frac{A_0}{b_0} = \frac{61,37 \text{ mm}^2}{8,53 \text{ mm}} = 7,19 \text{ mm} \text{ und} \quad \text{Glg. 38}$$

$$h_{1m} = \frac{A_1}{b_1} = \frac{52,09 \text{ mm}^2}{10,49 \text{ mm}} = 4,97 \text{ mm} . \quad \text{Glg. 39}$$

Die absolute Höhenabnahme Δh_m während des Stiches ist

$$\Delta h_m = h_{0m} - h_{1m} = 7,19 - 4,97 = 2,22 \text{ mm} . \quad \text{Glg. 40}$$

Der Arbeitsdurchmesser im Gerüst DB03 beträgt

$$D_{1a} = D_w + s - h_{1m} = 225 + 0,9 - 4,97 = 220,93 \text{ mm} \quad \text{Glg. 41}$$

und der Greifwinkel α ist

$$\alpha = \arccos\left(1 - \frac{h_{0m} - h_{1m}}{D_{1a}}\right) = \arccos\left(1 - \frac{7,19 - 4,97}{220,93}\right) = 8,13^\circ . \quad \text{Glg. 42}$$

Die gedrückte Länge errechnet sich zu

$$l_d \cong \sqrt{\frac{D_{1a}}{2} \Delta h_m} = \sqrt{\frac{220,93}{2} \cdot 2,22} = 15,66 \text{ mm} , \quad \text{Glg. 43}$$

die mittlere Höhe und Breite im Walzspalt ergeben sich aus

$$h_m = \frac{h_{0m} + h_{1m}}{2} = \frac{7,19 + 4,97}{2} = 6,08 \text{ mm} , \quad \text{Glg. 44}$$

$$b_m = \frac{b_0 + b_1}{2} = \frac{8,53 + 10,49}{2} = 9,51 \text{ mm} . \quad \text{Glg. 45}$$

Die projizierte, gedrückte Fläche kann nun berechnet werden:

$$A_d = b_m l_d = 9,51 \cdot 15,66 = 148,9 \text{ mm}^2 . \quad \text{Glg. 46}$$

Der Fließscheidenwinkel δ trennt Nacheil- und Voreilzone:

$$\delta = \mu \frac{2l_d}{\Delta h_m} = 0,25 \cdot \frac{2 \cdot 15,66}{2,22} = 3,51^\circ, \quad \text{Glg. 47}$$

Für den Reibungskoeffizienten wurde basierend auf den Tabellen nach GUBKIN in [3] der Wert 0,25 angenommen.

Die Höhe des Drahtes in der Fließscheide errechnet sich mit Glg. 14:

$$h_F = h_{1m} + D_{1a} (1 - \cos \delta) = 4,97 + 220,93 (1 - \cos 3,5^\circ) = 5,38 \text{ mm} .$$

Die Längungs-, Stauchungs- und Breitungsgrade sind wie folgt:

$$\lambda = \frac{A_0}{A_1} = \frac{61,37 \text{ mm}^2}{52,09 \text{ mm}^2} = 1,18, \quad \text{Glg. 48}$$

$$\gamma_m = \frac{h_{1m}}{h_{0m}} = \frac{4,97 \text{ mm}}{7,19 \text{ mm}} = 0,69, \text{ und} \quad \text{Glg. 49}$$

$$\beta = \frac{1}{\lambda \gamma_m} = \frac{1}{1,18 \cdot 0,69} = 1,23. \quad \text{Glg. 50}$$

Der Breitungsgrad β wurde aus der Bedingung der Volumskonstanz ($\lambda \cdot \gamma \cdot \beta = 1$) ermittelt.

Die wahren Umformgrade berechnen sich wie folgt zu:

$$\varphi_{h,m} = \ln \gamma_m = -0,371 \quad \text{Glg. 51}$$

$$\varphi_l = \ln \lambda = 0,166 \quad \text{Glg. 52}$$

$$\varphi_b = \ln \beta = 0,207 \quad \text{Glg. 53}$$

Bei Vorliegen eines mehrachsigen Dehnungszustandes wird ein Vergleichsumformgrad φ_v nach VON MISES verwendet [4]:

$$\varphi_v = \sqrt{\frac{2}{3}(\varphi_{h,m}^2 + \varphi_l^2 + \varphi_b^2)} = 0,372 \quad \text{Glg. 54}$$

Die Umformzeit t_D (jene Zeit, die ein Punkt auf der Drahtachse benötigt, um die Strecke zwischen Walzeinlauf und -auslauf zurückzulegen) errechnet sich aus:

$$t_D = \frac{\alpha \cdot 60}{360^\circ \cdot n_W} = \frac{\alpha}{6n_W} = \frac{8,13}{6 \cdot 724,56} = 1,87 \cdot 10^{-3} \text{ s} , \quad \text{Glg. 55}$$

mit einer Walzendrehzahl n_W im DB03 von 724,56 U/min.

Die Vergleichsumformgeschwindigkeit beträgt

$$\dot{\varphi}_v = \varphi_v \cdot \frac{1}{t_D} = 0,372 \cdot \frac{1}{1,87 \cdot 10^{-3}} = 198,9 \text{ s}^{-1}. \quad \text{Glg. 56}$$

Der Beiwert ζ errechnet sich zu

$$\zeta = \frac{2\varphi_l - \varphi_b - \varphi_h}{\varphi_b - \varphi_h} = \frac{2 \cdot 0,166 - 0,207 + 0,371}{0,207 + 0,371} = 0,858 \quad \text{Glg. 57}$$

und daraus der Umformwirkungsgrad:

$$\eta = \frac{2}{\sqrt{3 + \zeta^2}} = \frac{2}{\sqrt{3 + 0,858^2}} = 1,035 . \quad \text{Glg. 58}$$

Für den Fließwiderstand ergibt sich nach GOLOWIN:

$$k_r = k_f \left[1 + \mu \left(\frac{l_d}{h_m} - 1 \right) - \eta \right] = 725 \left[1 + 0,25 \left(\frac{15,66}{6,08} - 1 \right) - 1,035 \right] = 260 \text{ MPa} . \quad \text{Glg. 59}$$

mit 725 MPa als Umformfestigkeit k_f für die Verhältnisse im Gerüst DB03. Dieser Wert stammt aus Torsionsversuchen, durchgeführt unter vergleichbaren Beding-

ungen wie sie beim Walzen auftreten (Temperatur, Umformgrad, Umformgeschwindigkeit).

Der Umformwiderstand beträgt dann

$$k_w = \eta k_f + k_r = 1,035 \cdot 725 + 260 = 1010 \text{ MPa} . \quad \text{Glg. 60}$$

und die zu erwartende Umformkraft nach der einfachen Glg. 24 errechnet sich zu:

$$F \approx k_w \cdot A_d = 1010 \cdot 148,9 = 150,4 \text{ kN} . \quad \text{Glg. 61}$$

Walzkraftberechnung nach CELIKOW

Die Walzkraft nach CELIKOW berechnet man nach:

$$F_{\text{Cel}} = A_d \frac{2\eta k_f}{\left(1 - \frac{h_{1m}}{h_{0m}}\right) \cdot \delta} \left[\left(\frac{h_{0m}}{h_{1m}}\right)^{\frac{\delta-1}{2}} - \left(1 - \frac{h_{0m} - h_{1m}}{2 \cdot h_{0m}}\right) \right] = \quad \text{Glg. 62}$$

$$148,9 \cdot \frac{2 \cdot 1,035 \cdot 725}{\left(1 - \frac{4,97}{7,19}\right) \cdot 3,5} \left[\left(\frac{7,19}{4,97}\right)^{\frac{3,5-1}{2}} - \left(1 - \frac{7,19 - 4,97}{2 \cdot 7,19}\right) \right] = 153,2 \text{ kN}$$

Walzkraftberechnung nach OROWAN-PASCOE

Die abgeleiteten geometrischen Größen werden nach OROWAN-PASCOE wie folgt ermittelt:

mittlere Höhe im Walzspalt:

$$h_{m,OP} = \frac{2h_{1m} + h_{0m}}{3} = \frac{2 \cdot 4,97 + 7,19}{3} = 5,71 \text{ mm} \quad \text{Glg. 63}$$

und mittlere Walzgutbreite:

$$b_{m,OP} = \frac{2b_1 + b_0}{3} = \frac{2 \cdot 10,49 + 8,53}{3} = 9,84 \text{ mm} . \quad \text{Glg. 64}$$

Da in diesem Fall die Breite des Drahtes 1,5- bis 2-mal so groß ist wie die mittlere Höhe $h_{m,OP}$ ist, errechnet man die Walzkraft nach

$$F_{OP} = \eta k_f b_{m,OP} l_d \left[0,8 + 0,25 \frac{l_d}{h_{1m}} - \frac{h_{m,OP} h_{1m}}{1,5 b_{m,OP} l_d} \left(\frac{l_d}{2h_{1m}} - 0,2 \right)^3 \right] =$$

$$= 1,155 \cdot 725 \cdot 9,84 \cdot 15,66 \cdot \left[0,8 + 0,25 \cdot \frac{15,66}{4,97} - \frac{5,71 \cdot 4,97}{1,5 \cdot 9,4 \cdot 15,66} \left(\frac{15,66}{2 \cdot 4,97} - 0,2 \right)^3 \right] =$$

$$= 161,7 \text{ kN}$$

Glg. 65

Die Abschätzung der Walzkraft im DB03 ergibt also zunächst Werte zwischen 150 und 162 kN. Dieser Bereich ist jedoch ein oberer Grenzwert, da der Umformwiderstand k_w bzw. die Umformfestigkeit k_f in obigen Gleichungen als konstant vorausgesetzt wurden. Tatsächlich ist zu berücksichtigen, dass die Umformfestigkeit mit dem Grad der Umformung ansteigt und man mit dem mittleren Wert k_{fm} rechnen muss, wie in Abbildung 61 dargestellt. Die Herleitung der gezeigten Fließkurve für Nicrofer 6020 ist in Anhang B ausführlich beschrieben.

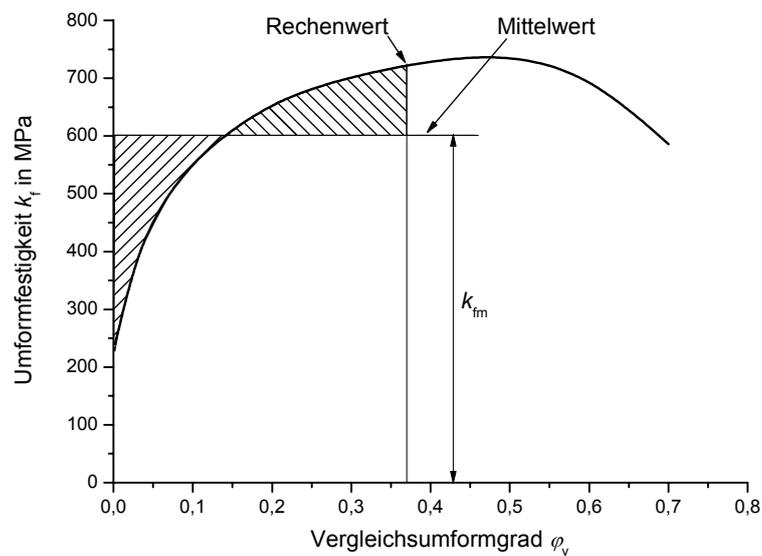


Abbildung 61: Verlauf der Umformfestigkeit k_f für Nicrofer 6020 über dem Vergleichsumformgrad φ_v für die Verhältnisse im DB03 und Ermittlung der mittleren Umformfestigkeit k_{fm} für eine Umformung bis zu einem φ_v von 0,372.

Für die Umformung von Nicrofer 6020 im DB03 ergibt sich so eine mittlere Umformfestigkeit k_{fm} von 602 MPa. Mit diesem Wert errechnet sich dann eine Walzkraft von 124 kN nach CELIKOW und von 134 kN nach OROWAN-PASCOE.

Die von Böhler verwendete Walzprozesssoftware *HB Wicon Rolling* gibt die Walzkraft mit 134 kN an. Es ist daher anzunehmen, dass *Wicon* mit einem mittleren Verformungswiderstand und den Gleichungen nach OROWAN-PASCOE rechnet. Die später in der FE-Simulation zu erwartende Walzkraft sollte demnach im Bereich zwischen 124 bis 134 kN liegen.

Die mittlere Flächenpressung p_m kann mittels

$$p_m = \frac{F}{A_d} = \frac{F}{b_m \cdot l_d} \quad \text{Glg. 66}$$

bestimmt werden. Bei Verwendung der höheren Walzkraft nach OROWAN-PASCOE ergibt sich p_m im DB03 zu 900 MPa.

In Tabelle 6 sind die wichtigsten Ergebnisse für die Verhältnisse im DB03 bei Walzung des Nicrofer 6020 zusammengefasst.

Tabelle 6: Wichtigste berechnete Parameter im DB03, Walzung von Nicrofer 6020.

Greifwinkel α	8,13°
Gedrückte Länge l_d	15,66 mm
Projizierte gedrückte Fläche A_d	148,9 mm ²
Fließeckenwinkel δ	3,51°
Längungsgrad λ	1,18
Stauchungsgrad γ	0,69
Breitungsgrad β	1,23
Vergleichsumformgrad ϕ_v	0,372
Umformzeit t_D	$1,87 \cdot 10^{-3}$ s
Vergleichsumformgeschwindigkeit $\dot{\phi}_v$	198,9 s ⁻¹
Walzkraft F_{Cel} nach CELIKOW	124 kN
Walzkraft F_{OP} nach OROWAN-PASCOE	134 kN
Mittlere Flächenpressung p_m	900 MPa

6. Berechnung der thermischen Spannungen

6.1. Finite-Elemente-Modellierung

6.1.1. Allgemeines

Die Temperatur des durch den Drahtblock durchlaufenden Drahtes beträgt zwischen 1059 und 1075 °C (Tabelle 3). Damit die Temperaturen in den Walzen während des Betriebes nicht zu stark ansteigen, müssen diese mittels einer Wasserbedüsung am Umfang gekühlt werden (Abbildung 62). Ein Punkt auf der Walze erfährt so pro Walzenumdrehung zwei plötzliche Temperaturwechsel: den ersten, wenn er in Berührung mit dem heißen Draht kommt, und den zweiten bei der erneuten Kühlwasserbeaufschlagung nach Beendigung des Drahtkontaktes.

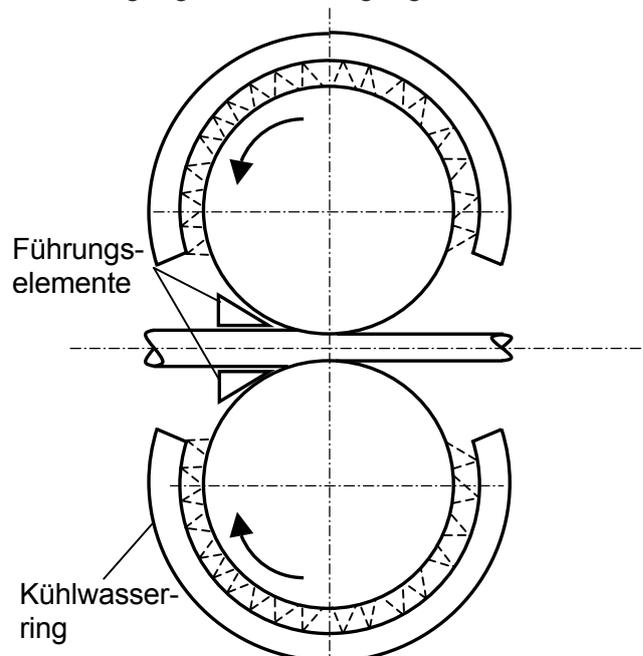


Abbildung 62: Schematische Darstellung der Walzenkühlung.

Das dabei entstehende transiente Temperaturfeld kann hohe Zugspannungen hervorrufen, welche gerade in spröden Bauteilen eine Bruchgefahr verursachen können. Deshalb ist eine Ermittlung der Temperaturentwicklung in der Walze und in Folge der thermischen Spannungen notwendig. Dazu werden als wichtigste Randbedingungen die Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Walze und Draht sowie zwischen Walze und Kühlwasser benötigt.

6.1.2. Wärmeübergangskoeffizient Draht – Walze

Der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Draht und Walze wird mit α_D bezeichnet und nach WANKHEDE und SAMARASEKERA [40] mit Glg. 67 berechnet:

$$\alpha_D = 695 \cdot p_m - 34400. \quad \text{Glg. 67}$$

Hierbei ist p_m die mittlere Flächenpressung im Walzspalt in MPa und α_D der Wärmeübergangskoeffizient in $\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$. In Tabelle 7 sind die Werte, die für die Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten notwendig sind, sowie die resultierenden Ergebnisse für alle Walzversuche zusammengestellt.

Tabelle 7: Wärmeübergangskoeffizienten Draht-Walze und beeinflussende Parameter.

Versuch	Draht-block	F_{\min} [kN]	F_{\max} [kN]	b_m [mm]	l_d [mm]	$p_{m,\min}$ [MPa]	$p_{m,\max}$ [MPa]	$\alpha_{D,\min}$ [kW m ⁻² K ⁻¹]	$\alpha_{D,\max}$ [kW m ⁻² K ⁻¹]
1	DB01	50	85,1	12,95	19,13	215	366	115,1	220,0
2	DB03	34	134	9,51	15,66	228	900	124,3	591,0
3	DB03	34	86	9,51	15,66	228	577	124,3	366,9
4	DB03	34	77	9,51	15,66	228	517	124,3	324,9
5	DB04	25	58	7,45	15,35	219	507	117,5	318,1
6	DB01	42	148	10,96	16,10	238	839	131,0	548,5

Der höchste Wärmeübergangskoeffizient trat im zweiten Versuch mit $591 \text{ kW m}^{-2} \text{K}^{-1}$ auf. Da die thermische Spannung mit den Temperaturdifferenzen in der Walze ansteigt und letztere wiederum mit dem Wärmeübergangskoeffizient, wird in Folge mit einem α_D von $600 \text{ kW m}^{-2} \text{K}^{-1}$ (*worst case* - Annahme) gerechnet, um die obere Grenze für den Wärmeübergang und der thermischen Spannung zu ermitteln.

6.1.3. Wärmeübergangskoeffizient Kühlwasser – Walze

Die analytische Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten ist prinzipiell mit Hilfe von Ähnlichkeitskennzahlen möglich. Dazu wäre jedoch die genaue Kenntnis der Strömungsverhältnisse (Druck, Geschwindigkeit, Temperatur) der Kühlwasserbeaufschlagung notwendig. Diese Werte sind aufgrund der komplizierten Anströmung, der Eigenbewegung der Walze, ihres Temperaturfeldes, Verdampfungsvorgängen auf der Walzenoberfläche und vielem mehr, falls überhaupt, nur mit sehr großem Aufwand zu eruieren. Da es in diesem Teil der Arbeit zunächst nur um eine grobe Abschätzung der thermischen Spannungen geht, wurde auf eine eigene Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Walze und Kühlwasser verzichtet und stattdessen eine Literaturrecherche durchgeführt. TSENG *et al.* [41] geben eine umfassende Übersicht über gemessene und berechnete Werte. Für ähnliche Bedingungen wie in den Drahtblöcken bei Böhler findet man in dieser Referenz einen Wertebereich von 6 bis 40 $\text{kW m}^{-2} \text{K}^{-1}$ für den Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Walze und Kühlwasser. RAUDENSKY *et al.* [42] haben in ihren Versuchen Werte zwischen 20 und 50 $\text{kW m}^{-2} \text{K}^{-1}$ ermittelt. Für die FE-Berechnung wurde ein Wert von $\alpha_W = 20 \text{ kW m}^{-2} \text{K}^{-1}$, der in der Mitte des in der Literatur gefundenen Wertebereichs liegt, gewählt.

6.1.4. Ermittlung von notwendiger Netzdichte und Zeitschrittweite

Da die Berechnung transient durchgeführt wird, muss nicht nur die notwendige Netzfeinheit (räumliche Diskretisierung), sondern auch die Größe der Zeitschrittweite (zeitliche Diskretisierung) bestimmt werden. Diese beiden Parameter wurden zunächst anhand eines 1-dimensionalen Linienmodells bestimmt, welches in Abbildung 63 dargestellt ist.

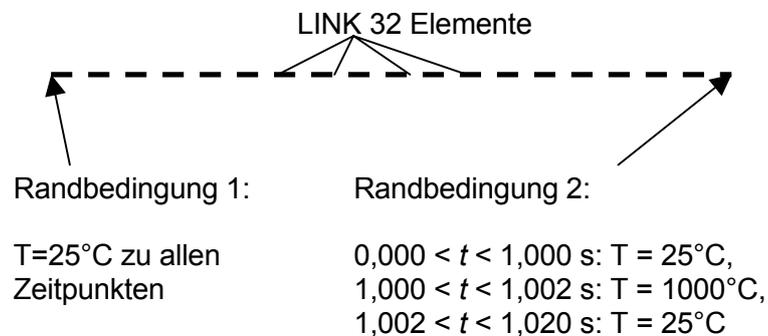


Abbildung 63: Thermisches 1D-Modell zur Bestimmung von notwendiger Netzdichte und Zeitschrittweite.

Das LINK32 - Element ist ein Elementtyp in ANSYS®, welcher an jedem Ende einen Knoten, mit je einem Freiheitsgrad (Temperatur) besitzt. Das Element besitzt keinen Mittelknoten, die Ansatzfunktion ist linear. Die Berechnung erfolgt transient in drei Lastschritten: Der erste Lastschritt weist allen Elementen 25°C als Starttemperatur zu. Im zweiten Lastschritt erfolgt eine plötzliche Aufbringung einer Temperatur von 1000°C am rechten Ende des Modells, welche für 2 ms dort wirkt (das ist die Zeitdauer des Kontaktes zwischen Draht und Walze). Im letzten Lastschritt werden die 1000°C entfernt und es folgt eine Kühlung mit 25°C für eine Dauer von 80 ms (also in etwa die Zeit, in der ein Punkt auf der Walze in Kontakt mit dem Kühlwasser steht).

Diese thermische Beanspruchung wurde mit verschiedenen Elementgrößen und Zeitschrittweiten berechnet. Die Ergebnisse der Berechnungen sind einerseits die räumliche Temperaturverteilung zu einem bestimmten Zeitpunkt und andererseits der zeitliche Temperaturverlauf an einem bestimmten Punkt. Abbildung 64 zeigt

den Verlauf der Temperatur im Linienmodell 2 ms nach Aufbringung der 1000 °C für Elementgrößen von 1, 10 und 100 μm .

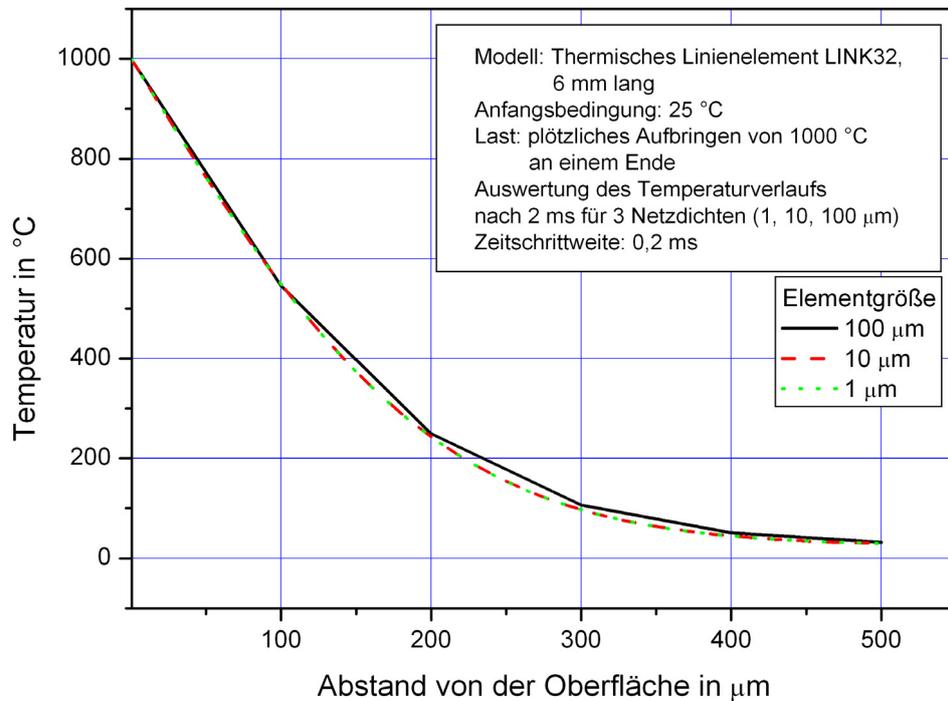


Abbildung 64: Temperaturverteilung im Linienmodell 2 ms nach Aufbringung der 1000 °C für drei verschiedene Netzdichten.

Man erkennt, dass erst bei einer Elementlänge von 100 μm kleine Unterschiede zu den Ergebnissen mit der Netzdichte von 1 μm und 10 μm sichtbar werden. Demnach kann man mit einem Knotenabstand von 100 μm die Temperaturverteilung hinreichend genau berechnen. Für höherwertige Elemente (d.h. Elemente mit Mittelknoten und parabolischer Ansatzfunktion) bedeutet dies (bei konservativer Abschätzung) eine größte zulässige Elementgröße von 200 μm .

Abbildung 65 zeigt den Einfluss der Zeitschrittweite auf den zeitlichen Temperaturverlauf in einem Punkt 10 μm unter der Oberfläche. Daraus wird deutlich, dass man für eine hinreichend genaue thermische Analyse des Walzvorganges eine Zeitschrittweite von höchstens 0,1 ms verwenden darf. Bei größeren Zeitschrittweiten als 0,1 ms werden die zeitlichen Temperaturgradienten und somit die Thermochockbeanspruchung unterbewertet.

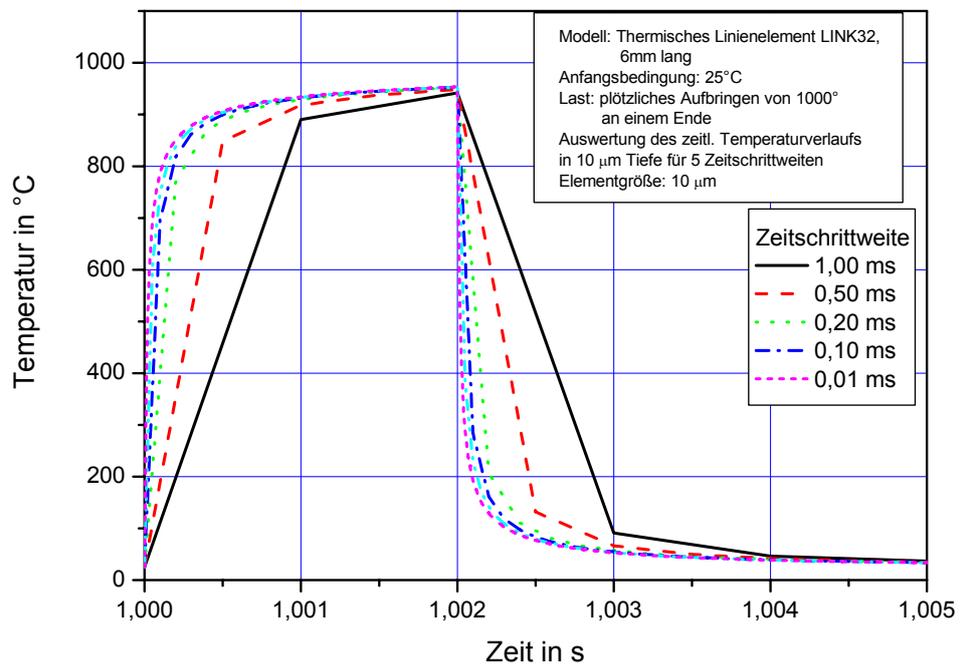


Abbildung 65: Zeitlicher Temperaturverlauf in 10 µm Tiefe für fünf verschiedene Zeitschrittweiten.

Nachdem anhand des 1-dimensionalen Modells die notwendige Netzdichte für das 2-dimensionale Modell (Elementgröße der parabolischen Elemente 200 µm) sowie die Zeitschrittweite von 0,1 ms ermittelt wurde, kann die Berechnung durchgeführt werden.

6.1.5. Aufbau des 2-D-Modells

Dem 2D-Modell wurde die Geometrie des Walzrings im DB03 zugrunde gelegt, da bei diesem Block die höchsten Beanspruchungen auftreten und extreme Bedingungen studiert werden sollen. Hier liegt auch der höchste Wärmeübergangskoeffizient zwischen Draht und Walze vor. Modelliert wird die Schnittebene durch die tiefste Stelle der Walzspur. Der Kalibergrunddurchmesser beträgt 219,7 mm und der Greifwinkel α in dieser Ebene $8,47^\circ$. Die im DB03 herrschenden Bedingungen sind in Tabelle 8 dargestellt.

Tabelle 8: Für die thermische Berechnung im DB03 verwendete Parameter

Parameter	Symbol	Wert	Einheit
Walzendrehzahl	n_W	724,6	U/min
Drahttemperatur	T_D	1060	$^\circ\text{C}$
Kühlwassertemperatur	T_W	25	$^\circ\text{C}$
Wärmeübergangskoeffizient Draht / Walze	α_D	600	$\text{kW m}^{-2} \text{K}^{-1}$
Wärmeübergangskoeffizient Kühlwasser/ Walze	α_W	20	$\text{kW m}^{-2} \text{K}^{-1}$
Wärmeleitfähigkeit Si_3N_4	λ_{th}	25	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$
spez. Wärmekapazität Si_3N_4	c_p	1100	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$
Dichte Si_3N_4	ρ	3240	kg m^{-3}
E-Modul Si_3N_4	E	305000	MPa
Wärmeausdehnungskoeffizient	α_{th}	$3,3 \cdot 10^{-6}$	K^{-1}
Greifwinkel	α	8,47	$^\circ$
Zeit für eine Umdrehung	t_U	$82,8 \cdot 10^{-3}$	s
Anzahl der Umdrehungen bei der Verarbeitung eines Knüppels aus Nicrofer 6020 mit 380 kg (übliches Gewicht)	$N_{U,1K}$	1170	U
Kontaktzeit eines Walzenpunkts mit Draht	t_D	$1,95 \cdot 10^{-3}$	s

In Abbildung 66 ist das FE-Netz des 2-D-Modells dargestellt. Nachdem sich im 1-D Fall gezeigt hat, dass sich merkliche Temperaturänderungen nur bis wenige Zehntel Millimeter in die Tiefe ereignen (jedenfalls während der ersten paar Umdrehungen der Walze), wurde eine 1 mm dicke Schicht an der Oberfläche fein (200 μm Elementgröße) vernetzt. Die Elementgröße im Rest der Walze beträgt 3 bis 5 mm. Als Elementtyp wurde das PLANE77 (Rechteckelement mit vier Knoten an den Eckpunkten und vier Mittelknoten an den Kanten) verwendet. Der diskontinuierliche Übergang zwischen den unterschiedlich fein vernetzten Bereichen wird mittels Kopplungsgleichungen realisiert. Das bedeutet, dass die errechneten Knotenwerte der fein vernetzten Grenzschicht auf die korrespondierenden Knoten des grob vernetzten Bereiches übertragen werden. Wie man im 1-D-Modell gesehen hat, sind die Temperaturänderungen in 1 mm Tiefe zu Beginn des Walzvorganges vernachlässigbar klein (siehe Abbildung 64) und die Vergrößerung des Netzes somit ohne weiters möglich. Weiters genügte es, lediglich ein Viertel der Walze zu modellieren, da die Auswirkungen der Temperaturbelastung so stark lokalisiert sind, dass die Wärmeleitung zu den nicht modellierten Bereichen der Walze vernachlässigt werden kann. Da an den Schnitturnen des modellierten Walzringviertels naturgemäß Rechenfehler auftreten, da die Wärmeleitung im Gegensatz zu den realen Verhältnissen unterbrochen ist, wurde in der unmittelbaren Nähe dieser Bereiche keine Auswertung durchgeführt. Die zeitliche Temperaturentwicklung an der Oberfläche sowie in das Walzeninnere hinein wurde für den in Abbildung 66 markierten Knoten durchgeführt. Dieser Auswerteknoten befindet sich am drahteinlaufseitigen Beginn des Kontaktbereichs zwischen Draht und Walze.

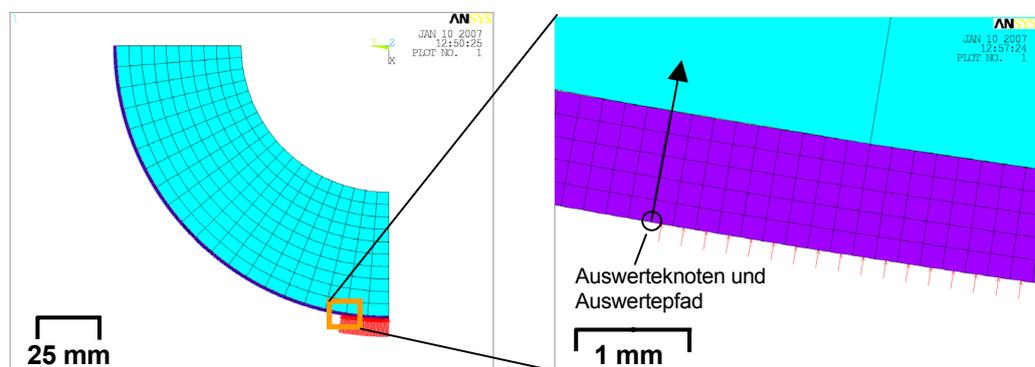


Abbildung 66: Finite-Elemente-Netz des 2-D-Modells.

Das FE-Netz ist in der Simulation feststehend, deshalb werden die konvektiven Randbedingungen als am Umfang wandernd aufgebracht. Die Ausdehnung der Zone des Kontaktes mit dem Draht beträgt $8,47^\circ$ (Greifwinkel α), der restliche Walzenumfang wird mit der Kühlrandbedingung beaufschlagt. Die konvektiven Randbedingungen werden in 1° -Schritten (das entspricht einem Zeitschritt von knapp $0,23$ ms) über den Walzenumfang bewegt. Um die Berechnung möglichst nahe an einen quasiperiodischen Zustand für den oberflächennahen Walzenbereich zu führen, wurden 20 vollständige Umdrehungen der Walze berechnet. Eine Simulation des Walzprozesses für die Verarbeitung eines 380 kg schweren Knüppels aus Nicrofer 6020 würde in etwa 1170 Umdrehungen erfordern. Diese vollständige Rechnung war aufgrund der zu erwartenden langen Rechenzeiten (in etwa zwei Wochen mit der zur Verfügung gestandenen Hardware) nicht realisierbar.

Für die Berechnung der thermischen Spannungen wird nach Abschluss der transienten Temperaturberechnung der thermische Elementtyp durch den strukturmechanischen Typ mit der Option „Ebener Dehnungszustand“ ersetzt. Die zuvor errechneten Temperaturverteilungen in der Walze werden dann als Lasten in der strukturmechanischen Berechnung aufgebracht und ergeben über den Wärmeausdehnungskoeffizienten und die Behinderung der Dehnung die thermischen Spannungen. Die Annahme eines ebenen Dehnungszustandes ist dadurch begründet, dass die Walze mit einer Breite von 26 mm nicht mehr als dünne Struktur (ebener Spannungszustand) betrachtet werden kann.

6.2. Temperaturverteilung in der Walze

Abbildung 67 zeigt die zeitliche Entwicklung der Temperaturen am Auswerteknoten an der Oberfläche und in 1 mm Tiefe. Man erkennt zweierlei: Zum ersten bildet sich auf der Oberfläche nach bereits wenigen Umdrehungen ein annähernd periodischer Zustand aus, bei dem die Temperatur an einer Stelle während einer Umdrehung zwischen etwa 930 °C und etwa 135 °C pendelt. Zum zweiten wird der Walze während der Kühlphase so viel an Wärme entzogen, dass trotz der hohen Drahttemperatur nur relativ wenig Wärme in das Walzenvolumen gelangt. Die Temperatur beträgt in 1 mm Tiefe weniger als 200 °C nach 20 Umdrehungen. Der Großteil des Walzringvolumens erwärmt sich somit kaum oder nur geringfügig. Dieses Ergebnis steht im Einklang mit Aussagen von Arbeitern bei Böhler, welche die Walzringe nach einem Walzdurchgang als „handwarm“ beschreiben.

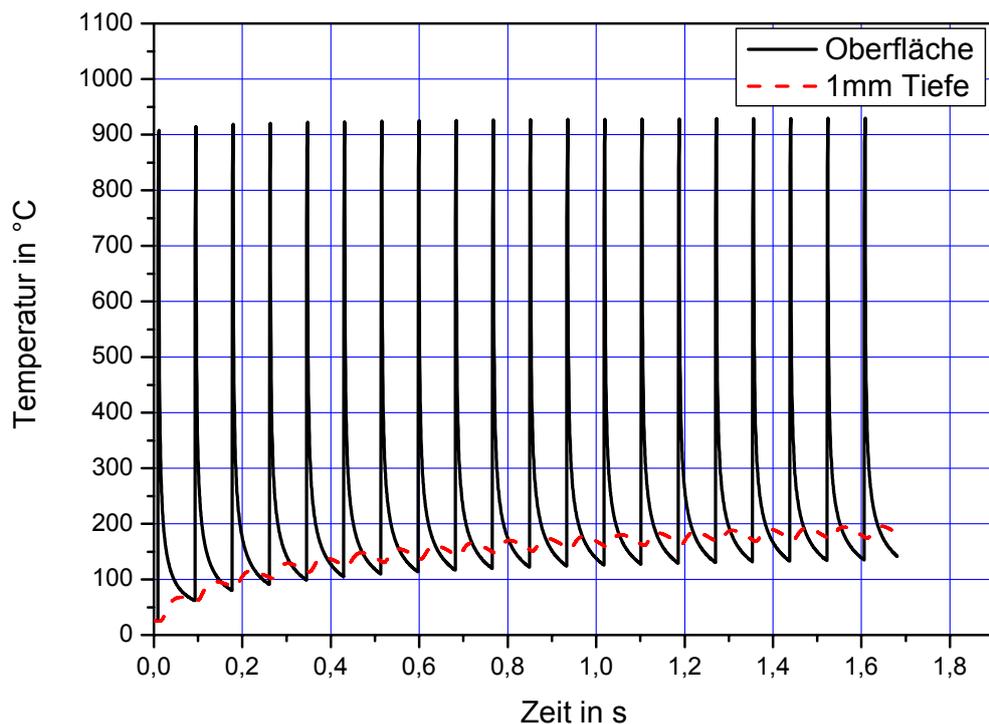


Abbildung 67: Zeitliche Temperaturentwicklung am Auswerteknoten an der Walzringoberfläche und in 1 mm Tiefe für die ersten 20 Umdrehungen.

Abbildung 68 zeigt noch einmal den vorher gezeigten Temperaturverlauf in 1 mm Tiefe sowie die Temperaturentwicklungen für drei weitere, tiefer gelegene Positionen entlang des in Abbildung 66 dargestellten Auswertepfades. Während in 1 mm Tiefe die Temperatur nach 20 Umdrehungen bereits sichtbar einem Grenzwert asymptotisch zustrebt, steigen die Temperaturen in den tiefer gelegenen Zonen noch deutlich an. Da in diesen Zonen die Temperaturdifferenzen sehr viel geringer sind als im oberflächennahen Bereich und damit auch die zu erwartenden thermischen Spannungen, wurde auf eine Weiterführung der Berechnung über die 20 Umdrehungen hinaus verzichtet.

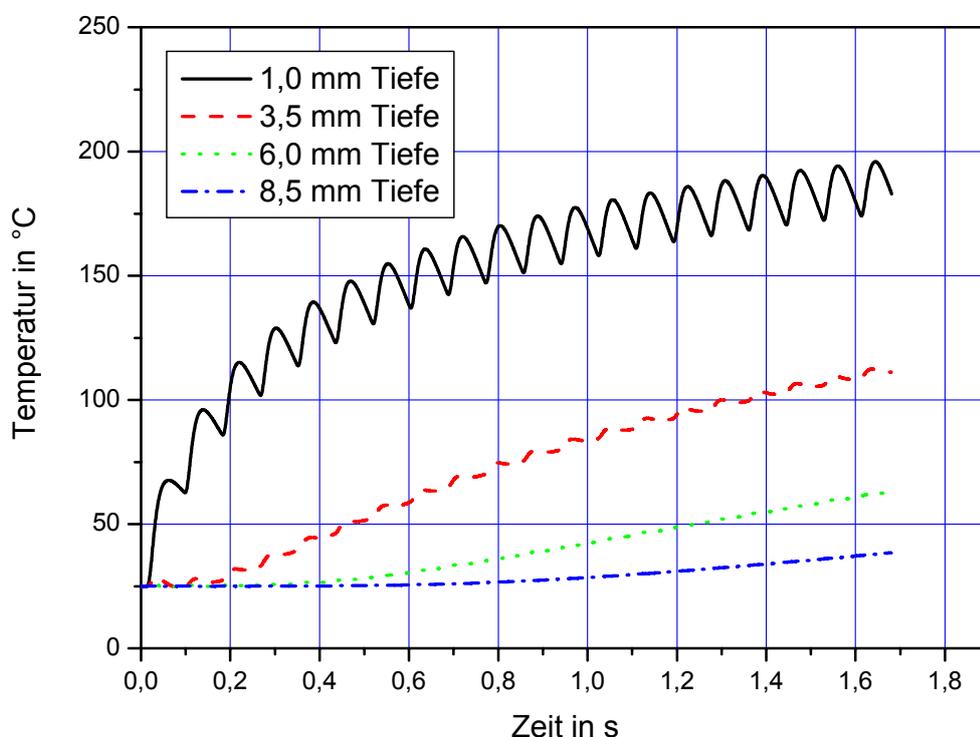


Abbildung 68: Zeitliche Temperaturentwicklungen für vier Stellen innerhalb der Walze für die ersten 20 Umdrehungen.

In Abbildung 69 ist die zeitliche Entwicklung des Temperaturprofils entlang des Auswertepfades während der ersten Umdrehung des Walzrings dargestellt. Die erste Kurve (bei 200°C abgeschnitten) zeigt die Temperaturtiefenverteilung nach 8,47° Walzendrehung (bzw. nach 2 ms). Das ist jener Drehwinkel, in dem der Auswerteknoten die Heizstrecke zwischen Drahteinlauf und Drahtauslauf durchlaufen hat. Die Oberflächentemperatur am Auswerteknoten beträgt nach dieser Heizphase 907°C. In etwa 0,7 mm Tiefe weist die Temperatur noch die anfänglichen 25°C auf. Nach der Drehung der Walze auf 60° (zweite Kurve), ist die Oberflächentem-

peratur am Auswerteknoten aufgrund der Kühlwasserbeaufschlagung auf etwa 160°C gesunken. Die höchste Temperatur im Auswertepfad liegt nun ca. 0,25 mm unter der Oberfläche und beträgt etwa 167°C. Die Wärmeleitung während der Kühlphase findet also von diesem Maximum ausgehend sowohl in Richtung Walzenoberfläche als auch in Richtung Walzeninneres statt. Die nächsten Kurven zeigen die weitere Entwicklung des Temperaturprofils bei anhaltender Wärmeabfuhr durch die Kühlung und Wärmeleitung in Richtung Walzeninneres. Nach 300° Walzendrehung, also kurz bevor die Auswerteposition wieder in Kontakt mit dem heißen Draht kommt, ist die Temperatur an der Oberfläche auf etwa 65°C zurückgegangen. Die höchste Temperatur entlang des Auswertepfads tritt zu diesem Zeitpunkt in einem halben Millimeter Tiefe mit 75°C auf. Die Erwärmung des Walzenvolumens ist knapp vor Ende der ersten Walzendrehung bis in 7 mm Tiefe erfolgt.

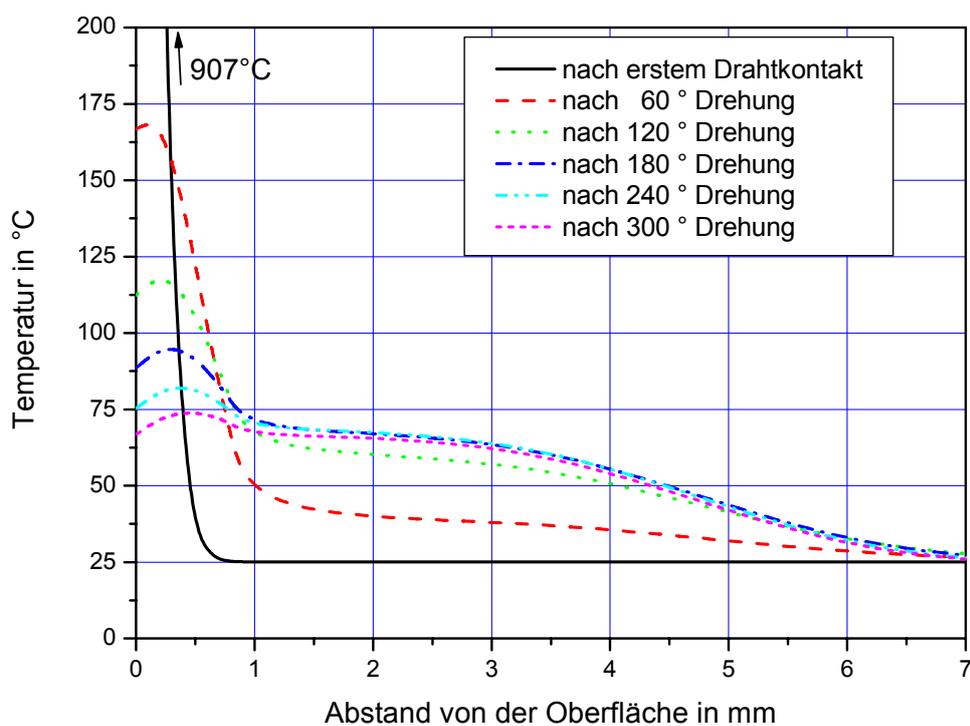


Abbildung 69: Entwicklung des Temperaturtiefenprofils während der ersten Walzenumdrehung. 60° entsprechen 13,8 Millisekunden.

Abbildung 70 zeigt Temperaturtiefenprofile (wiederum entlang des Auswertepfad) für weitere, vollständige Walzenumdrehungen. Der Auswerteknoten befindet sich nach jeder vollen Umdrehung am Drahtaustritt, wo er von allen Punkten an der Oberfläche gerade die höchste Temperatur besitzt. Die Kurven zeigen, dass sich die maximal auftretende Oberflächentemperatur mit der Zeit etwa 930 °C annähert. Mit Fortdauer des Walzvorganges verringern sich die Temperaturunterschiede zwischen der Oberfläche und den tiefer gelegenen Bereichen der Walze. Das bedeutet, dass man sich bei der im nächsten Abschnitt folgenden Berechnung der thermischen Spannungen lediglich auf den Walzbeginn zu konzentrieren braucht. Ergänzend ist mit der gepunkteten Linie noch das Temperaturprofil bei der Walzung von HSS im Drahtblock 01 im Versuch 1 nach einer Umdrehung dargestellt. Bei diesem Versuch waren die thermischen Lasten am geringsten, die Oberflächentemperatur erreicht 650 °C.

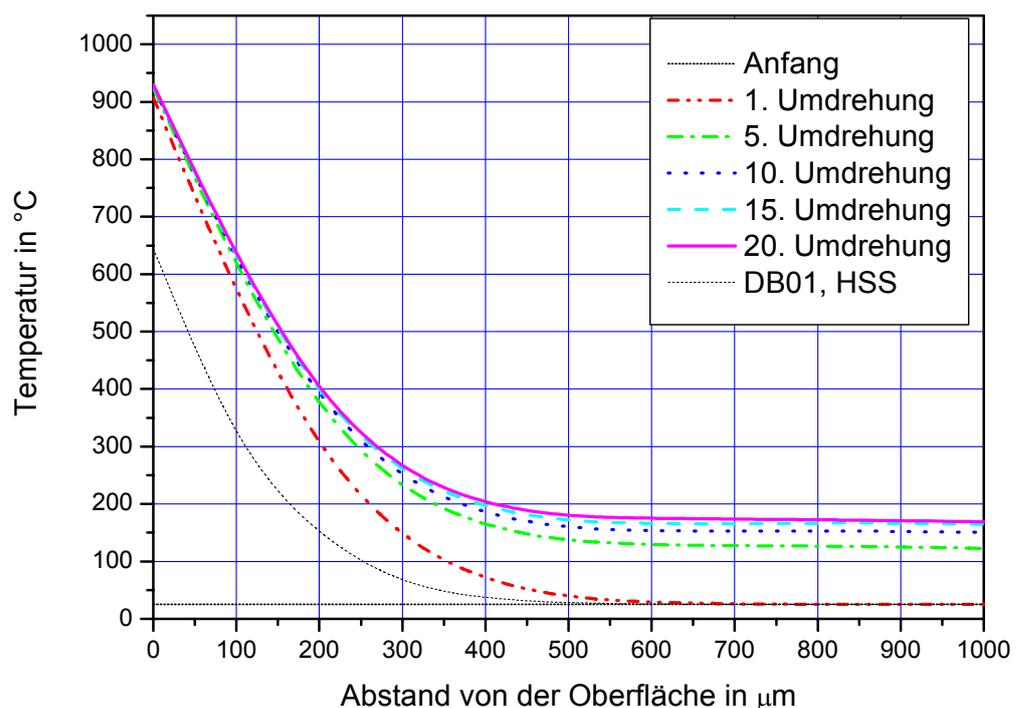


Abbildung 70: Temperaturverlauf in der Walze zu fünf Zeitpunkten entlang des Auswertepfad. Gepunktete Linie: Versuch 1 im DB01 als untere Grenzkurve.

In Abbildung 71 ist die Temperaturverteilung im Bereich des Walzspaltes nach 60° Walzendrehung dargestellt. Die höchste Temperatur tritt erwartungsgemäß am Drahtaustritt auf, d.h. an der letzten noch geheizten Stelle, unmittelbar bevor es zum Kontakt mit der Kühlflüssigkeit kommt.

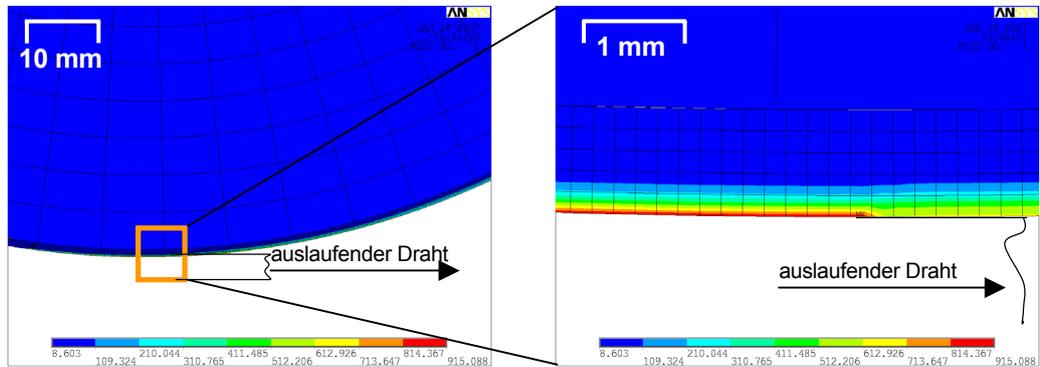


Abbildung 71: Temperaturverteilung in der Walze nach 60° Drehung. Rechts: Vergrößerung des Bereichs im Bild links.

Den Verlauf der Oberflächentemperatur entlang des Umfangs zu diesem Zeitpunkt zeigt Abbildung 72. Der Koordinatenursprung liegt an der drahteinlaufseitigen Grenze zwischen Walzenkühlung und Drahtkontakt. Die größten Temperaturgradienten weisen die Bereiche am Drahteinlauf und -auslauf auf.

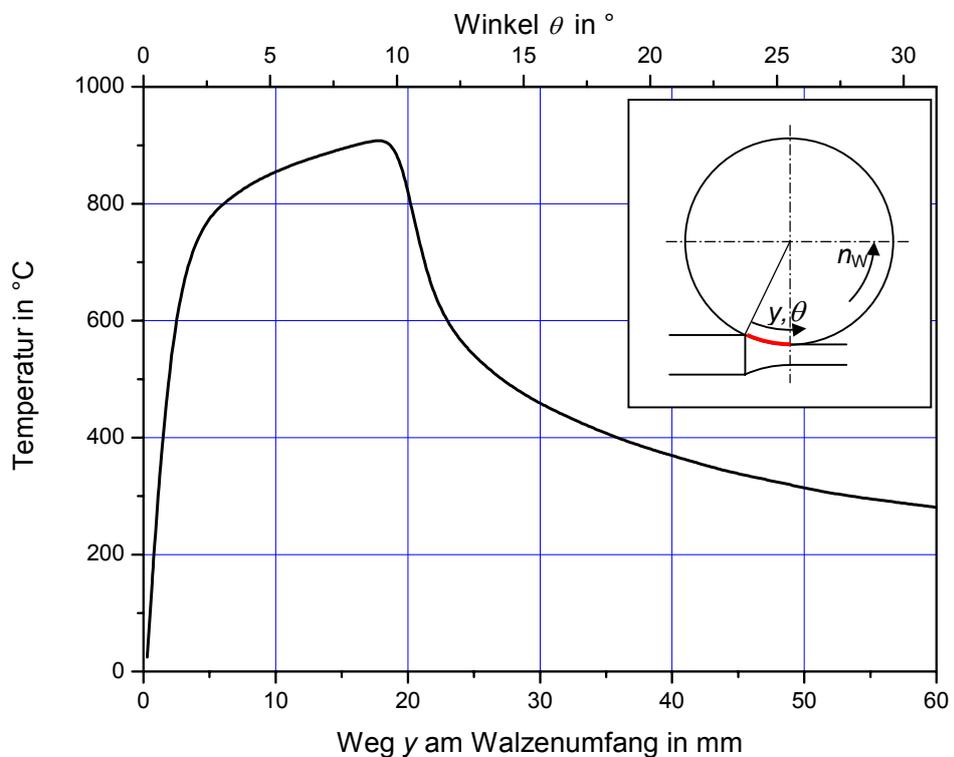


Abbildung 72: Temperaturverlauf auf der Walzenoberfläche nach 60° Drehung ab Walzbeginn.

6.3. Thermische Spannungen

Aufgrund der im vorigen Abschnitt ermittelten örtlichen Temperaturverteilung sind die höchsten thermischen Spannungen auf oder knapp unter der Oberfläche in der Drahteinlauf- oder -auslaufzone zu erwarten, da in diesen Bereichen die Temperaturunterschiede am höchsten sind. Zeitlich gesehen werden die thermischen Spannungen zu Beginn des Walzprozesses am höchsten sein, da sich die Temperaturunterschiede mit Fortdauer des Walzvorganges durch die fortschreitende Wärmeleitung verringern. Aus diesen Überlegungen lässt sich zweierlei ableiten: Zum einen verlangen die oberflächennahen Bereiche eine feine Vernetzung um die dort zu erwartenden hohen Spannungsgradienten erfassen zu können. Zum anderen genügt die Betrachtung eines nur geringen Zeitraumes ab Walzbeginn, was auch eine Verkleinerung des modellierten Bereichs auf ein Walzensegment mit lediglich 30° Ausdehnung erlaubt (Abbildung 73). Bis in eine Tiefe von 1 mm wurde mit einer Elementgröße von $50\ \mu\text{m}$ vernetzt, danach vergrößern sich die Elemente graduell auf 3 mm für den restlichen Bereich des betrachteten Segments. Die dem Netz angepasste neue Zeitschrittweite beträgt nun 0,06 ms. Dieses Zeitinkrement entspricht dem Weiterbewegen der konvektiven Lasten um $50\ \mu\text{m}$ je Lastschritt.

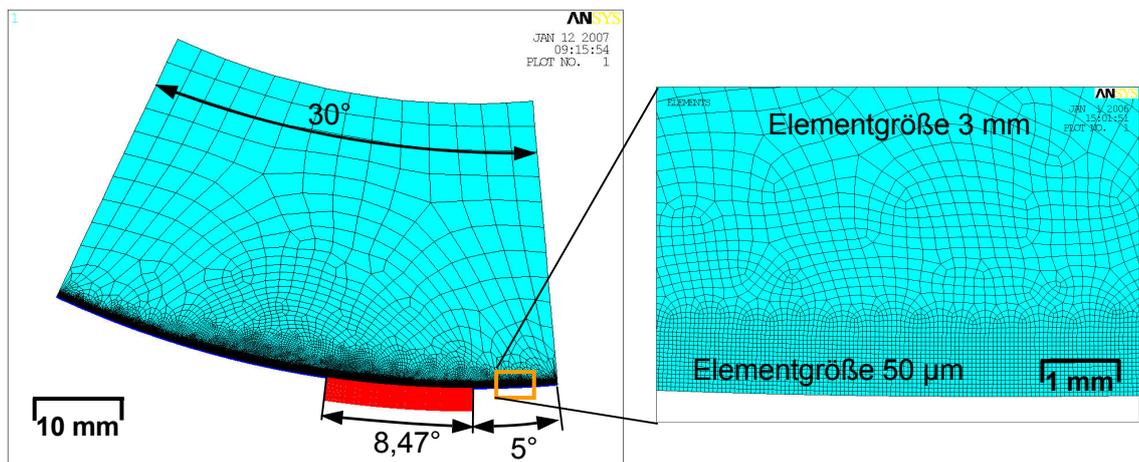


Abbildung 73: FE-Netz für die Berechnung der thermischen Spannungen. Links: gesamtes betrachtetes Walzensegment, rechts: Detaildarstellung der fein vernetzten Oberflächenschicht.

Die Heizzone mit der Ausdehnung von $8,47^\circ$ wurde um insgesamt 10° über die Walze bewegt. Um qualitätsmindernde Einflüsse der Segmentränder auf die Lösung zu minimieren, wurde die Heizzone zu Simulationsbeginn in einem Abstand von 5° vom Segmentrand positioniert.

Für jeden während der Simulation berechneten Zeitpunkt wurde die jeweils größte im Modell vorhandene erste Hauptspannung ausgelesen (Abbildung 74).

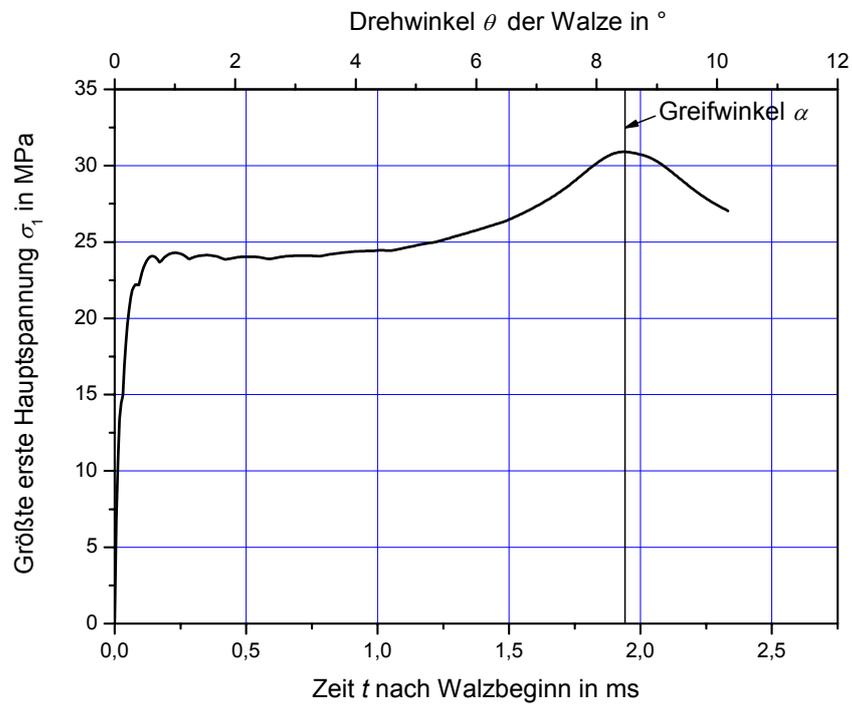


Abbildung 74: Größte vorhandene erste Hauptspannung ab Walzbeginn.

Dabei zeigt sich zunächst ein rascher Anstieg auf etwa 24 MPa. Dieser Wert bleibt kurzzeitig unverändert, steigt dann aber weiter auf das Maximum von 31 MPa, welches nach exakt 1,9 ms bzw. 8,47 ° Walzendrehung (dem Greifwinkel α) auftritt. Die Spannungsverteilung zu diesem Zeitpunkt ist in Abbildung 75 gezeigt.

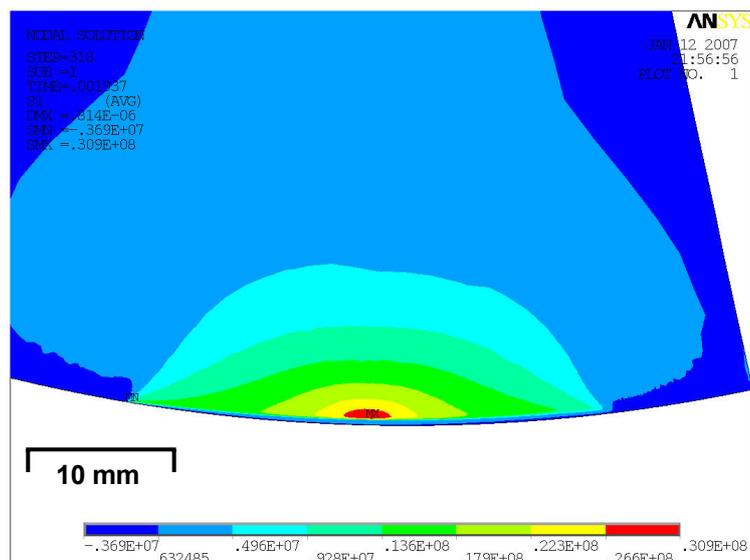


Abbildung 75: Maximale erste Hauptspannung 1,9 ms nach Walzbeginn.

Abbildung 76 zeigt den am höchsten beanspruchten Bereich detaillierter. Die größte Zugspannung befindet sich 600 µm unter der Oberfläche am Drahtaustritt, wo der vorher vom Draht auf knapp 900 °C aufgeheizte Bereich in Kontakt mit dem Kühlwasser kommt.

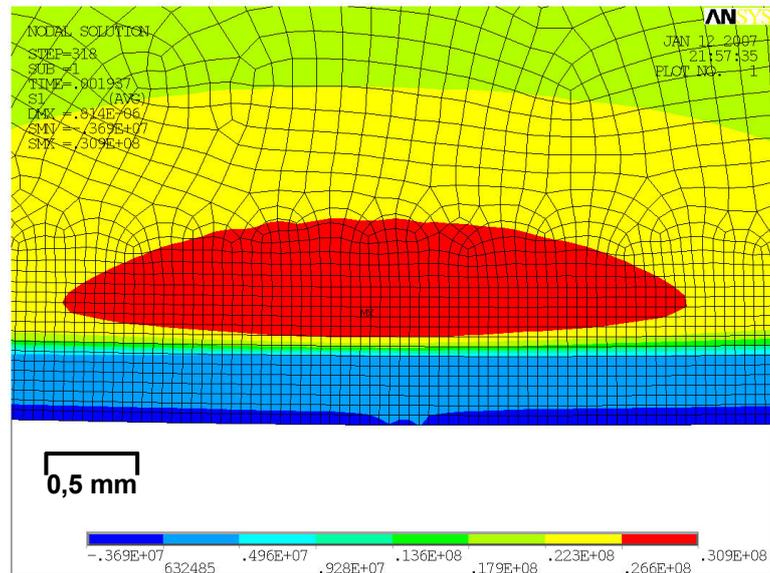


Abbildung 76: Vergrößerte Darstellung des Bereichs maximaler Zugspannung.

Dieser abgebildete Zustand bleibt nun für den verbleibenden Walzvorgang qualitativ derselbe. Quantitativ kommt es aufgrund der fortschreitenden Durchwärmung der Walze von Umdrehung zu Umdrehung zu einem Absinken der Temperaturunterschiede und somit auch der thermischen Spannungen.

Die maximale erste Hauptspannung aufgrund der thermischen Last beträgt also in diesem Modell 31 MPa und ist bei einer charakteristischen Biegefestigkeit des Si_3N_4 von 945 MPa als harmlos für den Walzbetrieb einzustufen. Die aufgetretenen Schäden müssen demnach ausschließlich auf die mechanisch induzierten Spannungen zurückzuführen sein.

6.4. Zusammenfassung der Ergebnisse der thermischen Berechnung

Die maximal mögliche Oberflächentemperatur des Walzringes beträgt etwa 950 °C. Dieser Wert ist konservativ, da in der 2-D-Berechnung keine Wärmeabfuhr über die seitliche Walzeneinspannung berücksichtigt wurde. Diese größte Temperatur tritt bei der Walzung der NiBasis-Legierung Nicrofer 6020 auf, da hier der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Draht und Walze aufgrund der hohen Flächenpressung am größten ist. Der Temperaturwert ist auch deswegen konservativ, da ein etwas höherer Wärmeübergangskoeffizient, als für das Problem ermittelt, verwendet wurde ($600 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ anstelle von $591 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$).

Die geringste thermische Beanspruchung in den durchgeführten Versuchen gab es beim Walzen von HSS im Versuch 1 im DB01. Die Oberflächentemperatur erreichte dort höchstens 650 °C.

Für den oberflächennahen Bereich (bis 1 mm Tiefe) kann man nach 20 Umdrehungen der Walze ab Walzbeginn vom Vorliegen eines nahezu periodischen Zustands sprechen, bei dem die Oberflächentemperatur während einer Umdrehung zwischen etwa 930 und etwa 135 °C schwankt (Nicrofer 6020, DB03).

Die stärksten zeitlichen Temperaturänderungen in der Walze treten unmittelbar nach Beginn des Walzprozesses auf. Die größten räumlichen Temperaturdifferenzen befinden sich am Drahtein- und -auslauf. Dort treten auch unmittelbar nach Walzbeginn die höchsten thermischen Spannungen auf.

Der Ort der größten Zugspannung befindet sich 600 µm unter der Oberfläche am Drahtaustritt, wo der zuvor vom Draht auf knapp 900 °C aufgeheizte Bereich wieder erstmals in Kontakt mit dem Kühlwasser kommt.

Die maximale erste Hauptspannung aufgrund der thermischen Last beträgt 31 MPa. Diese Spannung ist zu gering, um in der Keramik zu Schädigungen zu führen. Die aufgetretenen Walzenbrüche müssen demnach durch die rein mechanische Beanspruchung entstanden sein.

Hinsichtlich Thermowechselbeständigkeit bzw. Thermorissanfälligkeit können die Si_3N_4 -Walzringe jenen aus Hartmetall aufgrund der experimentellen und theoretischen Ergebnisse als überlegen eingestuft werden.

7. Berechnung der struk- turmechanischen Spann- ungen

7.1. Analytische Abschätzung der Spannungen

Bei den durchgeführten Versuchen im Walzwerk konnten immer wieder Rissbögen gefunden werden, die an Hertz'sche Risse erinnern, wie sie bei z.B. bei einem Kugel-Platte-Kontakt auftreten und von WANG und HADFIELD ausführlichst untersucht wurden [43]. Deshalb ist es wichtig, die Zugspannungen, die am Rand der Kontaktzone am höchsten sind [44], zu ermitteln. Es wurde zunächst versucht, die Zugspannungen auf analytischem Wege mit Hilfe der Hertz'schen Gleichungen abzuschätzen [33]. Es sei vorausgeschickt, dass im Falle des Warmwalzens von Draht die Voraussetzungen für die uneingeschränkte Anwendung der Hertz'schen Gleichungen nicht gegeben sind. Diese Voraussetzungen sind wie folgt:

- Die Druckflächen sind klein gegenüber den Körperabmessungen (inkl. Krümmungs-Radien),
- die Elastizitätsgrenze wird nicht überschritten, und
- an den Druckflächen treten nur Normal- und keine Schubspannungen auf.

Zum Beispiel ist das vorausgesetzte linear-elastische Werkstoffverhalten für das Drahtmaterial nicht erfüllt. Ebenfalls ist die Ausdehnung der Kontaktfläche in der Größenordnung der Kontaktpartnerabmessungen und aufgrund der Relativbewegung zwischen Draht und Walze entstehen Reib- bzw. Schubspannungen auf der Kontaktfläche. Deshalb kann die folgende Berechnung der kontaktinduzierten Zug-

spannung am Rand der Kontaktfläche nach der Theorie von HERTZ nur als grobe Schätzung der tatsächlichen Größen verstanden werden.

Im Falle einer reinen Hertz'schen Pressung zwischen einer Kugel und einer Platte beträgt die größte Zugspannung am Rand des Kontaktbereiches

$$\sigma_{1,\max} = \frac{3F}{2\pi r_B^2} \left(\frac{1-2\nu}{3} \right). \quad \text{Glg. 68}$$

Dabei ist F die Kraft, a der Radius des Kontaktkreises und ν die Querkontraktionszahl des Plattenwerkstoffes. Der Kontaktradius r_B würde sich aus den elastischen Konstanten sowie den Krümmungsradien der Kontaktpartner errechnen [33]. Aufgrund der hohen plastischen Verformung des Drahtes wäre diese Berechnung jedoch sehr fehlerhaft. Deshalb wird der Kontaktradius r_B aus den Versuchsergebnissen ermittelt. Wie bereits in der thermischen Berechnung konzentrieren wir uns auch im Folgenden wieder auf jenen Walzversuch, in dem die größten Beanspruchungen auftraten. In diesem zweiten Walzversuch (NiBasis-Legierung im DB03) konnten bogenförmige Risse gefunden werden (beschrieben im Abschnitt 4.3.3.3) welche an der Stelle des vermuteten Rissausgangs (die Stelle der tiefsten Ausbrüche) einen Radius r_B von etwa 4 bis 5 mm aufwiesen. Damit und mit der Walzkraft F lässt sich nun grob die Zugspannung errechnen, die zu den Schäden geführt haben muss. Die Walzkraft F für diesen Versuch wurde in Kapitel 5 zwischen 124 und 134 kN liegend bestimmt.

Mit $124 \text{ kN} \leq F \leq 134 \text{ kN}$ und $4 \text{ mm} \leq r_B \leq 5 \text{ mm}$ errechnet sich die größte Zugspannung nach Glg. 68 näherungsweise zu 347 bis 586 MPa.

Diese Abschätzung zeigt, dass die mechanische Belastung der Walzringe so hoch ist, dass es zu erheblichen Zugspannungen kommen kann. Eine genauere Ermittlung der tatsächlich auftretenden Spannungen ist deshalb notwendig.

7.2. 2-D-Finite-Elemente-Berechnung

7.2.1. Allgemeines

Eine wichtige Richtlinie bei der Erstellung von Modellen ist: „So komplex wie nötig, so einfach wie möglich“. Diesem Satz folgend wurde deshalb zunächst der Walzprozess anhand eines 2-D-Modells unter Annahme des Vorliegens eines ebenen Dehnungszustandes, also wie das Walzen eines Bleches, studiert. Dieses noch recht einfache Modell diente vor allem zum Erarbeiten der grundlegenden FE-Netz-Parameter und Programmeinstellungen, welche dann später im 3-D-Modell weiterbenutzt werden konnten. Aufgrund der geringeren Elementanzahl konnten auch sehr rasche Berechnungen durchgeführt werden und Fehlereinflüsse wie falsche Elementgröße und vor allem Einstellungen der Kontaktelemente schnell behoben werden. Die Simulation bezieht sich wiederum auf den Versuch mit den Walzenpaaren 2 bei der Walzung der NiBasis-Legierung Nicrofer 6020 im DB03.

In Anhang B ist die Herleitung der Materialparameter für die Nickelbasis-Legierung Nicrofer 6020 beschrieben und in Anhang C ist die detaillierte Beschreibung zur Ermittlung der notwendigen Netzfeinheit enthalten.

7.2.2. 2-D-Finite-Elemente-Modell

Für die Modellierung des Walzvorganges wurde als Geometrie die Symmetrieebene (Schnitt A-A in Abbildung 77) des Drahtes und der Walzen normal zu den Walzenachsen gewählt. Aufgrund der zusätzlichen vertikalen Symmetrie ist es darüber hinaus ausreichend, nur die Oberwalze sowie die obere Hälfte des Drahtes zu modellieren (schraffierte Fläche).

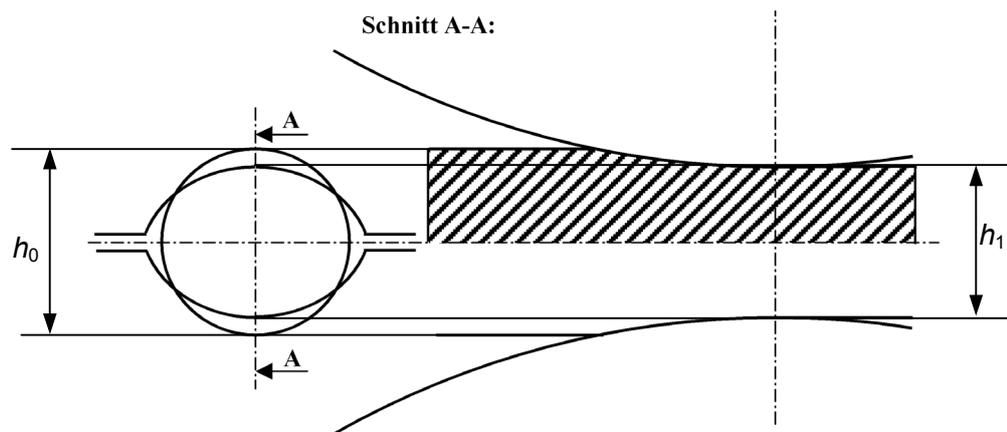


Abbildung 77: Für die 2-D-Simulation verwendete Schnittebene (Darstellung nicht maßstabsgetreu).

Anhand der linken Ansicht in obiger Darstellung erkennt man, dass das 2-D-Modell gerade jenen Längsschnitt des Drahtes behandelt, welcher der größten Stauchung (bzw. Reduktion der Höhe) unterworfen ist. Man kann also erwarten, dass die errechnete Vergleichsdehnung größer als im realen Walzvorgang bzw. in einer 3-D-Simulation sein wird.

Die Abmessungen von Draht und Walze sind in Anhang A zu finden. Da das Modell zweidimensional ist, errechnet man eine breitenbezogene Walzkraft F_b , also eine Linienkraft, mit der Einheit Newton pro mm Blechbreite. Zur Ermittlung der Walzkraft F in Newton ist diese Linienkraft mit der äquivalenten Blechbreite zu multiplizieren.

Da beim Walzen von Draht eine Breitung erfolgt, wird eine mittlere Blechbreite ermittelt: Zunächst wird aus den bekannten Parametern Eintrittsquerschnitt A_0 und Eintrittshöhe h_0 eine äquivalente Eintrittsbreite $b_{\text{äqu},0}$ errechnet, wie sie einem flächengleichen Rechteck zueigen wäre. Ebenso wird aus dem Austrittsquerschnitt A_1 und der Austrittshöhe h_1 eine äquivalente Austrittsbreite $b_{\text{äqu},1}$ ermittelt (Glg. 69 und Glg. 70).

$$b_{\text{äqu},0} = \frac{A_0}{h_0} = \frac{61,37 \text{ mm}^2}{8,79 \text{ mm}} = 6,98 \text{ mm}, \quad \text{Glg. 69}$$

$$b_{\text{äqu},1} = \frac{A_1}{h_1} = \frac{52,09 \text{ mm}^2}{6,11 \text{ mm}} = 8,53 \text{ mm}. \quad \text{Glg. 70}$$

Die mittlere äquivalente Blechbreite $b_{\text{äqu},m}$ definiert man als arithmetisches Mittel der äquivalenten Breiten:

$$b_{\text{äqu},m} = \frac{b_{\text{äqu},0} + b_{\text{äqu},1}}{2} = \frac{6,98 + 8,53}{2} = 7,76 \text{ mm}. \quad \text{Glg. 71}$$

Die für die Verformung des Drahtes hochgerechnete Walzkraft F ist dann:

$$F = F_b \cdot b_{\text{äqu},m}. \quad \text{Glg. 72}$$

Das Finite-Elemente-Modell ist in Abbildung 78 dargestellt. Aufgrund der in Anhang C dokumentierten Einsichten wurde an der Walze nur ein kleiner Bereich fein vernetzt. Diese Schicht hat eine Dicke von 2 mm und eine Winkelöffnung von 30° (25° in Richtung Drahteinlauf und 5° zum Drahtauslauf von der Vertikalen aus gemessen). Die Vernetzung der Schicht erfolgte wie in Abbildung 156 in Anhang C dargestellt. Die Elementgröße in der restlichen Walze beträgt 6 mm. Der Bereich des Drahtes, der verformt wird, wurde mit Elementen der Abmessung 0,1 (Längsrichtung) x 0,3 mm (in Dickenrichtung) modelliert, das aus der Walze auslaufende Drahtstück mit 0,3 x 0,3 mm-Elementen.

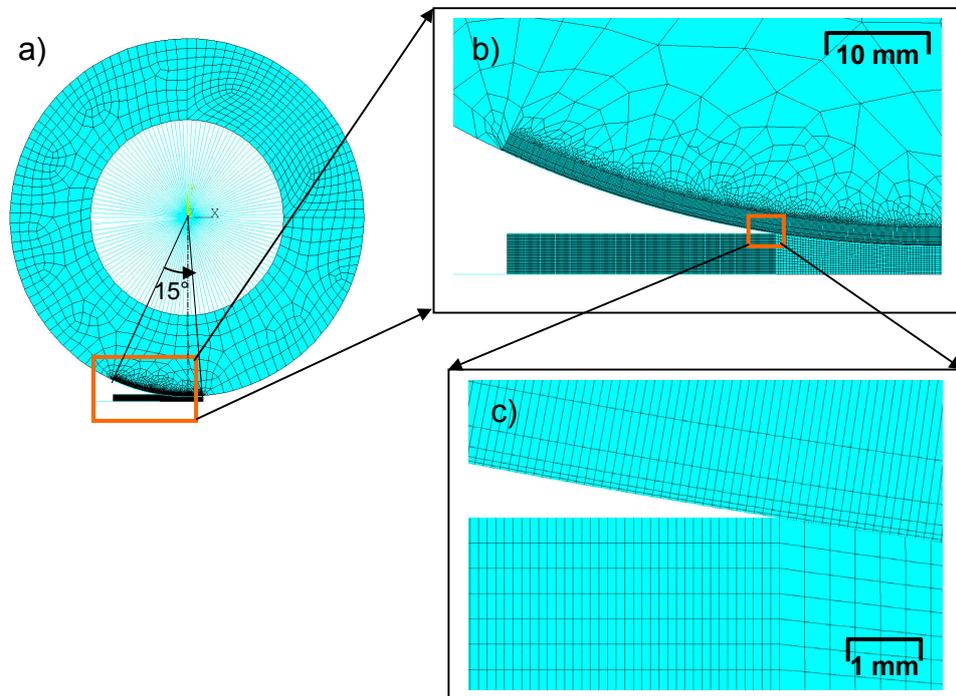


Abbildung 78: 2-D-Finite-Elemente-Modell. Teilbild a: Gesamtmodell, Teilbild b: Detailansicht von fein vernetzter Schicht in der Walze und Draht, Teilbild c: Detailansicht des Bereichs im Drahteinlauf.

Die für Draht und Walze verwendeten Elemente sind 8-knotige PLANE183 Elemente. Die Berechnung erfolgte mit der Annahme eines ebenen Dehnungszustandes (welcher in der untersuchten Symmetrieebene auch tatsächlich vorherrscht). Zwischen Walze und Draht wurde ein *flexible-to-flexible*-Kontakt definiert. Die Walze wird um 15° (also fast das Doppelte des Greifwinkels α gegen den Uhrzeigersinn gedreht, damit das Erreichen des quasistationären Umformzustands sichergestellt ist. Die Drehung wird in einen Knoten im Walzenzentrum aufgebracht, welcher über starre Linienelemente mit den Knoten am Innenradius der Walze verbunden ist, wodurch diese angetrieben wird. Die Berechnung erfolgte in 640 Teilschritten. Das entspricht einem Winkelinkrement der Walzendrehung von $0,0234^\circ$.

7.2.3. Ergebnisse der 2-D-Berechnung

Als erstes wurde die Entwicklung der Walzkraft F im Verlauf der Drehung der Walze analysiert, um zu überprüfen, ob die Berechnung bis zum quasistationären Zustand gelangt ist. Abbildung 79 zeigt die Zunahme der Walzkraft mit der Walzendrehung. Man sieht, dass nach Überschreiten des Greifwinkels von $8,47^\circ$ die Walzkraft bereits annähernd den Grenzwert erreicht hat. Ab 10° Walzendrehung bleibt die Walzkraft konstant. Diese Erkenntnisse sind wichtig für die spätere 3-D-Analyse, da sie bedeuten, dass man die Berechnung lediglich bis zu einer Walzendrehung von 10° führen muss und folglich auch den fein vernetzten Schichtbereich kleiner halten kann. Anstelle eines 30° -Segmentes genügt eines mit 25° . Diese Maßnahmen mögen geringfügig erscheinen, sie wirken sich jedoch in einer deutlich verkürzten Rechenzeit aus.

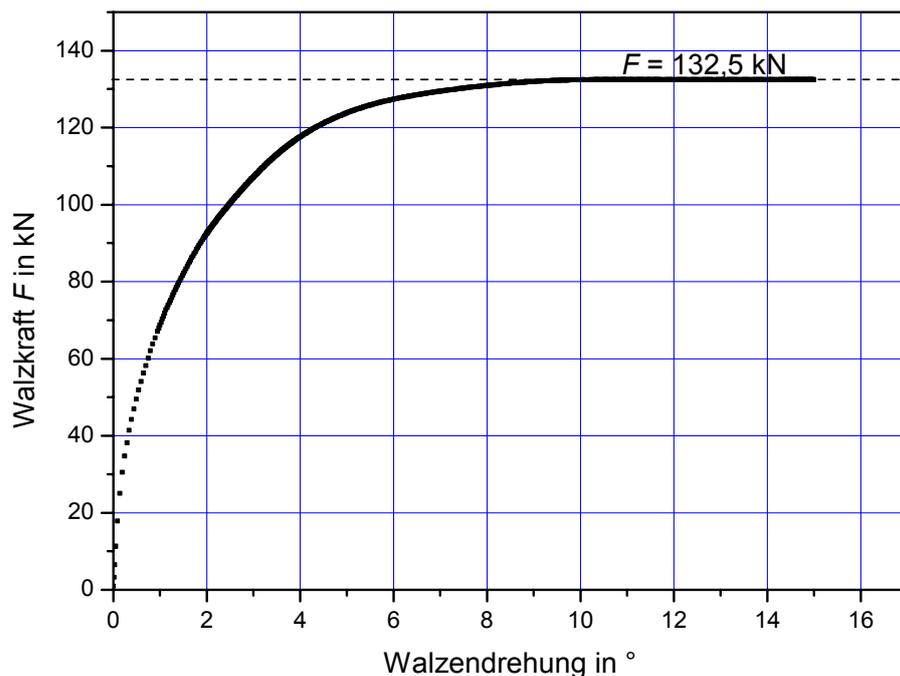


Abbildung 79: Entwicklung der Walzkraft in der 2-D-Simulation ab Walzbeginn.

Die Walzkraft bei der Verarbeitung der NiBasis-Legierung Nicrofer 6020 errechnet sich somit zu 132,5 kN. Die bei Böhler verwendete Software *WICON* ermittelt für diese Umformsituation einen Wert von 134 kN, die analytischen Berechnungen ergaben nach *CELIKOW* 124 kN und nach *OROWAN-PASCOE* 134 kN. Bedenkt man, dass für die FE-Simulation die Fließkurve des Drahtmaterials synthetisch durch Datenextrapolationen und mittels nichtlinearer Regressionsanalyse erstellt werden

musste, ist diese Übereinstimmung mit dem Ergebnis der Betriebssoftware von Böhler sowie mit den Resultaten der analytischen Berechnungsmethoden äußerst zufrieden stellend: Das FE-Ergebnis liegt lediglich 1,1 % unter dem WICON- und OROWAN-PASCOE-Wert und 7 % über dem Ergebnis nach CELIKOW.

Neben der Walzkraft ist auch der berechnete Vergleichsumformgrad von Interesse. Aus den Umformparametern für den DB03 (Werte in Kapitel 5) und der Gleichung 53 errechnet sich der Vergleichsumformgrad φ_v (für die Umformung des dreidimensionalen Drahtes) zu 0,372. Wie im Abschnitt 7.2.2 bereits erwähnt, ist im betrachteten Längsschnitt des Drahtes in der 2-D-Simulation ein höherer Umformgrad zu erwarten, da dies jener Querschnitt des Drahtes ist, der am stärksten gestaucht wird. Diese Vermutung wird, wie in Abbildung 80 gezeigt, bestätigt. Der Vergleichsumformgrad im Querschnitt des austretenden Drahtes liegt zwischen 0,39 und 0,40.

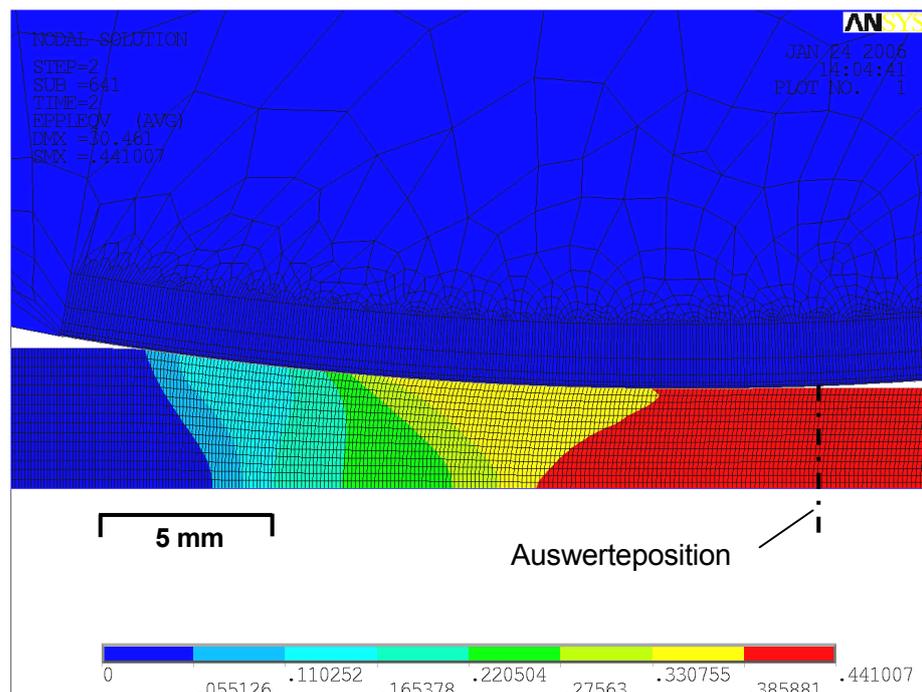


Abbildung 80: Vergleichsumformgrad im Draht nach 15° Walzendrehung.

Der genaue Verlauf des Vergleichsumformgrades über die Drahtaustrittshöhe ist in Abbildung 81 gezeigt. Die dafür verwendeten Werte wurden an der Position der strichpunktierten Linie in Abbildung 80 ausgelesen.

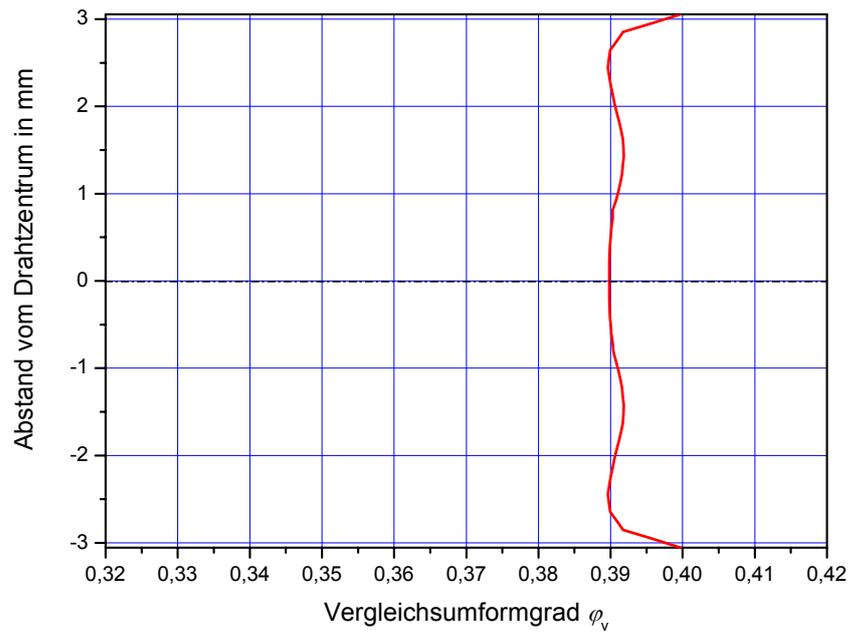


Abbildung 81: Vertikaler Verlauf des Vergleichsumformgrades im austretenden Draht.

Nachdem die numerisch berechneten Werte für die Walzkraft und den Vergleichsumformgrad in guter Übereinstimmung mit den analytisch bestimmten Größen sind, bzw. den Erwartungswerten entsprechen, kann das Modell als validiert angesehen werden. Somit kann die Auswertung der Spannungen, d.h. vor allem der Zugspannungen in den Walzen erfolgen. Abbildung 82 zeigt die Verteilung der ersten Hauptspannung σ_1 in der Walze. Die höchsten Zugspannungen treten in einem relativ großen Bereich auf der Walzenoberfläche hinter dem Drahtaustritt mit bis zu 82 MPa auf.

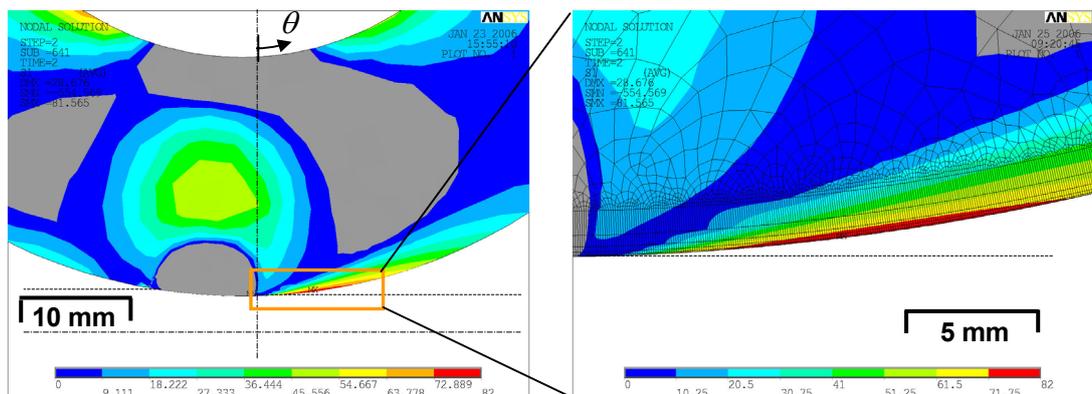


Abbildung 82: Erste Hauptspannung σ_1 in der Walze. Skalierung von 0 bis 82 MPa. Graue Bereiche: $\sigma_1 < 0$ MPa. Strichlierte Linie: Drahtkontur, strichpunktlierte Linie: Symmetrieachse des Drahtes.

Abbildung 83 zeigt den Verlauf der ersten Hauptspannung hinter dem Drahtaustritt. Unmittelbar am Kontaktrand Draht-Walze tritt der kontaktbedingte Zugspannungspeak mit 25 MPa auf. Eine Erklärung für diese sehr geringe Zugspannung ergibt sich wieder aus der Theorie von HERTZ [33]. Der vorliegende Fall einer 2-D-Berechnung lässt sich am ehesten mit einer Vollzylinder-Hohlzylinder-Berührung vergleichen, wobei der Vollzylinder der Walze entspricht und der Hohlzylinder dem Draht. Die resultierende Zugspannung am Kontaktrand ist nach HERTZ umso geringer, je geringer der Unterschied der Krümmungsradien der Zylinder ist. Im berechneten Längsschnitt durch den Umformvorgang gibt es quasi keinen Unterschied in den Krümmungsradien zwischen Draht und Walze, da sich der Draht an die Walze anschmiegt¹. Aus diesem Grunde waren in dieser 2-D-Berechnung auch keine allzu hohen Zugspannungen zu erwarten.

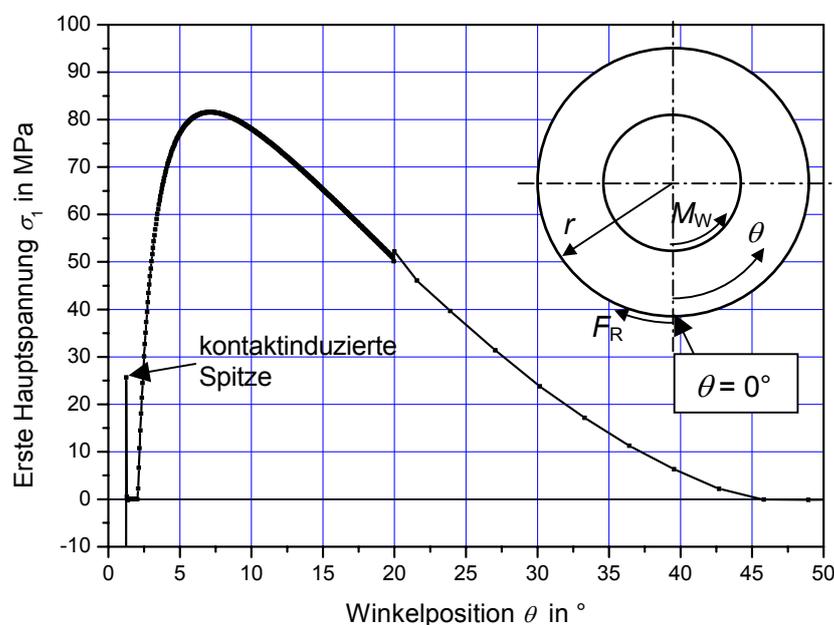


Abbildung 83: Verlauf der ersten Hauptspannung σ_1 entlang der Walzenoberfläche hinter dem Drahtaustritt bei $\theta = 0^\circ$.

Hinter dem kleinen Zugspannungspeak schließt sich ein ausgedehnter zugbeanspruchter Bereich mit einem Maximum von 82 MPa an. Diese Beanspruchung ist Folge des auf die Walze wirkenden Antriebsmomentes (das am Innendurchmesser angreifende Walzmoment M_W) und der zu überwindenden und gegen die Walzendrehrung wirkenden Nettoreibungskraft F_R zwischen Draht und Walze. Die pro

¹ Dieser Nicht-Hertz'sche Kontakt ist in JOHNSON [37] als *Contact between conforming surfaces* beschrieben.

Fläche wirkende Reibungskraft (Einheit N/mm^2) wird im Folgenden als Reibspannung oder als Schubspannung (Einheit MPa) bezeichnet.

Der Verlauf der Flächenpressung in der Kontaktzone, dargestellt in Abbildung 84, entspricht den Erwartungen. Die Spannung steigt mit zunehmender Umformung an (Fließspannung ηk_f) und weist im Bereich $-6^\circ < \theta < -1^\circ$ einen deutlich erkennbaren Anteil aufgrund des reibungsbedingten Fließwiderstandes k_r auf. Auch die in Abschnitt 5 ermittelte mittlere Flächenpressung p_m von 900 MPa ist in guter Übereinstimmung mit dem numerisch berechneten Ergebnis.

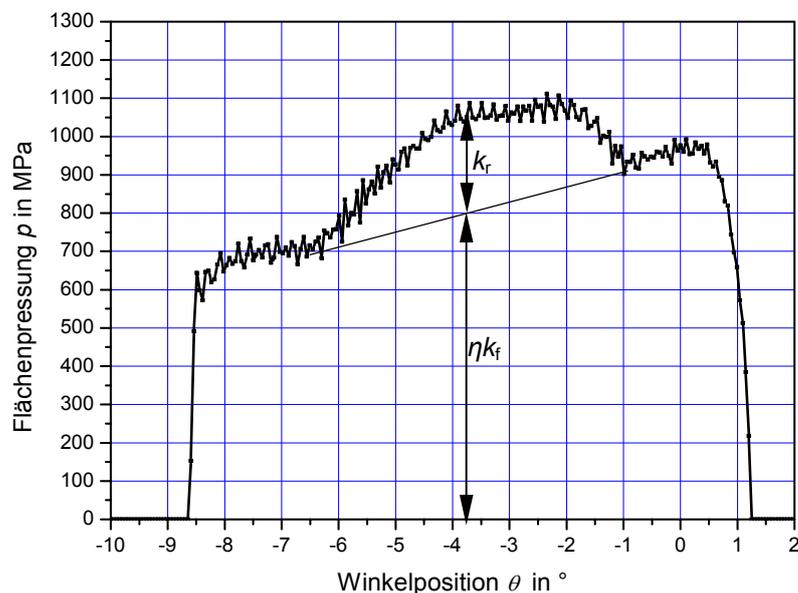


Abbildung 84: Verlauf der Flächenpressung p im Walzspalt.

Der Fließwiderstand k_r erklärt sich aus dem in Abbildung 85 dargestellten Reibspannungsverlauf auf der Walzenoberfläche. Diese Reibspannungen auf der Drahtoberfläche sind immer zur Fließscheide bei $\theta = -2^\circ$ gerichtet und behindern somit die Dehnung des Drahtes in Längsrichtung. Da aufgrund des Umformprozesses eine Längung des Drahtes stattfinden muss (eine freie Breitung ist durch das umschließende Kaliber nicht möglich), erhöht sich dadurch der Umformwiderstand k_w und die Flächenpressung in dieser Zone.

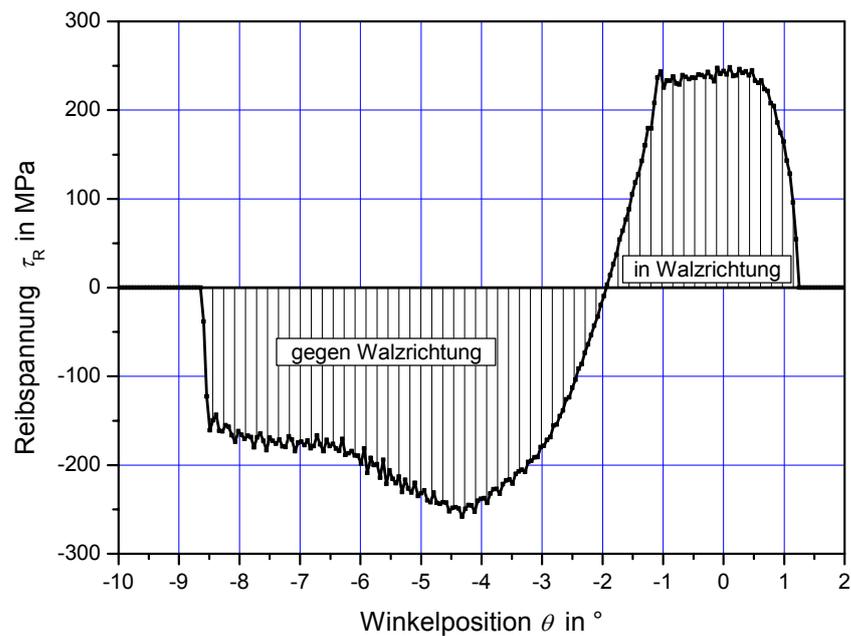


Abbildung 85: Verlauf der Reibspannung τ_R auf der Walzenoberfläche im Walzspalt. Die korrespondierenden Reibspannungen auf der Drahtoberfläche sind entgegengesetzt gerichtet.

Die zwischen Walze und Draht wirkenden Reibspannungen ändern bei einer Winkelposition von $\theta = -2^\circ$ ihre Richtung. Das ist die Fließeisde, welche Vor- und Nacheilzone trennt. Nach CELIKOW, Glg. 47, errechnete sich der Fließeisdeinwinkel δ zu $3,5^\circ$. In der Nacheilzone (vor der Fließeisde gelegen) ist die Drahtgeschwindigkeit geringer als die Walzenumfangsgeschwindigkeit, in der Voreilzone (hinter der Fließeisde) höher. In der Nacheilzone sind die auf die Walzenoberfläche wirkenden Reibkräfte deshalb gegen die Walzendrehrichtung, in der Voreilzone in Walzendrehrichtung orientiert. Abbildung 86 zeigt diese Situation schematisch.

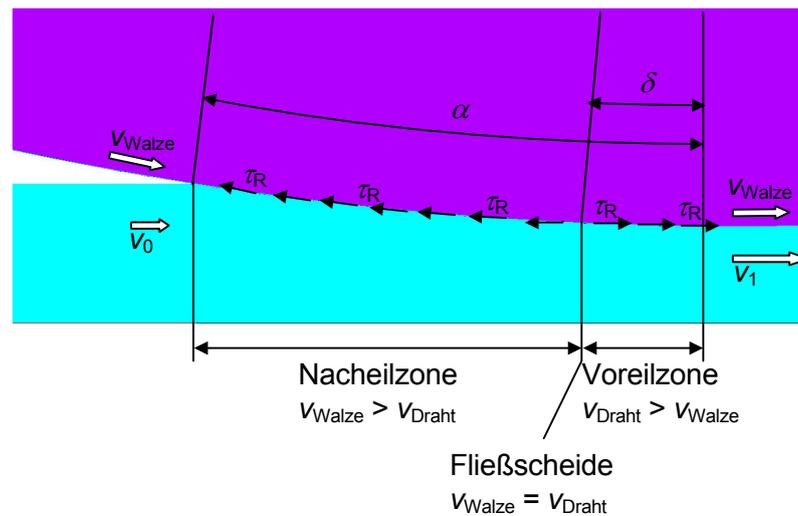


Abbildung 86: Schematische Darstellung der Verhältnisse im Walzspalt.

Die Auswirkungen von Schubspannungen auf einer Oberfläche auf das Spannungsfeld im Körper werden im Folgenden anhand von numerischen und analytischen Berechnungen kurz beschrieben. Es werden zwei Fälle betrachtet, einmal eine Belastung mit einseitig gerichtetem Schub, und einmal - wie beim Walzen - mit einander entgegengesetzten Schubspannungen.

Für die FEM-Rechnung wurde ein 120 mm langer und 60 mm hoher Rechteckquerschnitt verwendet, der auf der Unterseite fixiert ist. Für den ersten Lastfall wird eine Schubbeanspruchung von 100 MPa über eine 40 mm lange Strecke an der Oberseite aufgebracht. Für den zweiten Lastfall wirken auf den ersten 20 mm der Belastungsstrecke -100 MPa auf den zweiten 20 mm +100 MPa.

Im ersten Fall (einseitig gerichteter Schub) stellt sich am rechten Ende der schubbelasteten Zone ein Druckspannungsfeld ein, links davon ein Zugspannungsfeld. Dies wird sowohl durch die einfache 2-D-FEM-Berechnung (Abbildung 87) als auch durch die analytische Methode nach JOHNSON [37] (Abbildung 88) bestätigt.

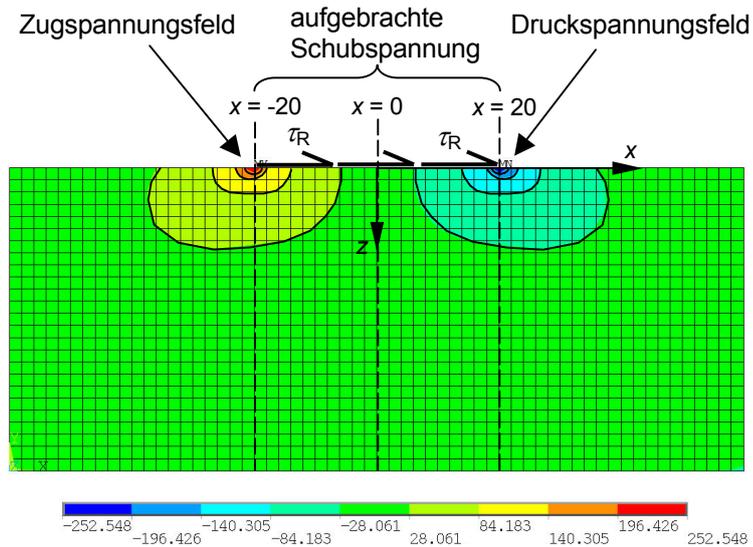


Abbildung 87: σ_x -Spannungsfeld in einem 120 x 60 mm Block aufgrund einer in eine Richtung wirkenden Schubspannung.

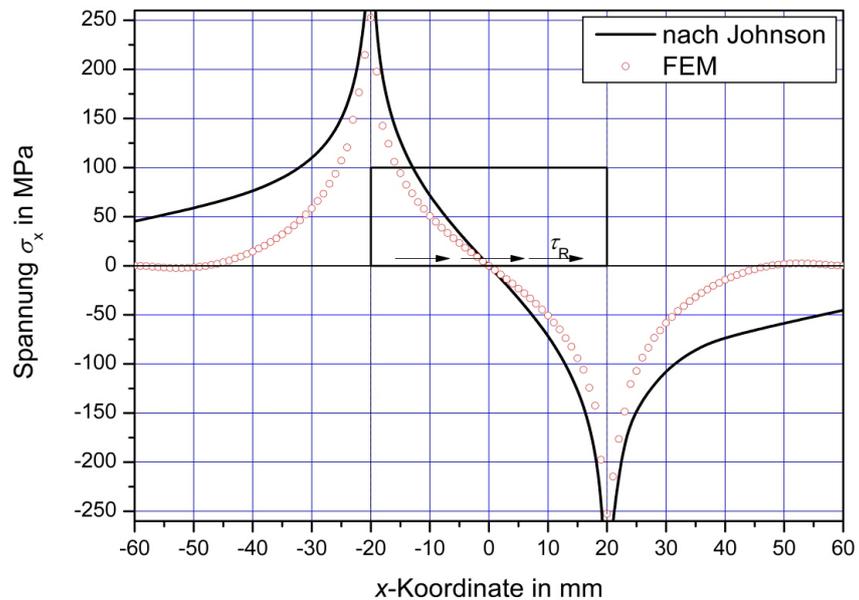


Abbildung 88: Vergleich zwischen dem analytisch und numerisch berechnetem Spannungsverlauf σ_x auf der Bauteiloberfläche.

Die Unterschiede zwischen numerischem und analytischem Ergebnis sind hauptsächlich darauf zurückzuführen, dass die analytische Rechnung nach JOHNSON für einen unendlich ausgedehnten Halbraum gilt. Weiters ergeben sich in der analytischen Berechnung Singularitäten (d.h. unendlich hohe Spannungen) an den beiden Rändern des schubbeanspruchten Bereichs, während in die FEM aufgrund der Diskretisierung des Kontinuums an diesen Stellen endliche Spannungswerte berechnet werden.

Im zweiten Belastungsfall, der qualitativ dem Walzvorgang entspricht, ändern die Schubspannungen an der Fließscheide ihre Richtung, wirken also einander entgegengesetzt. Die Folge dieser Situation zeigt das Ergebnis der FEM-Berechnung in Abbildung 89 sowie das analytisch bestimmte Resultat in Abbildung 90. In den Bereichen links und rechts der schubbelasteten Zone bilden sich Druckspannungsfelder aus, in der Mitte, wo die Reibspannungen ihre Richtung wechseln, ein Zugspannungsfeld.

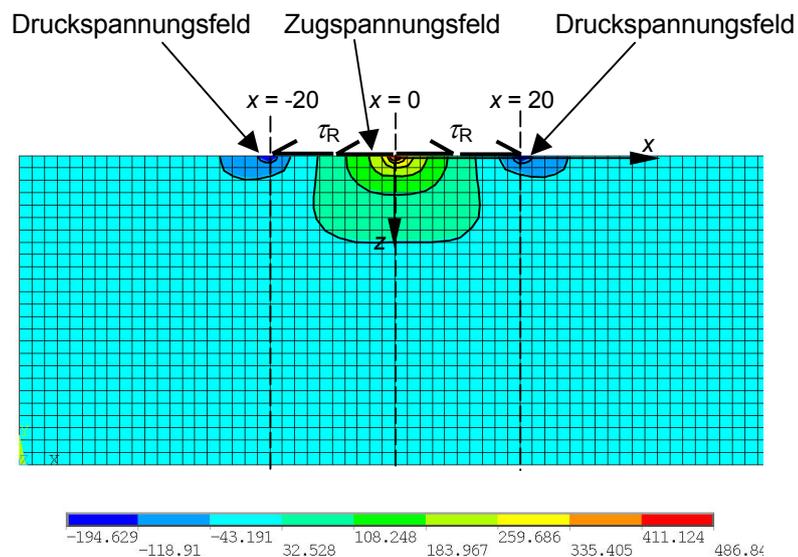


Abbildung 89: σ_x -Spannungsfeld im betrachteten 2-D-Block bei einander entgegengesetzt wirkenden Schubspannungen.

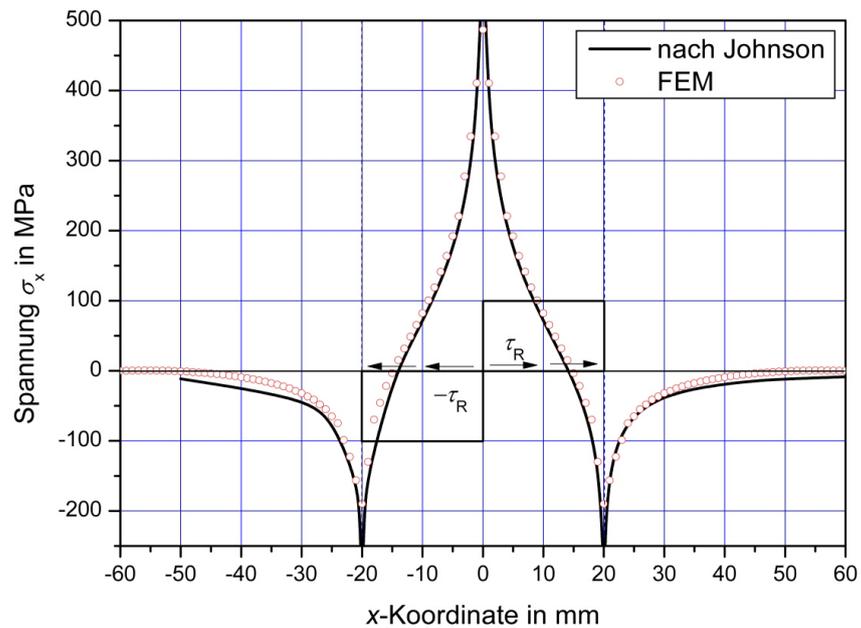


Abbildung 90: Vergleich zwischen dem analytisch und numerisch berechnetem Spannungsverlauf σ_x auf der Bauteiloberfläche.

Dadurch, dass die Reibspannungen bei Walzprozessen im Bereich der FlieÙscheide einen Vorzeichenwechsel aufweisen, werden am Drahteinlauf und Drahtauslauf Druckspannungen hervorgerufen. Diese überlagern sich mit den kontaktinduzierten Zugspannungen und verringern so die in Summe auftretende Zugbeanspruchung. Das heißt, dass neben den annähernd identischen Krümmungsradien von Draht und Walze in der 2-D-Simulation auch die Reibspannungen für die geringen Zugspannungen an den Kontakträndern verantwortlich sind. Das in Abbildung 89 dargestellte Zugspannungsfeld im Bereich des Richtungswechsels der Schubspannung tritt auch beim Walzprozess auf, allerdings wird es von den weitaus höheren Druckspannungen, die von der Flächenpressung p und der Querkontraktion des Werkstoffes verursacht werden, überlagert. Deshalb ist in der 2-D-Simulation auch keine Zugspannung im Walzspalt erkennbar, sondern ausschließlich Druck.

Aus der 2-D-Berechnung konnten die folgenden Erkenntnisse gewonnen werden:

- Die höchste kontaktinduzierte Zugspannung in der Walze tritt am Blechaustritt auf und beträgt lediglich 25 MPa. Dahinter schließt sich ein etwa 15 mm langer zugbelasteter Bereich mit einem Maximum von 82 MPa an.
- Grund für die geringen Werte der kontaktinduzierten Zugspannungen sind zum einen die Geometrie der Kontaktpartner im 2-D-Schnitt (annähernd identische Krümmungsradien) als auch die Reibspannungen zwischen Draht und Walze, welche von der Fließecke weg in Richtung Drahteinlauf und -auslauf gerichtet sind. Dadurch werden auf der Walzenoberfläche vor dem Drahteinlauf und hinter dem Auslauf Druckspannungen hervorgerufen, welche sich den kontaktinduzierten Zugspannungen überlagern.
- Die berechnete Walzkraft (132,5 kN) ist in guter Übereinstimmung mit den analytisch berechneten Werten, die Ermittlung der höchsten Zugspannungen muss jedoch mittels eines 3-D-Modelles erfolgen.

7.3. 3-D-Finite-Elemente-Berechnung

7.3.1. Allgemeines

Um die hohen Spannungsgradienten im Bereich des Kontakttrandes hinreichend genau zu erfassen, ist eine sehr feine Vernetzung der Walze notwendig (Anhang C). Eine Minimierung des Rechenaufwandes, das heißt der Knotenanzahl, ist deshalb von hoher Bedeutung. Das betrachtete System aus zwei Walzen und dem Draht ist hinsichtlich zweier Ebenen symmetrisch und es genügt deshalb, nur ein Viertel des Systems Walzen-Draht zu modellieren, wie in Abbildung 91 dargestellt.

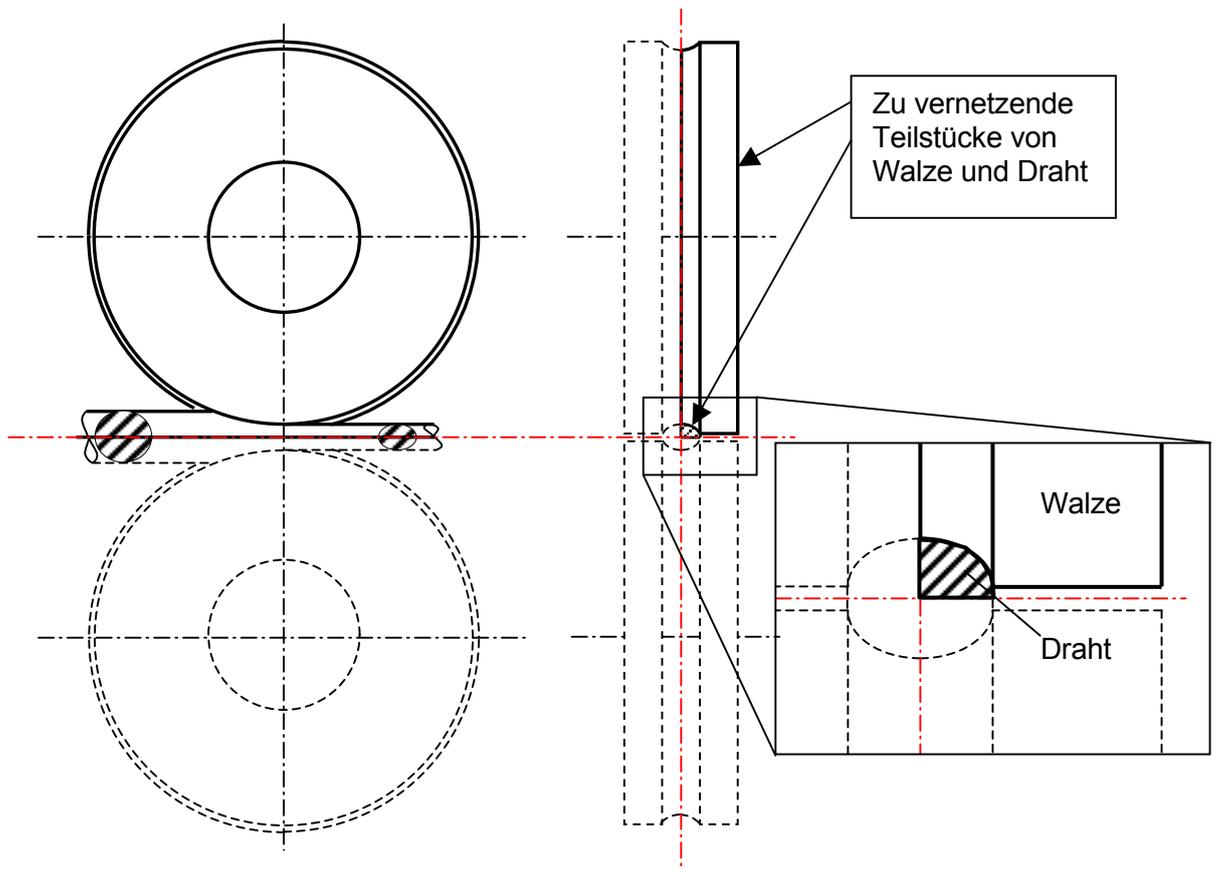


Abbildung 91: Nutzbare Symmetrieebenen (rote Linien) im Walzensystem.

7.3.2. Finite-Elemente-Netz

Die Abbildung 92 zeigt den unteren Teil des unter Ausnützung der Symmetrien erzeugten Geometriemodells von Walze und Draht. Die Abmessungen der Walze und des Kalibers basieren auf den Dimensionsangaben in Anhang A. Der Querschnitt des einlaufenden Drahtes ist leicht oval mit einer Höhe von 8,79 und einer Breite von 8,53 mm. Zur Vereinfachung wurde ein kreisförmiger Querschnitt mit einem Durchmesser von 8,79 mm für das Modell verwendet.

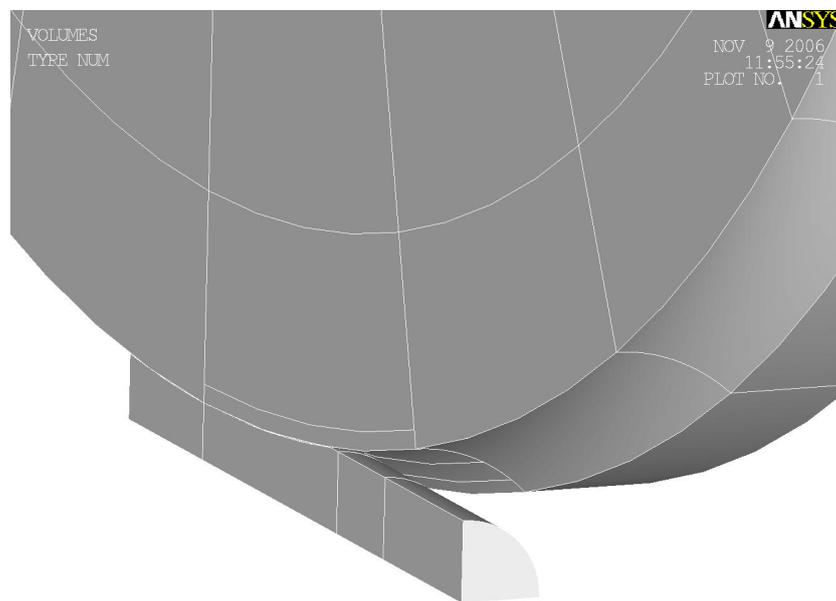


Abbildung 92: Geometriemodell von Walze und Draht im DB03, Walzung von Nicrofer 6020, Fertigdimension Rd 5,5 mm.

Die Walze wurde in Segmente unterteilt, um in Bereichen mit hohen Spannungsgradienten eine feine, in Bereichen mit geringen Spannungsgradienten bzw. in Bereichen, die uninteressant sind, eine grobe Vernetzung durchführen zu können (Abbildung 93).

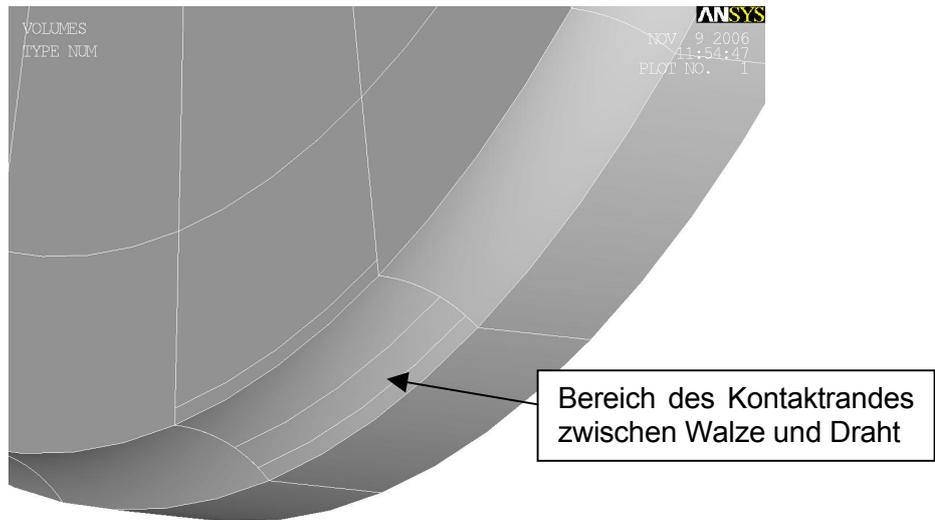


Abbildung 93: Segmentierung der Walze.

Abbildung 94 zeigt jenen Bereich der Walze, welcher während der Simulation in Kontakt mit dem Draht kommt.

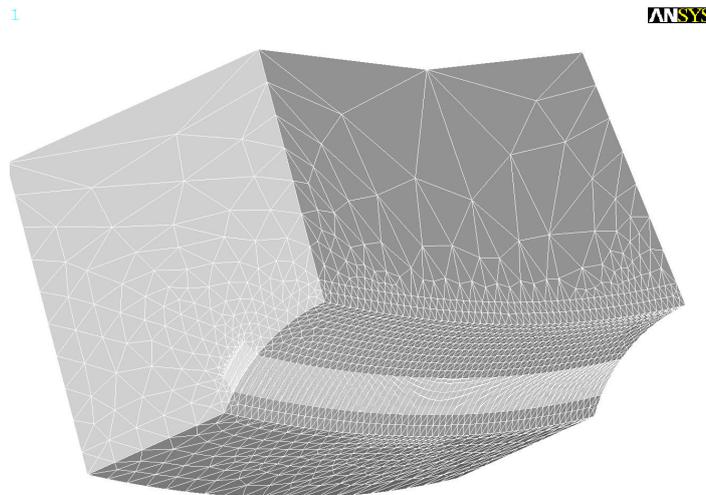
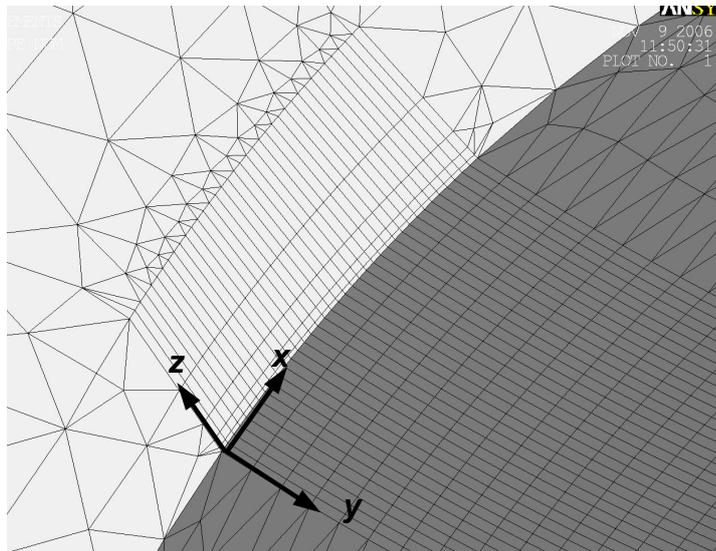


Abbildung 94: Segment der Walze, welches mit dem Draht in Kontakt kommt.

Dieses Volumen wurde nochmals unterteilt, so dass der Bereich des Kontaktrandes zwischen Walze und Draht feinst vernetzt werden kann, um die hohen Spannungsgradienten dort aufzulösen. Dieser Streifen ist 2 mm tief 1,5 mm breit und wurde anhand der im Anhang C ermittelten notwendigen Netzdichte diskretisiert.

Abbildung 95 zeigt das FE-Netz der Walze im Bereich des Kontaktrandes Walze-Draht mit Angabe der Elementgrößen. Da die örtliche Änderung der ersten Hauptspannung in Umfangsrichtung weniger stark ausgeprägt ist als in Breiten- und Tiefenrichtung, wurde in Hinsicht auf eine möglichst geringe Elementanzahl eine Elementgröße von 0,5 mm in Walzenumfangsrichtung gewählt.



Breitenrichtung (x): 0,05 mm
 Umfangsrichtung (y): 0,5 mm
 Tiefenrichtung (z):
 1. Schicht: 0,023 mm
 2. Schicht: 0,050 mm
 3. Schicht: 0,105 mm
 4. Schicht: 0,222 mm
 5. Schicht: 0,469 mm

Abbildung 95: Detailansicht des feinst vernetzten Kontaktrandbereichs mit Angabe der Elementgrößen in Tiefen-, Breiten- und Umfangsrichtung.

Die restliche Walzspur wurde mit einer Elementgröße von ca. 0,5 mm vernetzt. Die zulässige Elementgröße steigt zum Inneren der Walze hin auf 3 mm an.

Auch der Draht wurde an jenen Oberflächenregionen, welche während der Umformung in der Nähe des Kontaktrandes liegen, feinst mit 0,03 x 0,5 mm Elementen vernetzt, der Rest der Drahtoberfläche mit 0,5 mm Elementgröße. Im Drahtinneren war bis zu 1 mm erlaubt.

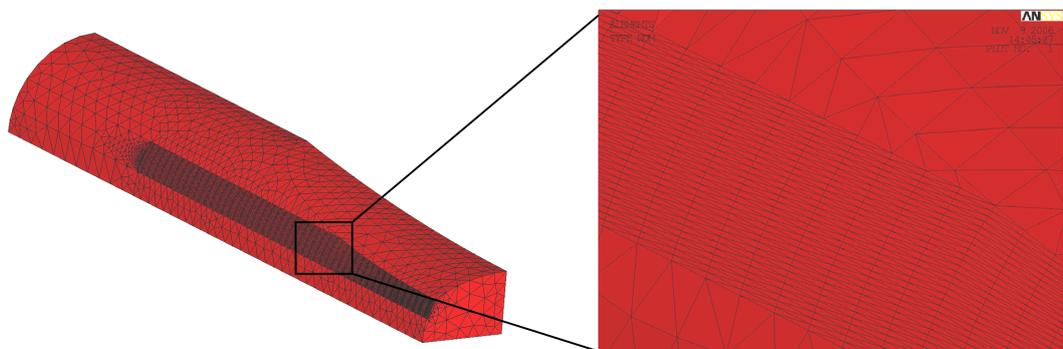


Abbildung 96: Vernetzung des Drahtes.

7.3.3. Ergebnisse der 3-D-Berechnung

7.3.3.1. Walzkraft

Zunächst wurde wieder der Verlauf der Walzkraft F ausgewertet, um zu überprüfen, ob die Simulation während der Walzendrehung um $0,18 \text{ rad}$ ($10,3^\circ$) den quasi-stationären Zustand erreicht hat. Abbildung 97 zeigt die Zunahme der Walzkraft während des beginnenden Umformprozesses.

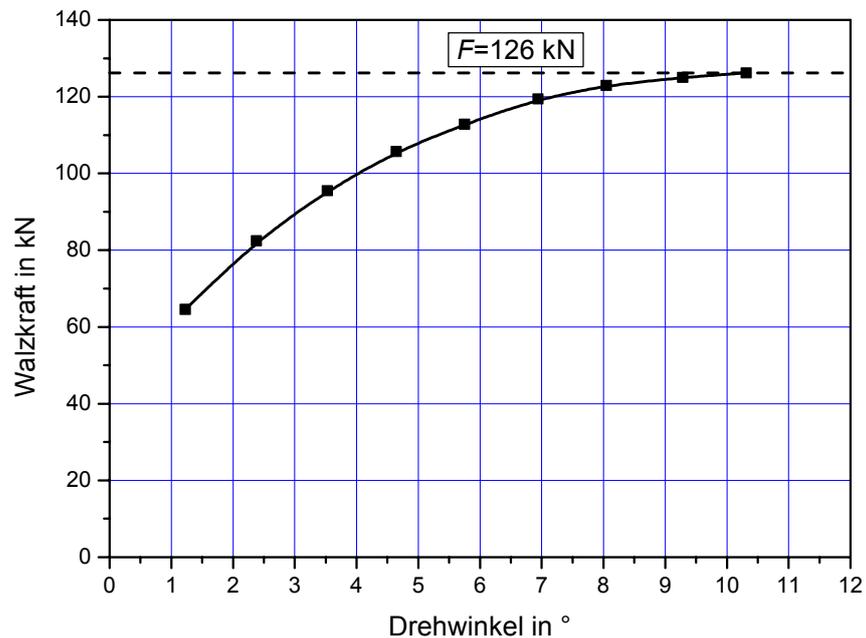


Abbildung 97: Entwicklung der Walzkraft F in der 3-D-Berechnung ab Walzbeginn.

Die Walzkraft bei der Verarbeitung der NiBasis-Legierung Nicrofer 6020 im DB03 errechnet sich somit zu 126 kN. Tabelle 9 fasst die Ergebnisse für die Walzkraft für alle verwendeten Berechnungsmethoden zusammen.

Tabelle 9: Nach verschiedenen Methoden berechnete Walzkraft

Methode	Walzkraft F in kN
CELIKOW	124
OROWAN-PASCOE	134
Böhler (<i>Wicon</i>)	134
2-D-FEM	132,5
3-D-FEM	126

7.3.3.2. Vergleichsumformgrad

Neben der Walzkraft ist auch der berechnete Vergleichsumformgrad von Interesse. Abbildung 98 zeigt die Verteilung dieses Werts auf den Symmetrieebenen des Drahtes. Die Verformung ist über den Drahtquerschnitt betrachtet sehr inhomogen. Die größte Verformung findet an der Drahtachse statt, der Vergleichsumformgrad φ_v beträgt dort 0,64. Zur Drahtoberfläche hin verringert sich der Grad der Verformung.

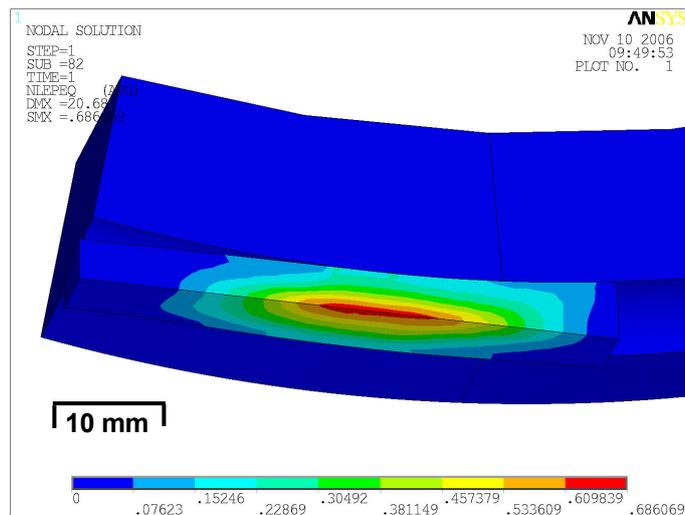


Abbildung 98: Vergleichsumformgrad φ_v im Draht nach $10,3^\circ$ Walzendrehung.

Der Verlauf des Vergleichsumformgrades über den Drahtquerschnitt an der engsten Stelle des Walzspaltes ist in Abbildung 99 dargestellt. Die geringsten Vergleichsumformgrade befinden sich auf der Drahtoberfläche und zwar an der Drahtober- und -unterseite ($\varphi_v = 0,145$) sowie links und rechts an den Drahtseiten ($\varphi_v = 0,175$). Die größte Verformung tritt in der Drahtachse mit $\varphi_v = 0,686$ auf. Hier wird deutlich, dass es sich bei dem zuvor analytisch bestimmten Vergleichsumformgrad φ_v von 0,372 lediglich um einen Mittelwert handelt, der für die analytische Berechnung der Walzkraft verwendbar ist. Die tatsächlichen Bedingungen im Draht werden jedoch nicht widerspiegelt.

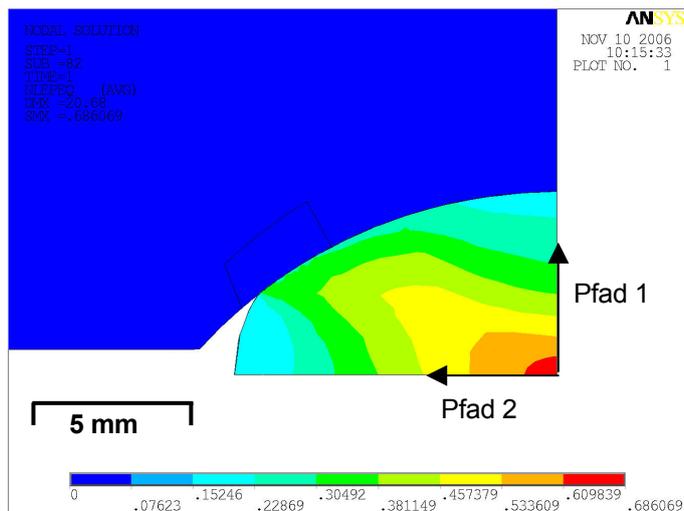


Abbildung 99: Vergleichsumformgrad φ_v im Draht nach $10,3^\circ$ Walzendrehung in der Ebene des kleinsten Walzspaltes.

Die Verläufe des Vergleichsumformgrades entlang der in Abbildung 99 eingezeichneten Pfade sind in den folgenden zwei Diagrammen dargestellt.

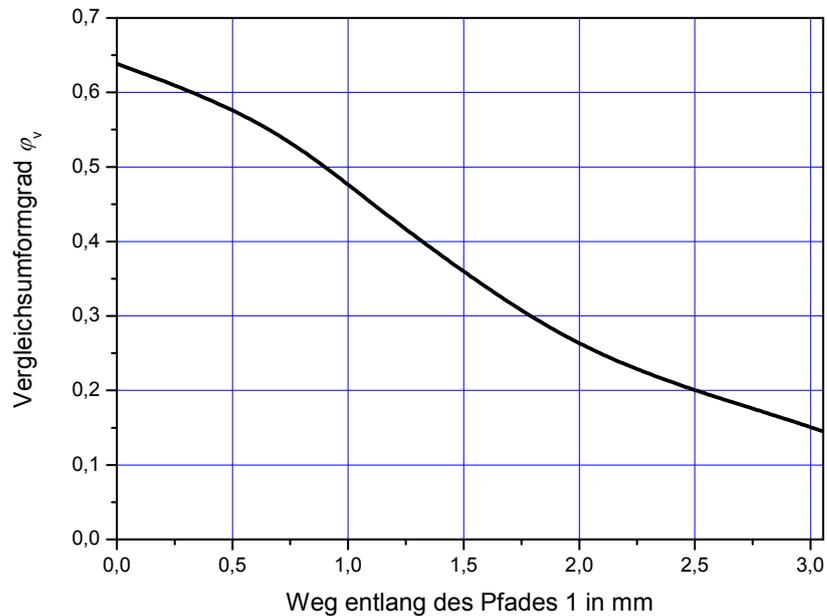


Abbildung 100: Vertikaler Verlauf des Vergleichsumformgrades im austretenden Draht entlang des Pfades 1 in Abbildung 99.

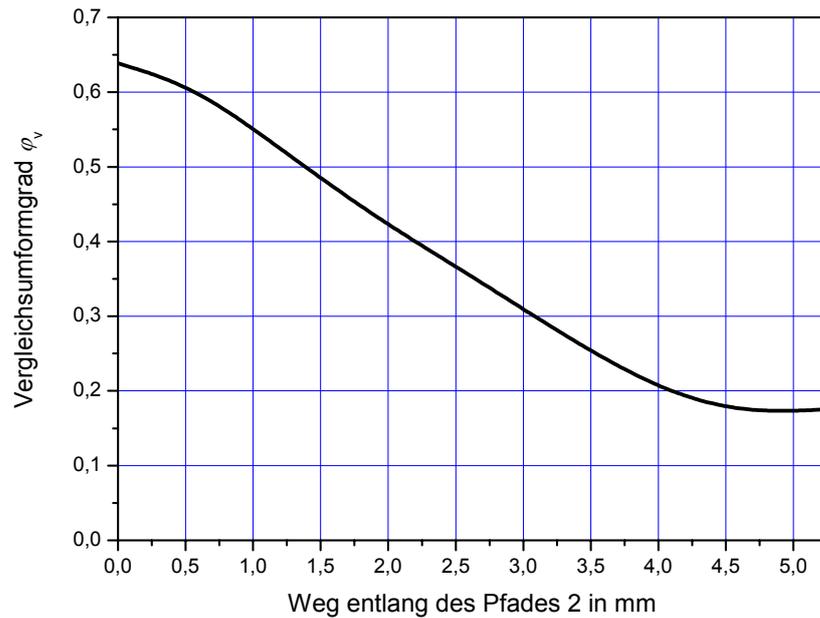


Abbildung 101: Horizontaler Verlauf des Vergleichsumformgrades im austretendem Draht entlang des Pfades 2 in Abbildung 99.

Eine sehr gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Werten liegt für den Breiungsgrad β vor. Laut Walzprotokoll von Böhler beträgt β 1,230. In der FEM-Berechnung ergibt sich dieser zu 1,237, d.h. lediglich um 0,56 % höher. Ebenso geringe Abweichungen findet man für den Stauchungsgrad γ und den Längungsgrad λ . Die integralen Größen des Verformungsvorganges können durch die Simulation also hinreichend genau erfasst werden.

7.3.3.3. Spannungen auf der Walzspur

Von größerem Interesse als die plastischen Dehnungen im Draht sind für diese Arbeit die Spannungen in der Walze, und hier vor allem die größten auftretenden Zugspannungen. Abbildung 102 zeigt die Verteilung der ersten Hauptspannung auf der Walzenoberfläche. Die höchsten Zugspannungen treten im rot dargestellten, bogenförmigen Bereich auf. Diese Zone entspricht dem Kontaktrand zwischen Draht und Walze. Knapp nach dem Drahteintritt (Positionen 1 und 2) betragen die Zugspannungen bereits mehr als 400 MPa. Die maximale Zugspannung $\sigma_{1,max}$ befindet sich kurz vor der Höhe des Drahtauslaufs (Position 3) in einem Abstand von 4,71 mm zur Spurmitte und beträgt 574 MPa. Aufgrund der Walzendrehung läuft dieses Spannungsfeld kontinuierlich auf der Walzspur um.

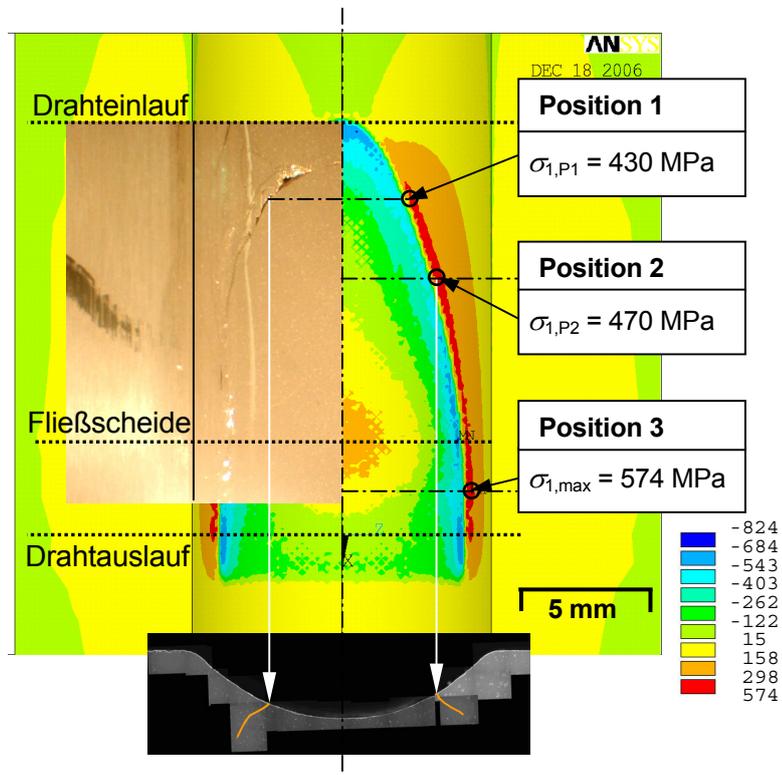


Abbildung 102: Verteilung der ersten Hauptspannung σ_1 auf der Walzspur und Vergleich mit in den Walzversuchen aufgetretenen Schädigungen.

In der Abbildung 102 sind zum Vergleich mit der numerisch berechneten Verteilung der ersten Hauptspannung zwei Bilder von beschädigten Walzspuren gegenübergestellt. Der linken Seite der Spannungsverteilung ist ein typischer bogenförmiger Riss überblendet (vergleiche Abbildung 34), welcher in Form, Lage und Größe na-

hezu vollkommen mit der Zone der höchsten Zugspannungen übereinstimmt. Darunter ist ein Querschliff mit zwei in das Walzringvolumen wachsenden Rissen gezeigt. Auch hier lassen sich die Rissausgänge der bogenförmigen Zone höchster Zugspannungen zuordnen¹.

Charakteristisch für das kontaktinduzierte Zugspannungsfeld ist dessen räumliche Ausbildung: Die höchste Zugspannung in einem Querschnitt tritt jeweils auf der Oberfläche unmittelbar am Kontaktrand zwischen Draht und Walze auf. Außerhalb des Kontaktbereichs herrschen auch in einigen Millimetern Entfernung zum Kontaktrand noch beträchtliche Zugspannungen. In Richtung Kalibermitte wird die erste Hauptspannung auf kürzester Strecke negativ. Lediglich im Bereich der Fließscheide ist die erste Hauptspannung um die Walzspurmitte positiv, da hier die Flächenpressung großflächig gesehen am höchsten ist (siehe Abbildung 105) und die Flanken der Walzspur seitlich nach außen weggedrückt werden. In der Mitte der Spur werden dadurch Zugspannungen bis zu 200 MPa verursacht. Abbildung 103 zeigt den Verlauf der ersten Hauptspannung entlang des Kaliberprofils auf Höhe der in Abbildung 102 eingezeichneten Positionen 1, 2 und 3. Der gezackte Spannungsverlauf im Kontaktbereich ist durch das Finite-Elemente-Netz bedingt.

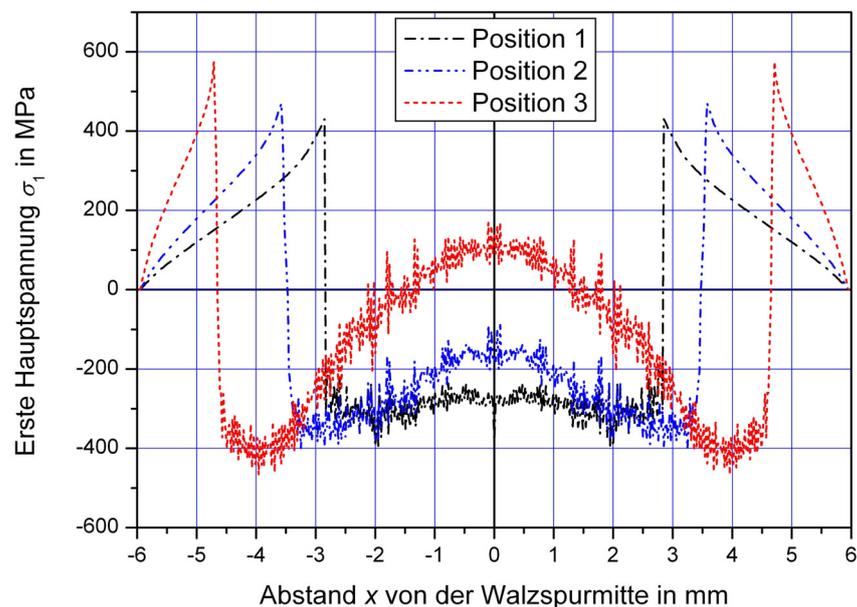


Abbildung 103: Verlauf der ersten Hauptspannung σ_1 auf der Walzenoberfläche auf Höhe der Positionen 1, 2 und 3 in Abbildung 102.

¹ Im Kapitel 8 wird anhand des rechten Risses überprüft, inwieweit die experimentell gefundene Rissausbreitungsrichtung mit den Berechnungsergebnissen in Einklang zu bringen ist.

Die zeitliche Spannungsentwicklung ab Umformbeginn an den Positionen 1, 2 und 3 zeigt die Abbildung 104.

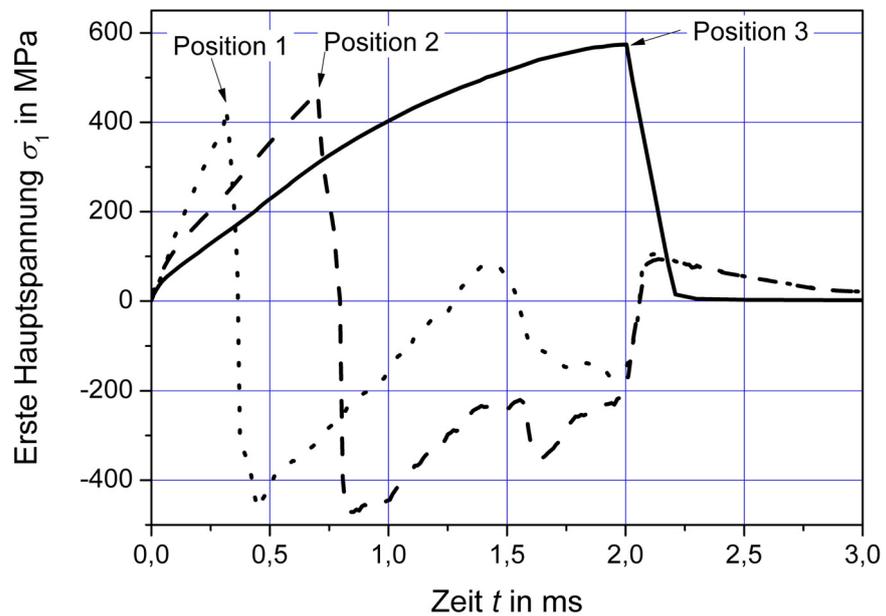


Abbildung 104: Zeitliche Entwicklung der ersten Hauptspannung σ_1 an den Positionen 1, 2 und 3 ab Walzbeginn.

Man erkennt, dass die erste Hauptspannung σ_1 an den Positionen 1 und 2 nach Überdeckung durch den Draht zunächst negativ wird. Die Position 1 wandert während der Walzringdrehung in den Bereich der Fließscheide, wo σ_1 aufgrund der Reibungskräfte wieder leicht positiv wird. Für die Position 2 ist dies erst kurz nach dem Drahtauslauf der Fall. Die Position 3 markiert den äußersten Bereich der Walzspur der gerade noch vom Draht berührt wird. Eine Überdeckung durch den Draht und somit negative Werte der ersten Hauptspannung ist hier nicht mehr möglich.

7.3.3.4. Flächenpressungs- und Reibspannungsverteilung

Abbildung 105 zeigt die numerisch berechnete Flächenpressungs- und Reibspannungsverteilung. Die Flächenpressung auf einem Großteil der Walzspur beträgt zwischen 664 und 1107 MPa, stimmt also mit der in Abschnitt 6.1.2 ermittelten mittleren Flächenpressung p_m von 900 MPa recht gut überein. Zum Kontakttrand hin steigt die Flächenpressung rasch auf Werte um 1400 MPa an, an einem Knoten tritt das Maximum mit 1993 MPa auf. Knapp außerhalb dieses Knotens wurde auch die maximale erste Hauptspannung gefunden.

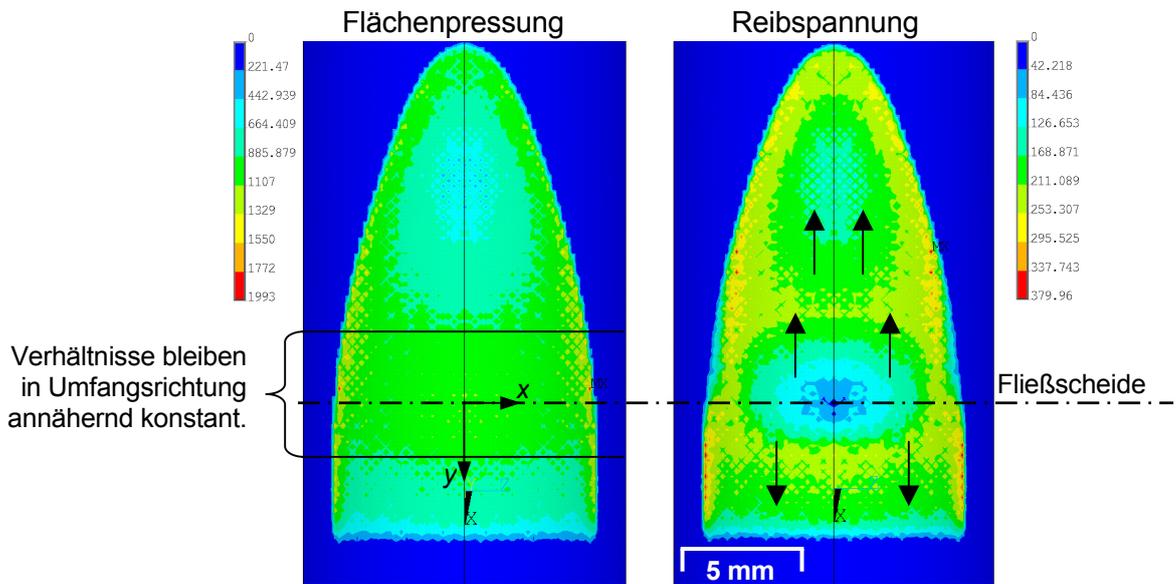


Abbildung 105: Flächenpressungs- und Reibspannungsverteilung auf der Walzspur. Die Legende der Reibspannung gibt nur die Absolutwerte an.

Im rechten Teilbild ist die Reibspannung dargestellt. Am Drahtein- und -auslauf bewirken die Reibspannungen ein Druckfeld, das der kontaktinduzierten Zugspannung entgegenwirkt. Nicht zuletzt aus diesem Grund treten bei Drahteinlauf und -auslauf keine annähernd hohen Zugspannungen wie an den seitlichen Walzspurbereichen auf. Gut erkennbar ist die Fließecke im Zentrum der Walzspur. Dort sinkt die Reibspannung auf 0 MPa ab und ändert ihre Richtung. Genau in diesem Bereich der Fließecke ist auch die Flächenpressungsverteilung annähernd unabhängig von der Umfangsrichtungskoordinate y . Dieser Umstand wird im nächsten Abschnitt für eine Abschätzung der maximalen Zugspannungen ausgenutzt werden, da man in diesem Gebiet den realen Flächenpressungsverlauf $p(x,y)$ zu $p(x)$ vereinfachen kann. In Abbildung 106 ist der Verlauf der Flächenpressung entlang der in Abbildung 105 eingezeichneten x -Achse dargestellt.

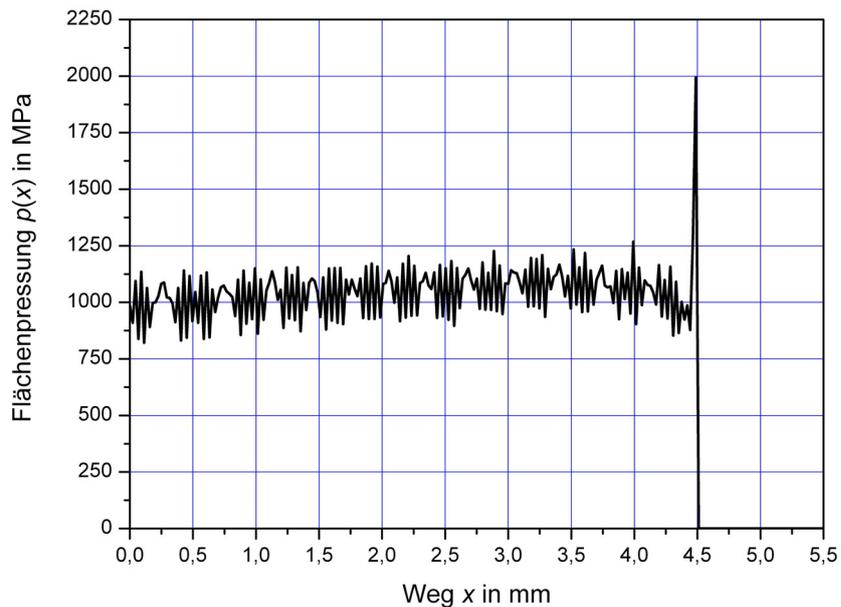


Abbildung 106: Flächenpressungsverlauf in der Fließscheide ausgehend von der Walzspurmitte in Richtung Kontakttrand.

Im überwiegenden Teil des ausgewerteten Pfades herrscht eine Druckspannung von etwa 1000 MPa. Die kleineren Fluktuationen im Diagramm sind durch die Diskretisierung in der numerischen Berechnung bedingt. Der steile Anstieg am Kontakttrand auf bis zu fast 2000 MPa ist kein Artefakt, sondern die typische Erscheinung bei Kontaktproblemen, bei denen die Ausdehnung der Kontaktfläche in der Größenordnung der Abmessungen der Kontaktpartner liegt und der Abstand zwischen den Kontaktpartnern ab dem Kontakttrand rasch anwächst. (wie z.B. bei einem „Stift auf Platte“-Kontakt). Dieser Nicht-Hertz'sche Kontakt wurde von JOHNSON [37] detailliert behandelt.

7.3.3.5. Spannungen im Walzringvolumen

Abbildung 107 zeigt die zeitliche Entwicklung des Spannungsfeldes der ersten Hauptspannung in einem Schnitt durch das Walzringvolumen während des Durchlaufs des seitlichen Kontaktrandes durch die in Abbildung 102 dargestellten Positionen 1,2 und 3.

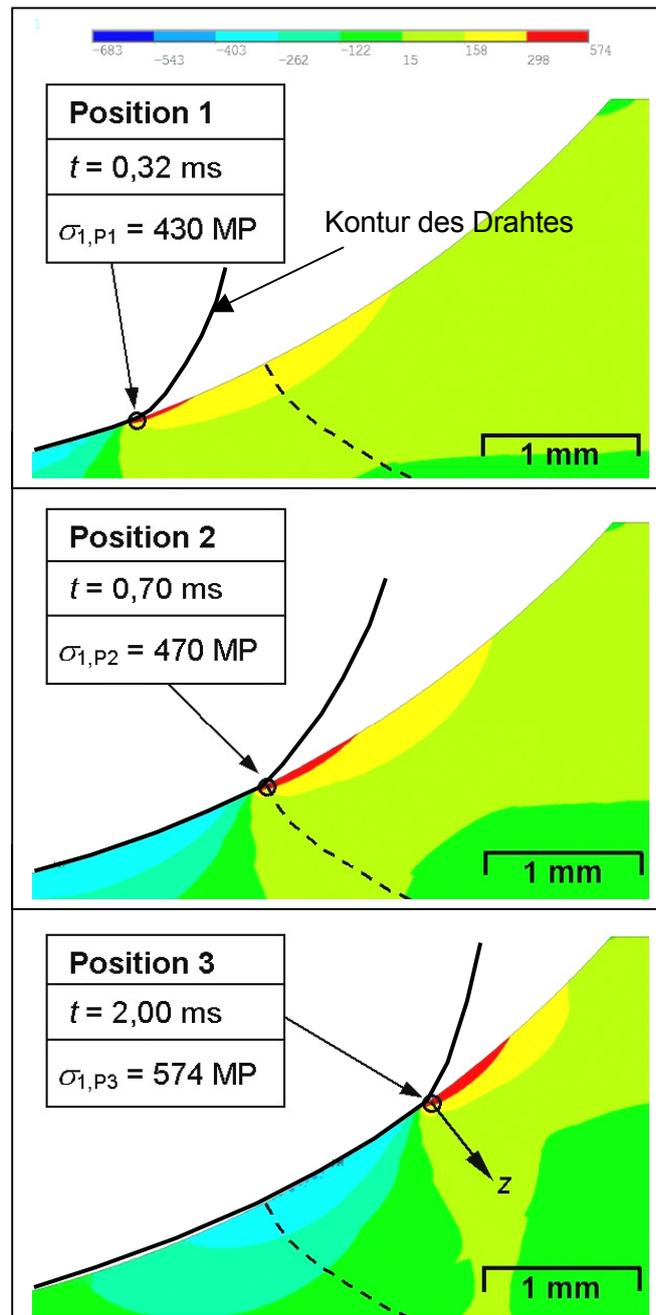


Abbildung 107: Entwicklung der ersten Hauptspannung σ_1 im Walzringquerschnitt während der Walzendrehung. Strichlierte Linie: Riss ausgehend von der Position 2.

Die Isolinien der Zugspannung haben angenähert die Form von Kreisabschnitten, die vom Kontaktrand Draht-Walze auslaufen. Der Kontaktrand ist zugleich auch jene Stelle mit der höchsten Zugspannung an der Oberfläche. Von dieser Position ausgehend breitet sich das Zugspannungsfeld zunächst in Richtung des kontaktfreien Bereichs aus. Erst in größerer Entfernung klingt das Zugspannungsfeld wieder ab. Bedingt durch diese Form des Spannungsfeldes liegen die Zugspannungsmaxima im Walzeninneren – für eine gegebene Tiefe – nicht auf der Normalen durch den Kontaktrand, sondern dieser etwas vorgelagert. Diese Tatsache ist für die Rissausbreitung von besonderer Wichtigkeit, da es bedeutet, dass der Zeitpunkt (bzw. die Winkellage des rissbehafteten Walzringes relativ zum Draht) zu dem auf die Risspitze die höchste Beanspruchung wirkt, von der Risslänge abhängt. Zur Analyse des Rissfortschrittes darf also nicht wie bei vielen anderen Problemstellungen ein global wirkender schwellender Spannungszustand zugrunde gelegt werden, sondern es muss die vollständige transiente Änderung des Spannungsfeldes während der gesamten Belastungsphase betrachtet werden. Dies wird in Kapitel 8 ausführlich gezeigt.

Die rasche Abnahme der Zugspannung in Richtung normal zur Oberfläche zeigt die Abbildung 108.

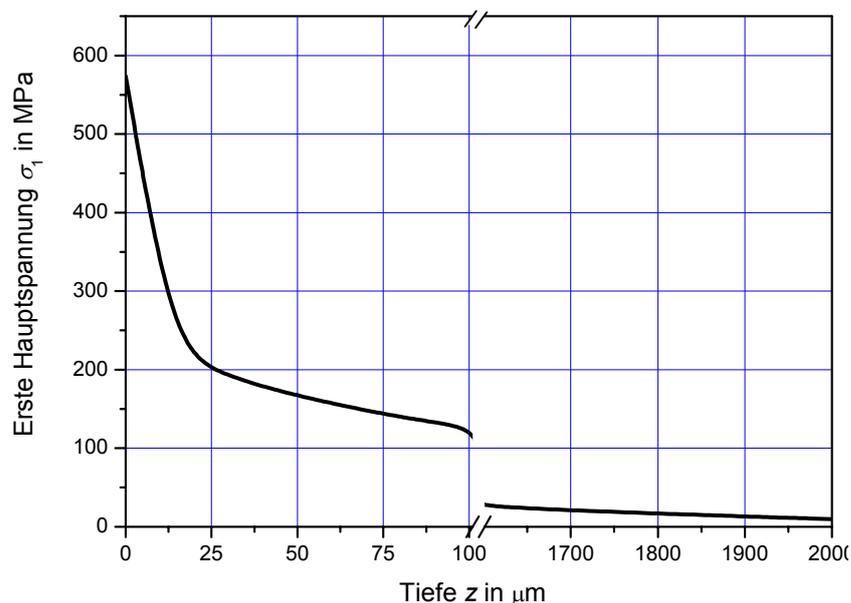


Abbildung 108: Tiefenverlauf der ersten Hauptspannung normal zur Oberfläche ausgehend von der Position 3.

In nur ca. 10 μm unter der Oberfläche ist die Zugspannung bereits auf knapp 50% des Wertes an der Oberfläche abgesunken. Dieser steile Spannungsverlauf muss bei der Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors berücksichtigt werden. Weiters bedeutet der starke Spannungsabfall über kurze Distanzen, dass die Anwendung der Theorie nach Weibull zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit nicht mehr möglich ist: Eine der Voraussetzungen für die Anwendbarkeit der Theorie – eine konstante Spannung entlang der typischen Defektgröße (ca. 20 μm) – ist nicht mehr gegeben [35,36].

7.3.3.6. Richtung der ersten Hauptspannung im Walzringvolumen

In der Abbildung 109 ist die zeitliche Änderung der Ausrichtung der ersten Hauptspannung im Bereich des von Position 2 ausgehenden Risses (blau eingezeichnet) für fünf Zeitpunkte zwischen Walzbeginn ($t = 0$ ms) und Auftreten der höchsten Zugspannung an der Position 2 bei $t = 0,702$ ms dargestellt (vgl. dazu Abb. 104).

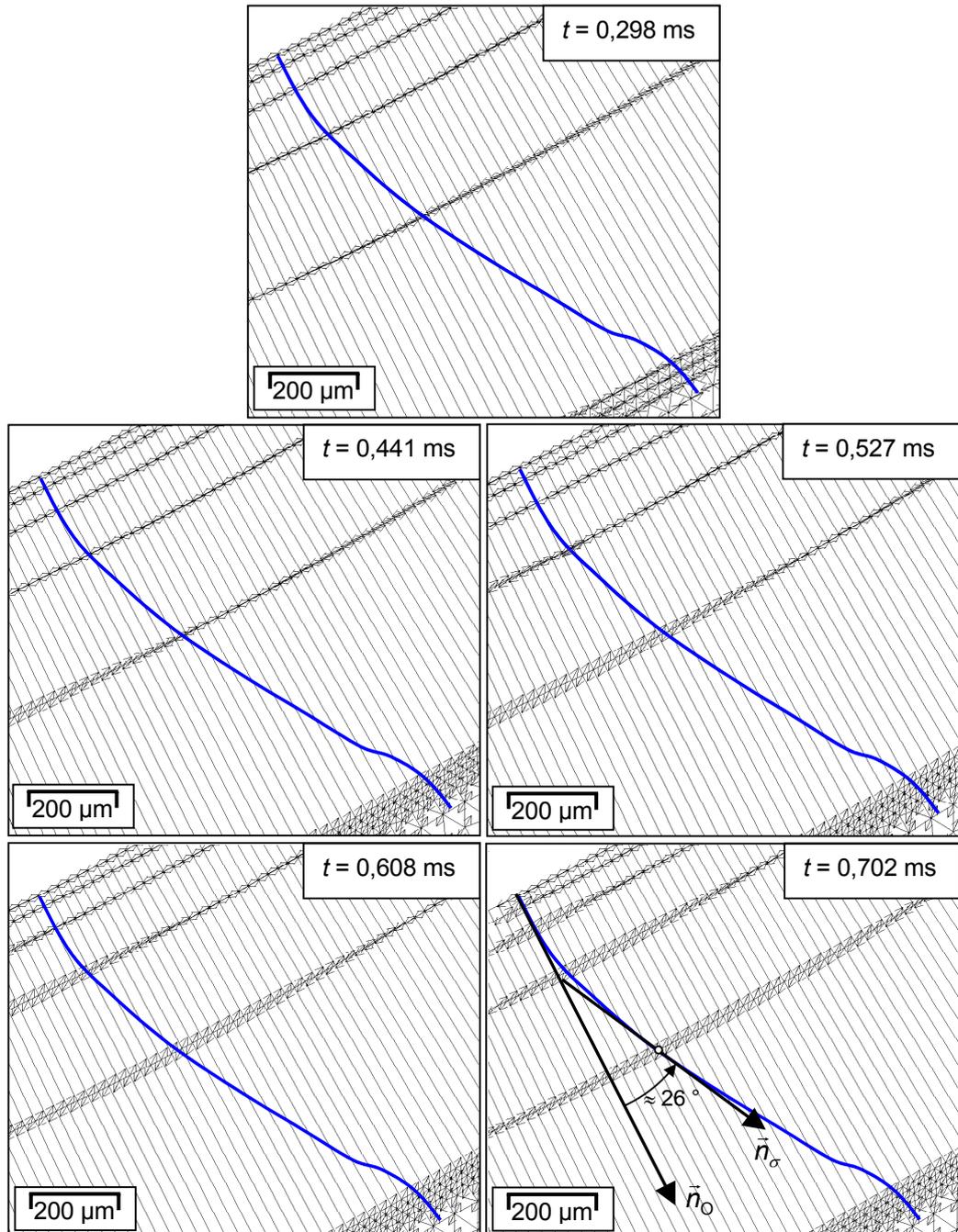


Abbildung 109: Zeitliche Änderung der Richtung der ersten Hauptspannung.

Die Pfeile in den einzelnen Teilbildern bezeichnen die Richtung, nicht aber die Größe der ersten Hauptspannung zu den verschiedenen Zeitpunkten. Die erste Hauptspannung wirkt auf und knapp unter der Oberfläche fast über die gesamte Belastungszeit parallel zur Oberfläche. Dies erklärt auch den anfänglich normal zur Oberfläche verlaufenden Riss. In größerer Tiefe hingegen dreht sich die Richtung der ersten Hauptspannung mit zunehmender Zeit bzw. Belastung um bis zu 30° gegen die Tangente an die Oberfläche (letztes Teilbild in Abb. 109: \vec{n}_0 bezeichnet die Normale auf die Oberfläche, \vec{n}_σ die Normale auf die Richtung der ersten Hauptspannung). Dies dürfte auch der Grund dafür sein, dass der Riss mit zunehmender Länge von der Normalen durch die Oberfläche abbiegt. Sein Wachstum erfolgt über seine gesamte Länge vorwiegend normal zur lokal vorherrschenden Richtung der ersten Hauptspannung. In Kapitel 8 werden die Spannungen entlang des hier dargestellten Risses noch detaillierter für die bruchmechanischen Berechnungen ausgewertet.

7.3.4. Abschätzung der maximalen Zugspannungen bei der Walzung beliebiger Materialien in anderen Drahtblöcken

Da die numerische Berechnung der Spannungen in einem Walzring äußerst zeit- aufwendig ist, und deshalb nicht für jedes Kaliber und jeden gewalzten Werkstoff durchgeführt werden kann, wird im Folgenden eine Methode zur raschen Abschätzung der maximalen Zugspannung vorgeschlagen. Der zugrunde liegende Gedanke ist die Herstellung eines Zusammenhanges zwischen der einfach bestimmbaren mittleren Flächenpressung p_m auf der Walzspur und der Zugspannung am Kontaktrand.

In [37] ist beschrieben, wie man bei Kenntnis des Flächenpressungsverlaufs $p(x)$ und des Reibspannungsverlaufs $\tau_x(x)$ auf der Oberfläche eines elastischen Halbraumes (Abbildung 110) die Zugspannungen in einem beliebigen Punkt $A(x,z)$ berechnet (Glg. 73). Die Wegvariable x in den Flächenpressungs- und Reibspannungsfunktionen muss für die korrekte Berechnung durch die Integrationsvariable s ersetzt werden ($p(x) \rightarrow p(s)$ und $\tau_x(x) \rightarrow \tau_x(s)$).

$$\sigma_x = \frac{-2z}{\pi} \int_{-b}^a \frac{p(s)(x-s)^2 ds}{\{(x-s)^2 + z^2\}^2} - \frac{2}{\pi} \int_{-b}^a \frac{\tau_x(s)(x-s)^3 ds}{\{(x-s)^2 + z^2\}^2}. \quad \text{Glg. 73}$$

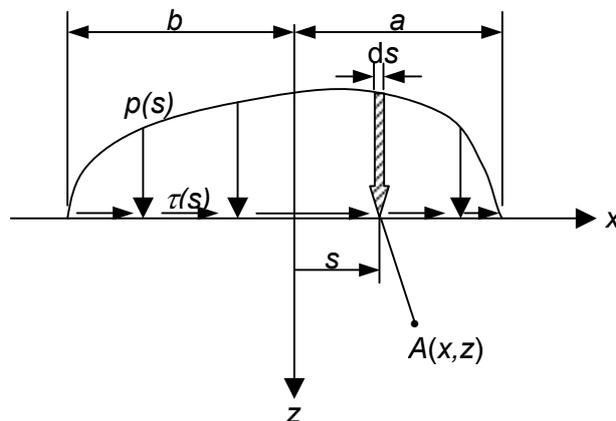


Abbildung 110: Elastischer Halbraum mit beliebigem Flächenpressungs- und Reibspannungsverlauf.

Die Situation in der Fließscheide der Abbildung 105 entspricht näherungsweise den Verhältnissen in Abbildung 110, d.h. der Flächenpressungsverlauf ist unabhängig von der Umfangskoordinate y . Die Verwendung von Glg. 73 ist also gerechtfertigt.

Da im betrachteten Bereich der Walzspur die Reibspannungen hauptsächlich in Umfangsrichtung (y) wirken, nicht aber in x -Richtung ($\tau_x(s) \approx 0$), fällt das zweite Integral in Glg. 73 weg. Die verbleibende Gleichung ist dann derart, dass es bei einer Skalierung des Flächenpressungsverlaufs der Form $p_{\text{neu}}(s) = C' \cdot p(s)$ auch zu einer Skalierung der maximal auftretenden Zugspannung am Kontaktrand um den Faktor C' kommt. Dabei wird vorausgesetzt, dass sich die Form des Flächenpressungsverlaufs in den verschiedenen Drahtblöcken sowie bei der Walzung unterschiedlicher Materialien nicht zu sehr verändert. Weiters ist leicht einsehbar, dass die mittlere Flächenpressung p_m des Druckverlaufs $p(s)$ linear mit dem Skalierungsfaktor C steigt, bzw. sinkt.

Somit kann vereinfachend gefolgert werden, dass σ_x (bzw. σ_1) linear proportional zur mittleren Flächenpressung p_m ist:

$$\sigma_{1,\text{max}} = C'' p_m \quad \text{Glg. 74}$$

Die Berechnung für den DB03 bei der Walzung von Nicrofer 6020 ergibt $\sigma_{1,\text{max}} = 574$ MPa bei einem $p_m = 900$ MPa. Daraus ergibt sich ein Umrechnungsfaktor C'' von 0,638.

Die in den Walzversuchen aufgetretenen maximalen Zugspannungen ergeben sich dann aus obiger Überlegung zu den in Tabelle 10 aufgelisteten Werten.

Tabelle 10: Abschätzung der in den Walzversuchen aufgetretenen maximalen Zugspannungen

Versuch mit Walzenpaar Nr.	Drahtblock	höchste Walzkraft F (laut Wicon) [kN]	höchste mittlere Flächenpressung $p_{m,max}$ [MPa]	geschätzte maximale Zugspannung $\sigma_{1,max}$ [MPa]
1	DB01	85,1	366	234
2	DB03	134	900	574 ¹
3	DB03	86	577	368
4	DB03	77	517	330
5	DB04	58	507	323
6	DB01	148	839	535 ²

Die vereinfachte Beziehung zwischen $\sigma_{1,max}$ und p_m ist in Abbildung 111 dargestellt.

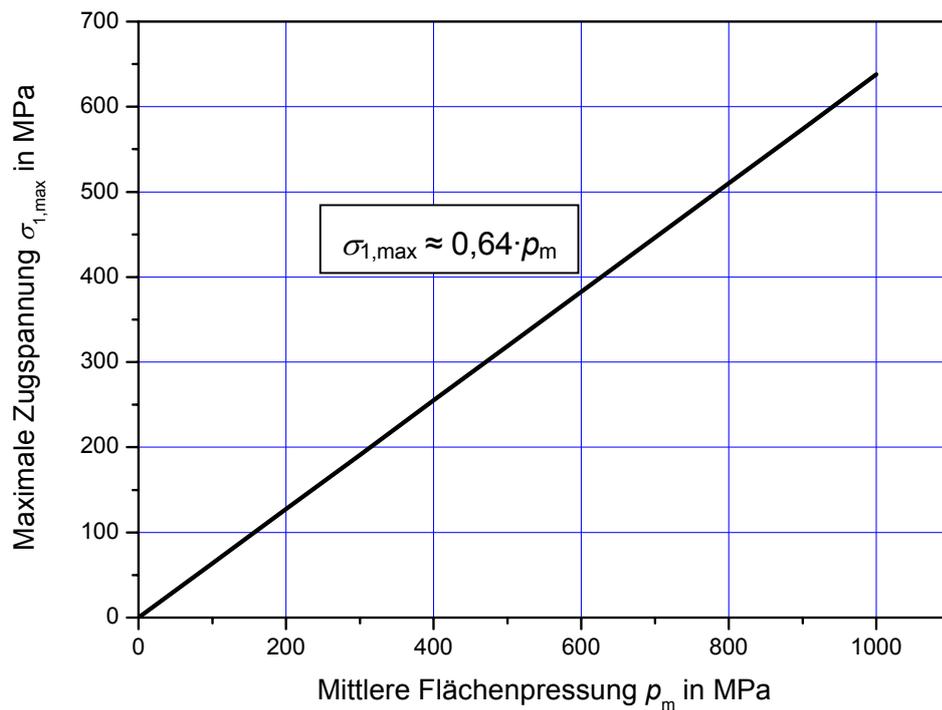


Abbildung 111: Abschätzung der maximalen Zugspannung $\sigma_{1,max}$ im Walzring in Abhängigkeit von der mittleren Flächenpressung p_m .

¹ Aus der FE-Berechnung

² (ohne Berücksichtigung der modifizierten Einspannung)

Mit Hilfe der vorgestellten Überlegung ist es in Hinkunft möglich, sehr einfach mittels analytischer Methoden eine grobe Abschätzung der zu erwartenden Zugspannungen in einem Si_3N_4 -Walzring mit ovalem oder kreisförmigem Kaliber durchzuführen. Man erhält ohne großen zeitlichen Aufwand eine erste Information, ob ein geplanter Keramikeinsatz für eine spezielle Umformaufgabe Probleme bereiten könnte bzw. ohne weiteres durchführbar wäre.

7.4. Untersuchung einer modifizierten Walzeneinspannung

7.4.1. Beschreibung der modifizierten Einspannung

In den vorhergehenden Berechnungen konnte gezeigt werden, dass die Schädigung der Walzen durch kontaktinduzierte Zugspannungen verursacht wird. Eine Verringerung der Zugspannungen würde also zu einer höheren Werkzeuglebensdauer führen. Bei gleich bleibenden Prozessparametern kann dies nur durch Überlagerung des Zugspannungsfeldes mit einer Druckbeanspruchung erfolgen, zu dessen Erzeugung sich das Spannsystem des Walzringes im Gerüst anbietet. Wie in Abschnitt 3.2 beschrieben, werden die Walzringe derzeit mit einer hydraulisch aufbrachten Kraft von 219 kN axial gespannt. Diese Situation ist in der Abbildung 112 mit einem Walzring mit zwei Spuren dargestellt. Die Krafteinleitung auf den Walzring erfolgt mittels des großen Druckringes, der auf einem Teil der Seitenfläche (18800 mm^2) des Walzringes aufliegt. Der Walzring stützt sich gegen den Spannring auf der gesamten Seitenfläche ab (28640 mm^2). Damit ergibt sich eine im Ring wirkende Druckspannung, welche sich mit den kontaktinduzierten Spannungen überlagert und die für die Keramik gefährlichen Zugspannungen etwas verringert.

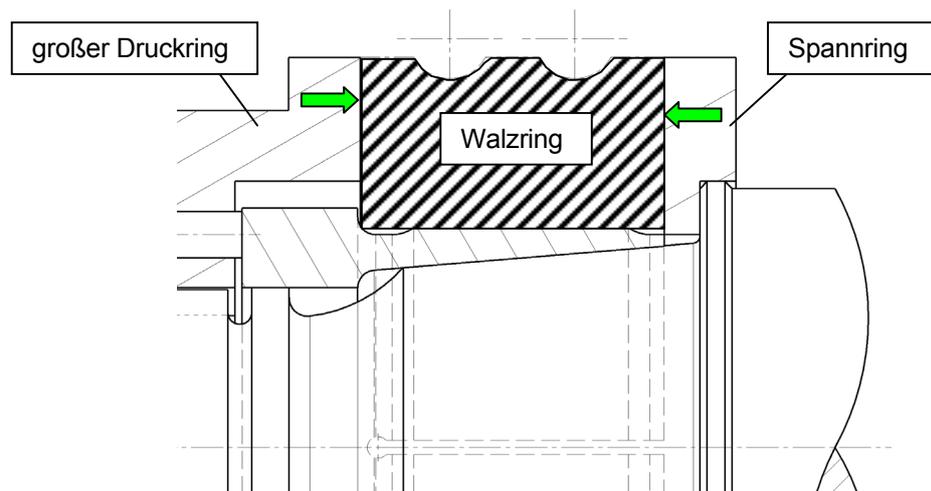


Abbildung 112: Herkömmliche Walzeinspannung.

Mit der Spannkraft von 219 kN und obigen Werten für die Auflageflächen ergeben sich 8 bzw. 12 MPa (aus $p = F / A$) als durchschnittliche Flächenpressungen an den Krafteinleitungsflächen. Diese Druckspannungen „verdünnen“ sich jedoch im Walzringvolumen und auf der zugbeanspruchten Walzspuroberfläche beträgt die einspannbedingte Druckspannung nur noch einen Bruchteil der Werte an den Seitenflächen und kann die maximal auftretende Zugspannung von 574 MPa nur geringfügigst verringern¹. Dies geht aus der Berechnung für die modifizierte Walzringspannung in diesem Abschnitt hervor. Die Walzringspannung kann aber auf konstruktivem Weg so abgeändert werden, dass erhebliche höhere Druckspannungen in der Keramik auftreten.

Dies kann mit dem in Abbildung 113 dargestellten System erreicht werden. Ein zwischen Spannring und Walzring eingefügter Zwischenring mit 12 mm Breite bringt die Axialspannkraft von 219 kN konzentriert auf einen 5 mm breiten Kreisring in den Walzring ein. Eine gleichartige Krafteinleitung auf der linken Walzringseite (zwischen Distanzring und Walzring) wäre von Vorteil gewesen, allerdings wurde dies im Erstversuch bei Böhler noch nicht realisiert.

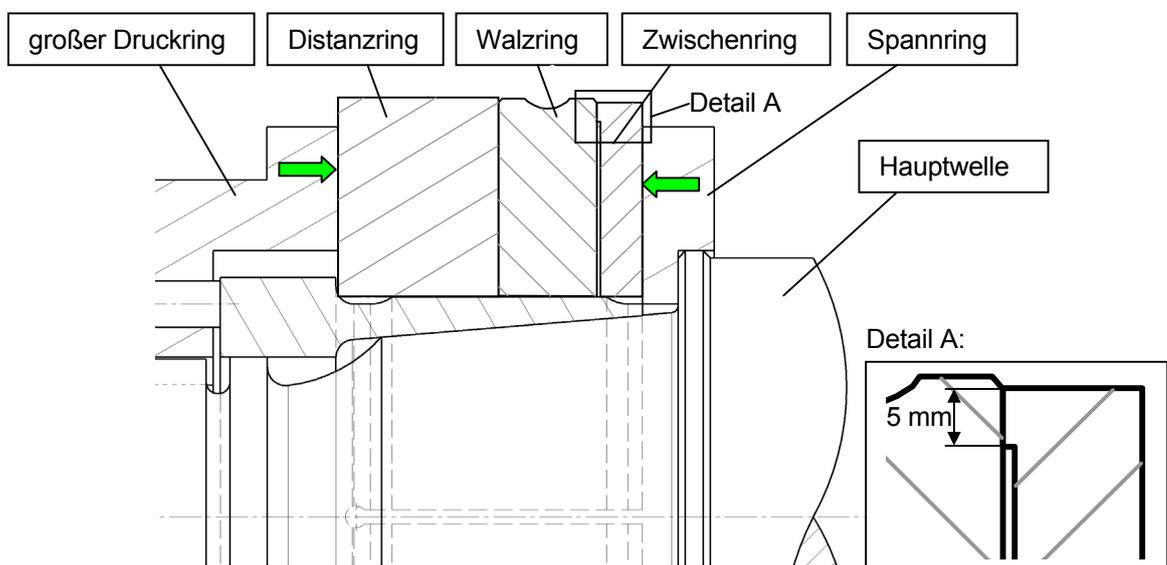


Abbildung 113: Modifizierte Walzringeinspannung.

Als ungünstig ist außer der unsymmetrischen Krafteinleitung auch noch die Abstützung des Spannringes am Absatz der Hauptwelle anzusehen. Die am Zwischen-

¹ Aus diesem Grund wurden die einspannbedingten Druckspannungen für den Ist-Zustand auch nicht in der Berechnung berücksichtigt.

ring radial ganz außen angreifende Spannkraft muss umgelenkt werden, um am weiter innen liegenden Absatz der Hauptwelle aufgenommen zu werden. Dadurch ergibt sich ein ungünstiges Biegemoment auf den Spannring, mit der Konsequenz, dass dieser zusätzlichen Biegespannungen unterworfen ist, sowie sich durchbiegen wird. Diese Nachteile mussten in Kauf genommen werden, da ansonsten die Hauptwelle vollständig neu gefertigt werden hätte müssen.

7.4.2. Finite-Elemente-Modell

Das FE-Modell wurde basierend auf den Abmessungen des Walzrings im DB03 erstellt. Der Versuch mit der modifizierten Einspannung wurde zwar im DB01 durchgeführt, da sich aber die vorliegende Arbeit hauptsächlich mit der Situation im DB03 beschäftigt, wurde die Auswirkung der modifizierten Einspannung zunächst anhand des Walzrings im DB03 untersucht. Aufgrund der sehr ähnlichen Kalibergeometrien der Walzringe in DB01 und DB03 sind auch nur geringfügige Unterschiede im Ergebnis zu erwarten und eine Übertragung der Resultate vom DB03 auf den DB01 statthaft. Da Geometrie und Belastung axialsymmetrisch sind, konnte mit einem 2-D-Modell (und der Elementoption „*axialsymmetric*“) das Auslangen gefunden werden.

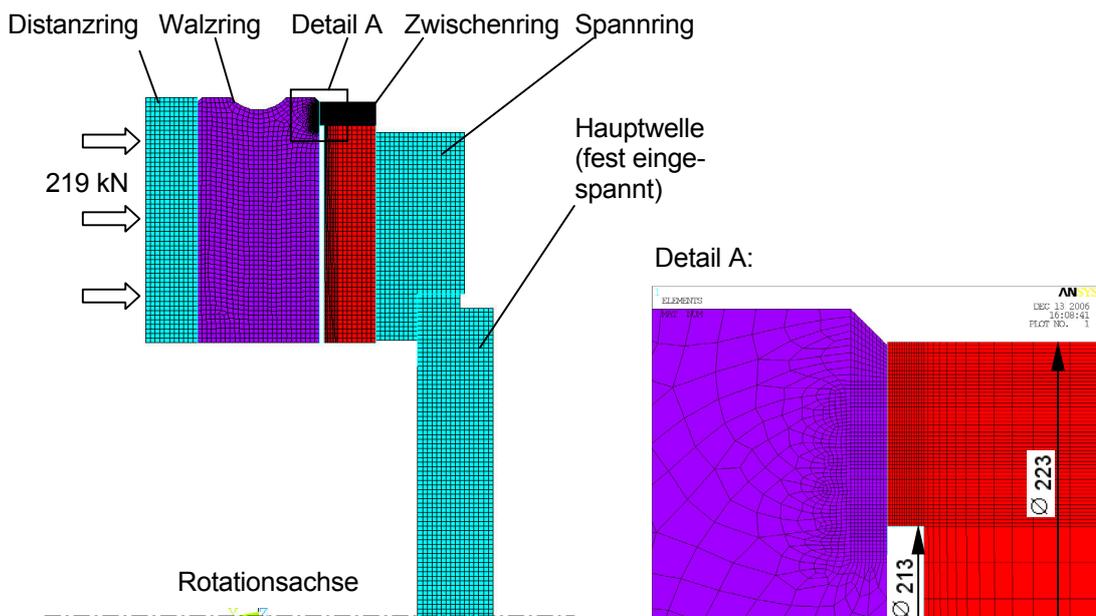


Abbildung 114: FE-Modell der modifizierten Walzringeinspannung.

Bis auf die Si_3N_4 -Walze sind alle Bauteile aus Stahl (E-Modul 210.000 MPa, Querkontraktionszahl 0,3). Der Zwischenring wurde zusätzlich bilinear elastisch-plastisch modelliert (elastisch bis 235 MPa, danach linear plastisch mit einem Tangentenmodul von 480 MPa). Zwischen allen sich berührenden Teilen wurde Kontakt definiert. Die Last von 219 kN wurde am Distanzring aufgebracht, die Fixierung erfolgte an der Hauptwelle.

7.4.3. Ergebnisse der Berechnung

7.4.3.1. Verformung des Systems

Aufgrund der ungünstigen Abstützung des Spannrings am Absatz der Hauptwelle kommt es bei diesem zu einer Drehbewegung um den Wellenabsatz und in Folge zu einem Axialversatz der Walzspur von 0,03 Millimetern (Abbildung 115).

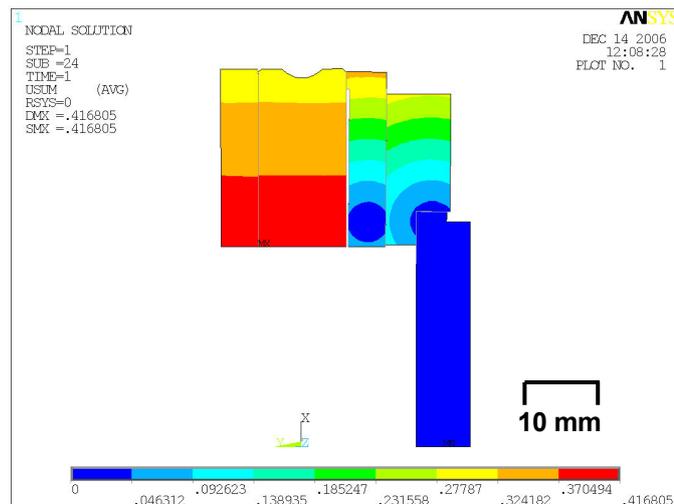


Abbildung 115: Gesamtverformung des modifizierten Systems.

Da die Axialkraft auf die gesamte linke Walzringseitenfläche wirkt und der Walzring rechts lediglich ganz außen kreisringförmig abgestützt ist, kommt es zu einer geringfügigen Durchbiegung des Walzringes in axialer Richtung von ca. 0,1 mm.

7.4.3.2. Flächenpressung zwischen Walzring und Zwischenring

Abbildung 116 zeigt die Verteilung der Flächenpressung zwischen Walzring und Zwischenring. Es ist deutlich ersichtlich, dass aufgrund der Durchbiegung des Zwischenrings nur mehr ein etwa 1,5 mm breiter Streifen des 5 mm breiten Rings auf der Walzringseitenfläche aufliegt.

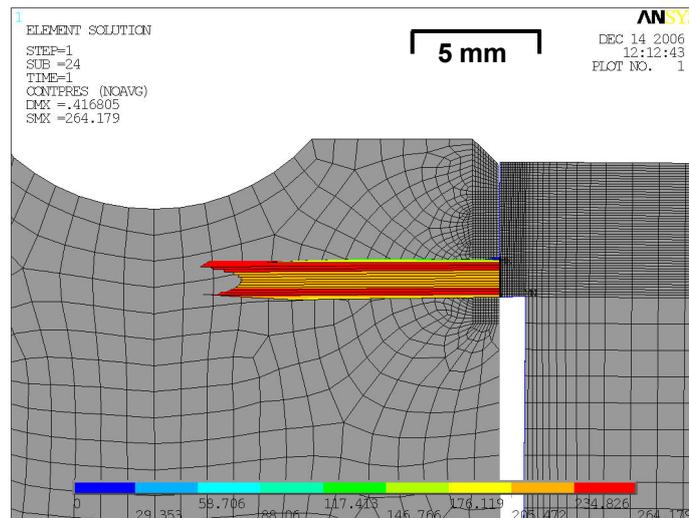


Abbildung 116: Flächenpressungsverteilung an der rechten Spannstelle des Walzrings.

Die maximale Flächenpressung beträgt 264 MPa und stellt weder für Keramik noch für den Stahlring ein strukturmechanisches Problem dar. Als weiteren Verbesserungsschritt könnte die Form des Absatzes am Zwischenring so verändern, dass die Kontaktfläche noch etwas weiter nach oben - auf die Höhe der Walzspur - wandert. Diese Maßnahme würde die Druckspannungen im gefährdeten Bereich der Walzspur beträchtlich erhöhen.

7.4.3.3. Zugspannungen an der Walzringseite

Die hier beschriebene modifizierte axiale Spannung des Walzrings birgt natürlich wieder die Gefahr von kontaktinduzierten Zugspannungen in der Nähe der Zwischenringauflage in sich. Deshalb musste die FE-Berechnung auch hinsichtlich dieser Spannung ausgewertet werden. Abbildung 117 zeigt die Verteilung der ersten Hauptspannung für den rechten Bereich des Walzrings. Die höchste Zugspannung tritt am unteren Kontaktrand zwischen Keramik und Zwischenring auf und beträgt 112 MPa. Eine Beschädigung des Walzrings ist somit nicht zu befürchten.

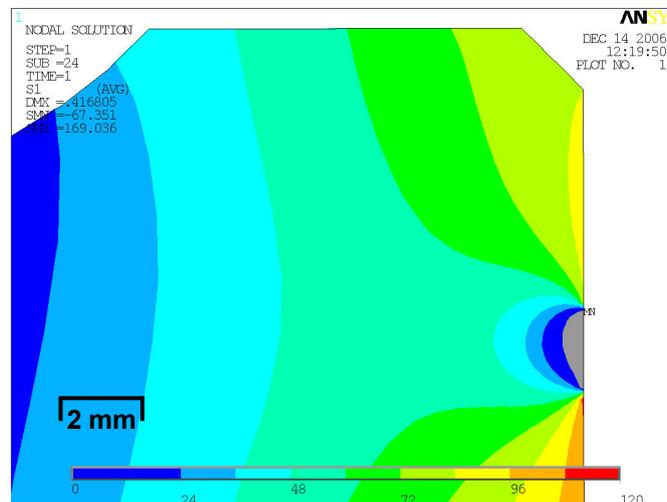


Abbildung 117: Einspannbedingte Zugspannungen an der Walzringseitenfläche.

7.4.3.4. Druckspannungen in der Walzspur

Das interessanteste Ergebnis ist die in der Walzspur wirkende Druckspannung. Die Verteilung der tangential zur Spuroberfläche wirkenden Spannung ist in Abbildung 118 und Abbildung 119 gezeigt. Zusätzlich sind die Bereiche der höchsten walzbedingten Zugspannungen markiert, um deutlich zu machen, an welchen Stellen des Kalibers besonders hohe Druckspannungen erwünscht wären.

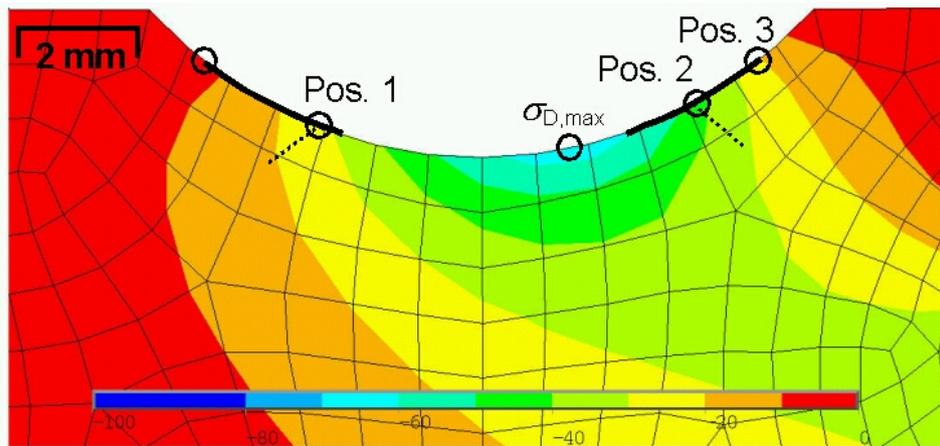


Abbildung 118: Druckspannungsverteilung in der Walzspur aufgrund der modifizierten Einspannung. Die am höchsten beanspruchten Bereiche sind gekennzeichnet und die Risse aus Abbildung 41 eingezeichnet.

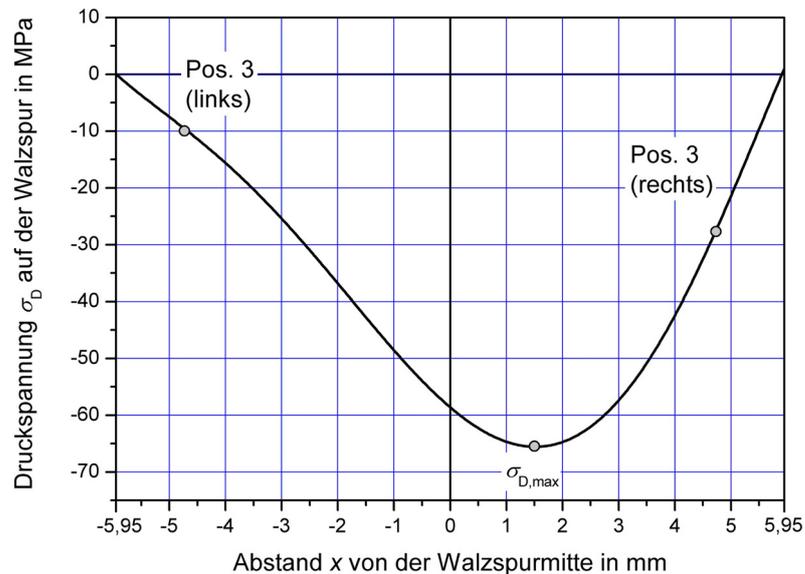


Abbildung 119: Verlauf der Druckspannung auf der Walzspuroberfläche aufgrund der modifizierten Einspannung.

Die höchste Druckspannung $\sigma_{D,max}$ tritt aufgrund der unsymmetrischen Einspannung etwas rechts von der Kalibermittle auf und beträgt 65 MPa. An der beim Walz-

prozess höchstbelasteten Position 3 herrschen Druckspannungen von 28 MPa (rechte Seite nahe der modifizierten Einspannung) bzw. 10 MPa auf der gegenüberliegenden linken Kaliberseite.

Abbildung 120 zeigt die Verläufe der ersten Hauptspannungen während des Walzvorganges auf Höhe der Position 3 für die herkömmliche und die modifizierte Einspannung. Aufgrund der unsymmetrischen Walzringspannung verringern sich die kontaktinduzierten Zugspannungen auf der rechten Seite von 574 MPa auf 546 MPa, auf der linken Walzspurseite lediglich auf 564 MPa.

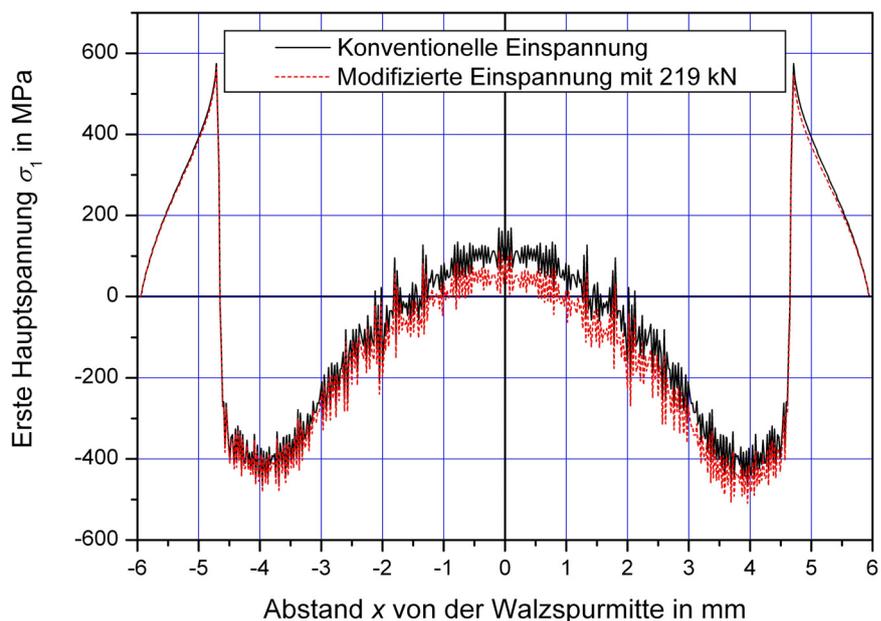


Abbildung 120: Auswirkungen der modifizierten Einspannung auf den Verlauf der ersten Hauptspannung im DB03 durch die Position 3.

Die Verringerung der höchsten Zugspannung an der Walzspuroberfläche um 10 bzw. 28 MPa erscheint auf den ersten Eindruck als gering. Gerade bei Keramiken kann aber bereits eine kleine Spannungsreduktion einen signifikanten Einfluss auf die Lebensdauer bewirken [28-31].

Für den Walzring im DB01, welcher beim Versuch mit dem 6. Walzenpaar mit der modifizierten Einspannung eingesetzt wurde, kann aufgrund der zum DB03 nur geringfügigen Unterschiede in der Kalibergeometrie ebenfalls von einer Zugspannungsreduktion im Ausmaß von ca. 10 MPa ausgegangen werden. Die höchste Zugspannung verringert sich dort also von 535 MPa (Tabelle 10) auf zumindest 525 MPa.

7.5. Mögliche Walzringspannung zur weiteren Steigerung der Druckspannungen in der Walzspur

Mit der vorher gezeigten modifizierten Walzringspannung mittels des hydraulischen Spannsystems in den Drahtblöcken können nur geringe Druckspannungen in die zugbeanspruchten Bereiche der Walzspur eingebracht werden. Mit den 216 kN Axialkraft lassen sich die bis zu 574 MPa hohen Zugspannungen im schlechtesten Fall um lediglich 10 MPa reduzieren. Für eine stärkere Verminderung der Beanspruchung muss eine andersartige Verspannung der Walzringe mit höheren Kräften eingesetzt werden. Im Folgenden wird deshalb eine grobe Abschätzung des theoretisch erreichbaren Spanndruckes durchgeführt und dessen Auswirkung auf die Walzspannungen untersucht.

Eine Steigerung der Spannkraft kann beispielsweise durch die Konstruktion einer zweiteiligen metallischen Halterung erreicht werden, in welcher der keramische Walzring mittels Schraubverbindungen eingespannt wird. Eine derartige Fixierung ist in ihren Grundzügen in Abbildung 121 dargestellt.

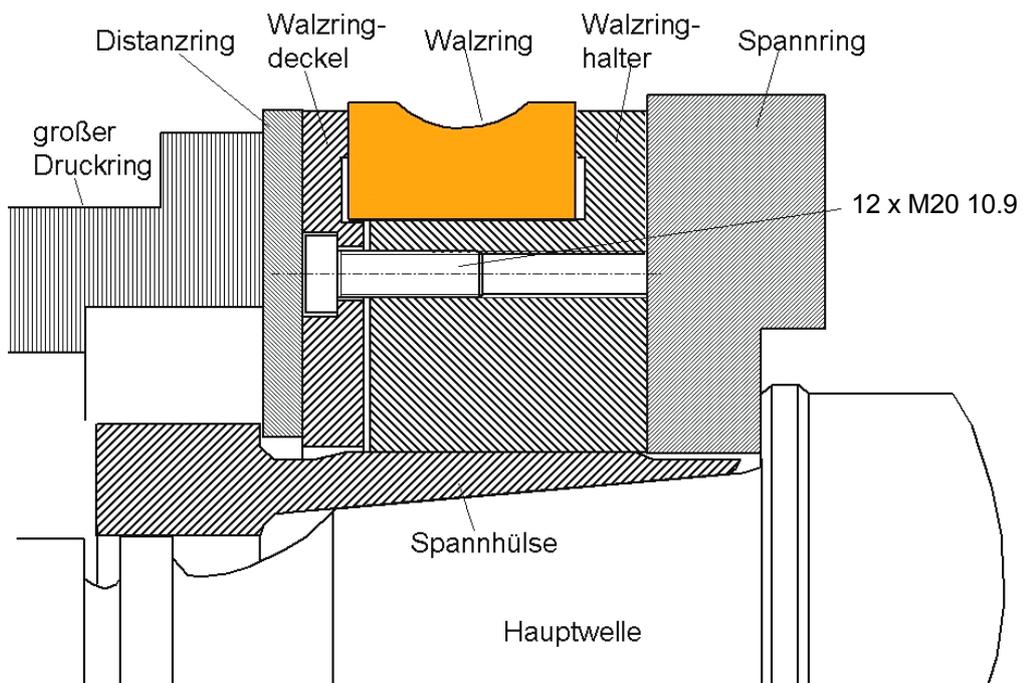


Abbildung 121: Entwurf einer Walzringeinspannung mittels Schrauben.

Die Druckkraft auf den keramischen Walzring wird durch die Schrauben aufgebracht. Mit 12 über den Umfang verteilten M20-Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 ließe sich eine Druckkraft von 1000 kN realisieren. Bei Beibehaltung der Lasteinbringung über einen 5 mm breiten Kreisring (Außendurchmesser 223 mm, Innendurchmesser 213 mm) ergibt dies eine mittlere Flächenpressung an der Spannfläche von etwa 300 MPa und ist damit 4,5-mal höher als bei der zuvor vorgestellten modifizierten Spannung. Bei dieser betrug die größte einspannbedingte Zugspannung 112 MPa (Abbildung 117), bei einer Spannkraft von 1000 kN wäre also mit Zugspannungen am Kontaktrand von etwa 500 MPa zu rechnen. Diese Beanspruchung wirkt zwar nur statisch, die Gefahr eines unterkritischen Risswachstums müsste jedoch vor der Realisierung dieser Konstruktion noch genauer untersucht werden.

Die Halterung mit dem Walzring wird auf die Hauptwelle des Walzgerüsts aufgeschoben und dort konventionell axial und radial hydraulisch gespannt. Eine Modifikation des Spannsystems im Drahtblock ist somit nicht erforderlich.

In Abbildung 122 und Abbildung 123 ist die Druckspannungsverteilung im Walzring für die beidseitige Einspannung mit 1000 kN dargestellt. Aufgrund der symmetrischen Klemmung tritt die größte Druckspannung nun in der Mitte der Walzspur auf und beträgt dort 521 MPa. An der Position 3 herrschen noch 294 MPa.

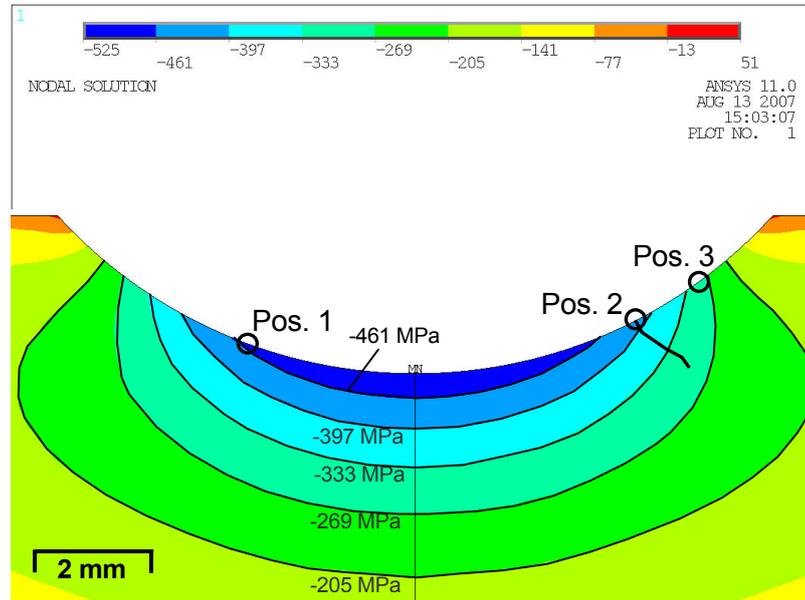


Abbildung 122: Druckspannungsverteilung im Bereich der Walzspur bei einer verschraubten Walzringeinspannung mit 1000 kN Druckkraft.

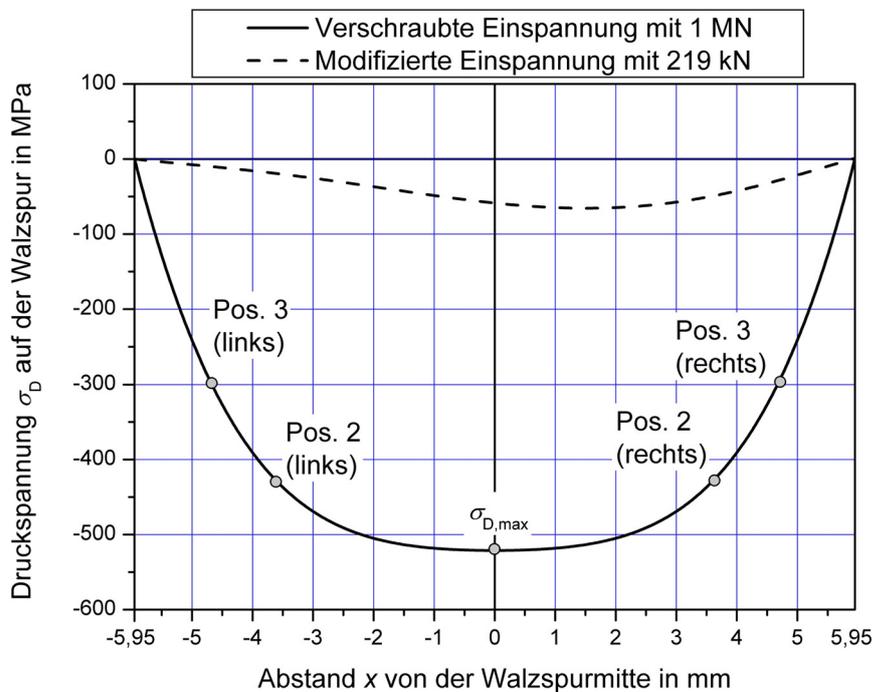


Abbildung 123: Verlauf der Druckspannung auf der Walzspuroberfläche aufgrund der Einspannung mit 1000 kN.

Abbildung 124 zeigt die Verläufe der ersten Hauptspannung an der Oberfläche des Walzringes während der Walzbeanspruchung auf Höhe der Position 3 für die konventionelle Ringspannung sowie für die hypothetische verschraubte Einspannung mit 1000 kN Anpresskraft. Die höchste Zugspannung könnte mit dieser Methode um etwa 50 % von 574 auf 281 MPa abgesenkt werden. Die zu erwartenden positiven Auswirkungen auf die Bauteillebensdauer werden in Kapitel 8 diskutiert.

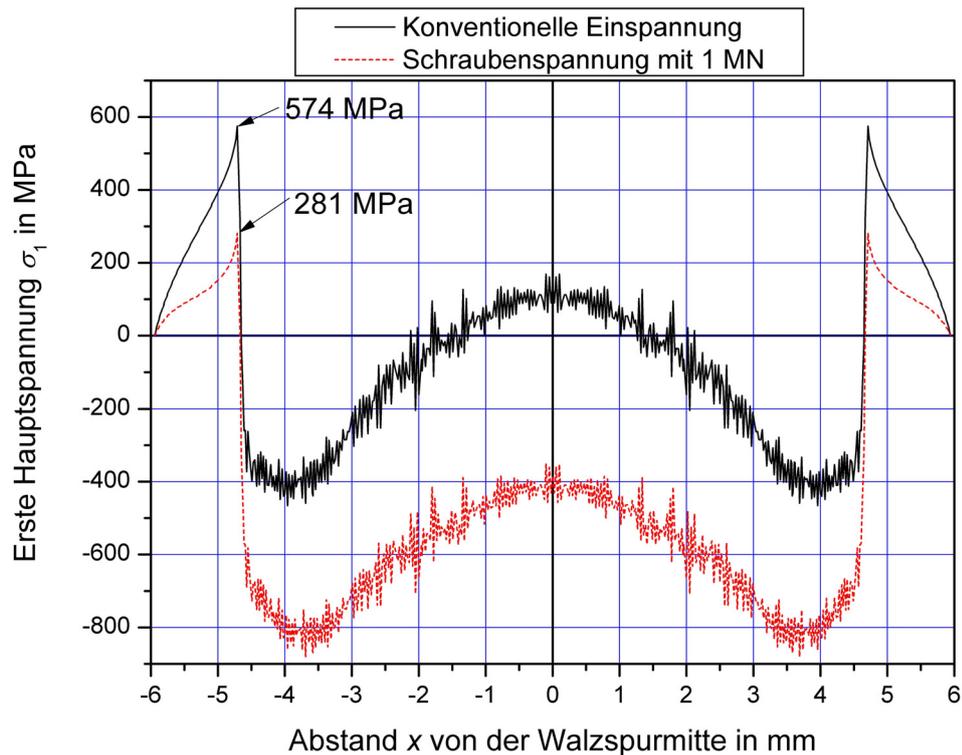


Abbildung 124: Auswirkungen einer verschraubten Walzringesinspannung mit 1000 kN Druckkraft auf den Verlauf der ersten Hauptspannung im DB03 durch die Position 3.

Auch wenn diese Methode zur Einbringung von Druckspannungen in den Walzring noch weiterer konstruktiver Überlegungen bedarf, kann doch eindeutig festgestellt werden, dass mittels konstruktiver Maßnahmen die bisher in den Versuchen aufgetretenen Beanspruchungen in den Walzringen noch deutlich abgesenkt werden können.

7.6. Zusammenfassung der Ergebnisse der strukturmechanischen Berechnung

In der strukturmechanischen Analyse wurde der Walzprozess von Nicrofer 6020 im DB03 zunächst mit einem einfachen 2-D-FEM-Modell betrachtet. Mit der 2-D-Analyse lässt sich die Walzkraft recht genau bestimmen. Man erhält 132,5 kN im Vergleich zu den 134 kN, welche die bei Böhler verwendete Walzprozesssoftware Wicon liefern. Für die Ermittlung der kontaktinduzierten Spannungen ist das 2-D-Modell ungeeignet, da die dreidimensionale Kontaktgeometrie der Draht / Walze-Paarung nicht berücksichtigt werden kann. Eine 3-D-Modellierung war somit notwendig.

Die in der 3-D-Simulation des Walzvorganges errechneten integralen Größen wie Walzkraft, Breiungsgrad und Längungsgrad waren in guter Übereinstimmung mit den gemessenen oder analytisch ermittelten Werten.

Die höchsten kontaktinduzierte Zugspannungen treten auf der Walzspuroberfläche bogenförmig entlang der seitlichen Kontaktränder auf. Das Maximum beträgt 574 MPa (als Position 3 bezeichnet). Das sind knapp 2/3 der charakteristischen Biegefestigkeit des Si_3N_4 . Jene Stellen, an denen in den Walzversuchen Rissausgänge gefunden wurden (Positionen 1 und 2), werden mit 430 bzw. 470 MPa beansprucht.

Die in der FE-Berechnung ermittelte Verteilung und Ausrichtung der ersten Hauptspannung ist in Einklang mit den in den Experimenten gefundenen Rissausgängen und -verläufen.

Die Reibungsspannungen wirken in Umfangsrichtung des Walzringes. Deshalb können sie keine Verringerung der axial gerichteten Zugspannungen an den seitlichen Kontakträndern bewirken.

An den Kontakträndern beim Drahteinlauf und Drahtauslauf treten keine hohen Zugspannungen auf. Dies ist einerseits auf die günstigere Kontaktgeometrie zwi-

schen Draht und Walze und andererseits auf die Wirkung der Reibspannung zurückzuführen. Diese erzeugen am Drahteinlauf und Drahtauslauf in Umfangsrichtung wirkende Druckspannungsfelder, welche sich mit dem kontaktinduzierten Spannungsfeld überlagern und die Zugspannungen absenken.

Die Zugspannungen klingen in Richtung des Walzeninneren sehr rasch ab. In einem Millimeter Tiefe sind sie bereits annähernd verschwunden.

Das Risswachstum ist in hohem Maße von der transienten Natur des Zugspannungsfeldes beeinflusst. Zum einen hängt die Beanspruchung an der Riss Spitze von der jeweiligen Walzenstellung (Winkelposition) ab, zum anderen von der Risslänge selbst.

Mit den Ergebnissen der Berechnung für die Walzung von Nicrofer 6020 im DB03 konnte eine Abschätzung der in den anderen Versuchen aufgetretenen Zugspannungen durchgeführt werden. Dazu wurde eine Beziehung zwischen der einfach zu berechnenden mittleren Flächenpressung und der Zugspannung hergestellt. Im ersten Walzversuch, wo in etwa 1000 t Draht gewalzt wurden und keine Schädigung durch Risswachstum auftrat, lag die größte Zugspannung demnach bei lediglich ca. 234 MPa. Dies entspricht nur 25 % der charakteristischen Biegefestigkeit des Si_3N_4 .

Die höchsten Zugbeanspruchungen lagen in den Versuchen mit dem zweiten (σ_1 bis 574 MPa) und sechsten Walzenpaar (σ_1 bis 525 MPa) vor. In beiden Versuchen wurde Nicrofer 6020 gewalzt, einmal im DB03 (5 t bzw. 15.600 Umdrehungen), einmal im DB01 (45 t bzw. 104.000 Umdrehungen).

Da eindeutig festgestellt werden konnte, dass die Schädigung der Walzringe durch die kontaktinduzierten Zugspannungen verursacht wird, wurde die Möglichkeit der Einbringung von Druckspannungen in die Keramik untersucht. Zunächst wurde eine leicht modifizierte Axialspannung des Walzringes betrachtet, bei welcher der normalerweise auf der Seite des Walzringes ganzflächig aufliegende Druckring durch einen 5 mm schmalen Druckring ersetzt wird. Diese Variante wurde im Versuch mit dem sechsten Walzenpaar im DB01 realisiert.

Mit der modifizierten Axialspannung (Anpresskraft 219 kN durch die Spannhydraulik) konnte die höchste auftretende Zugspannung nur um 10 MPa von 535 auf 525 MPa gesenkt werden. Grund für diese geringe Entlastung war einerseits die unzureichend hohe Spannkraft und andererseits, dass nur auf einer Walzringseite der 5 mm schmale Druckring eingesetzt wurde (beidseitig wäre eine Reduktion um fast 30 MPa möglich gewesen). Die Standzeit des Walzrings betrug in diesem Versuch 104.000 Umdrehungen, also ca. das Siebenfache wie im zweiten Versuch mit Nicrofer 6020 im DB03 (maximale Zugspannung 574 MPa, 15.600 Umdrehungen bis zum Bruch). Das heißt, eine um lediglich 50 MPa geringere Spannung (davon 40 MPa aufgrund der anderen Draht- und Kalibergeometrie im DB01, 10 MPa durch die modifizierte Einspannung) erhöht die Lebensdauer bereits auf das Siebenfache.

Basierend auf dieser Erkenntnis wurde das Konzept des Einbringens von Druckspannungen weiterverfolgt. Eine Einspannung mittels einer verschraubbaren Stahlringvorrichtung könnte über zwei beidseitig des Walzrings angebrachte Druckringe eine Kraft von 1000 kN konzentriert in den Bereich der Walzspur einleiten. Mittels FE-Berechnung wurde für diese Variante eine Spannungsverminderung der höchstbelasteten Walzspurbereiche um zumindest 294 MPa gefunden. Damit wäre man selbst beim Walzen von Nicrofer 6020 auf dem Beanspruchungsniveau von HSS, wo eine Schädigung der Walze nur noch durch Verschleiß, nicht aber durch Risswachstum stattgefunden hat.

Das (noch nicht realisierte) Konzept mit einem verschraubten Walzring lässt einerseits eine Vervielfachung der Standzeit erwarten und würde aller Voraussicht nach die keramischen Walzwerkzeuge für alle bei Böhler verarbeiteten Drahtwerkstoffe anwendbar machen.

8. Bruchmechanische Betrachtung der Walzen

8.1. Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren

8.1.1. Wahl des Referenzlastfalles

Mit der Methode der Gewichtsfunktionen [45–47] können Spannungsintensitätsfaktoren für beliebige Spannungsverläufe berechnet werden, wenn die Lösung für einen anderen (einfacheren) Referenzspannungsverlauf σ_r bekannt ist. Als Referenzlastfall ist ein dem vorliegenden Belastungsfall (Abb. 125, rechts) ähnlicher Fall zu wählen. Rein geometrisch betrachtet erscheint ein schräg zur Normalen auf die Oberfläche verlaufender Riss als Referenzfall geeignet (Abb. 125, links), da auch der untersuchte Walzenriss schräg zur Walzspuroberfläche verläuft. Die Spannungsintensitätsfaktoren für einen schrägen Riss wurden von FETT *et al.* [48] ermittelt.

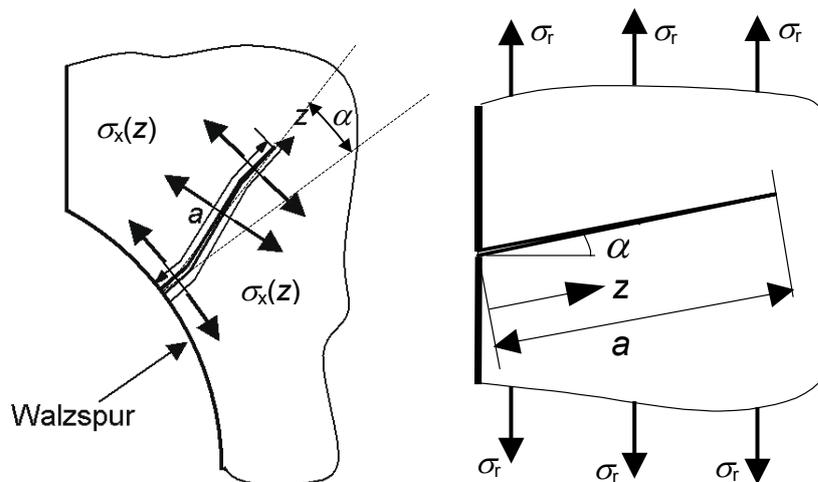


Abbildung 125: Schematische Darstellungen des vorhandenen Lastfalles (links) und eines möglichen Referenzlastfalles (rechts).

Wie jedoch in Abschnitt 7.3.3.6 gezeigt wurde, wirkt im Walzring die erste Hauptspannung über die gesamte Länge annähernd senkrecht auf den Riss¹. Es liegt also eine fast reine Mode-I-Beanspruchung vor – das Wirken eines Mode-II-Spannungsintensitätsfaktors K_{II} kann somit vernachlässigt werden. Dieser Charakter der Beanspruchung ist bei dem Referenzfall mit dem schrägen Riss nicht vorhanden: Aufgrund der Spannungskomponente $\sigma_r \cdot \cos(\alpha)$ die in Rissrichtung wirkt, ist zusätzlich zur Mode-I-Beanspruchung auch eine Mode-II-Beanspruchung vorhanden. Da der Winkel α zwischen Riss und Oberflächennormale bis zu 30° beträgt, ergäbe sich der Spannungsintensitätsfaktor K_{II} im Referenzlastfall zu einer einflussreichen Größe. Geometrisch gesehen wäre der Fall mit schrägem Riss als Referenz zwar geeignet, aus der Sicht der Beanspruchungscharakteristik hingegen weniger. Da die Ausrichtung des Risses relativ zu den auf ihn wirkenden Spannungen für den Spannungsintensitätsfaktor als entscheidender angesehen werden muss als die geometrische Lage des Risses relativ zur Oberfläche, wurde der in Abbildung 126 rechts dargestellte Referenzlastfall dem vorliegenden Problem als besser entsprechend befunden. Dieser Referenzfall behandelt einen gerade verlaufenden Oberflächenriss, auf den eine gleichförmige Spannung σ_r unter 90° wirkt, also ein reines Mode-I Problem.

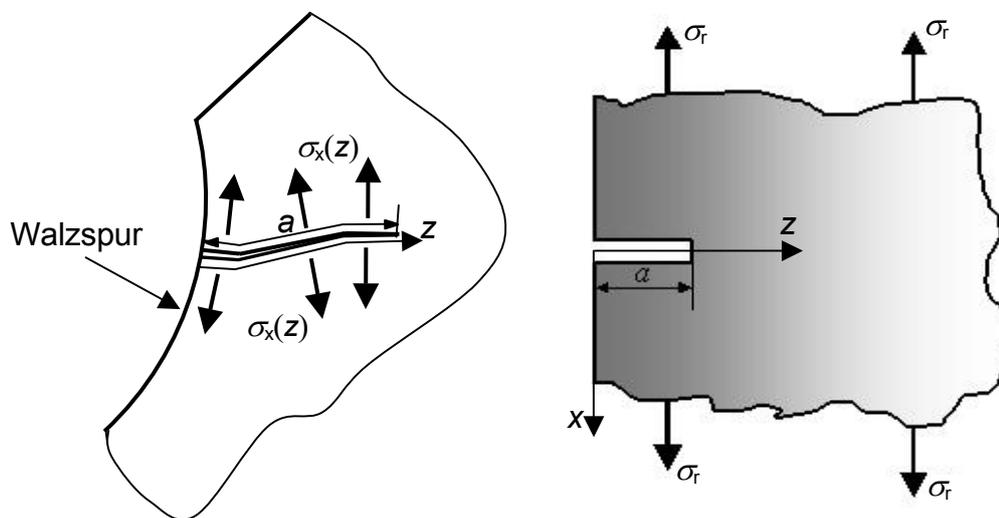


Abbildung 126: Schematische Darstellungen des vorhandenen Lastfalles in gedrehter Lage (links) und des gewählten Referenzlastfalles (rechts).

¹ Zu bestimmten Zeitpunkten ist dies zwar nicht der Fall, allerdings ist die Beanspruchung in diesen Augenblicken gering, und kann somit für das Risswachstum nur von untergeordneter Bedeutung sein.

8.1.2. Methode der Gewichtsfunktionen

Ausgangspunkt für die Gewichtsfunktionsmethode ist der Satz von BETTI [45] welcher für ein ebenes Mode-I-Problem zu Gleichung 75 führt [46].

$$K_I(a) = -\frac{8G}{4(1-\nu)} \frac{1}{K_I^r} \int_0^a \sigma_x \frac{\partial v^r}{\partial a} dz \quad \text{Glg. 75}$$

Dabei sind:

- $K_I(a)$ der zu berechnende Spannungsintensitätsfaktor in $\text{MPa m}^{1/2}$,
- G der Schubmodul in MPa,
- ν die Querkontraktionszahl,
- K_I^r ein Spannungsintensitätsfaktor für einen Referenzlastfall in $\text{MPa m}^{1/2}$,
- σ_x die normal zum Riss wirkende Spannung in MPa,
- v^r die Rissspitzenverschiebung für den Referenzlastfall in m,
- a die Risslänge in m und
- z die Wegkoordinate entlang des Risses in m.

Häufig ist für eine Referenzbelastung σ_r zwar der Spannungsintensitätsfaktor K_I^r bekannt, nicht jedoch die Referenzverschiebung v^r an der Rissspitze. Diese erhält man durch Verwendung des Verschiebungsansatzes von PETROSKI und ACHENBACH [47]:

$$v^r = \frac{(1-\nu)}{2\sqrt{2}} \frac{\sigma_r}{G} \left[4f(a)\sqrt{a}(a-z)^{1/2} + h(a)\frac{(a-z)^{3/2}}{\sqrt{a}} \right]. \quad \text{Glg. 76}$$

Weiters ist

$$K_I^r = \sigma_r \sqrt{\pi a} f(a), \quad \text{Glg. 77}$$

und

$$h(a) = \frac{5\sqrt{2}\pi}{2a^2} \int_0^a a f^2(a) da - \frac{20}{3} f(a). \quad \text{Glg. 78}$$

Es gilt somit den Spannungsverlauf $\sigma_x(z)$ sowie die Referenzverschiebung v^r für die Referenzbelastung zu ermitteln, um in weiterer Folge den Spannungsintensitätsfaktor $K_I(a)$ berechnen zu können.

Der Spannungsintensitätsfaktor für den Referenzlastfall beträgt [46]

$$K_I^r = 1,1215 \sigma_r \sqrt{\pi a} . \quad \text{Glg. 79}$$

und $f(a)$ ergibt sich in Verbindung mit Gleichung 77 somit zu

$$f = 1,1215 = \text{const.} \quad \text{Glg. 80}$$

Einsetzen von Gleichung 80 in Gleichung 78 ergibt

$$h = \frac{5\sqrt{2}\pi}{4} 1,1215^2 - \frac{20}{3} 1,1215 = -0,4916 \quad \text{Glg. 81}$$

und v^r schreibt sich so als

$$v^r = \frac{1-\nu}{2\sqrt{2}} \frac{\sigma_r}{G} \left[4,486 \sqrt{a} (a-z)^{1/2} - 0,4916 \frac{(a-z)^{3/2}}{\sqrt{a}} \right] \quad \text{Glg. 82}$$

Die partielle Ableitung von v^r nach a ist

$$\frac{\partial v^r}{\partial a} = \frac{1-\nu}{2\sqrt{2}} \frac{\sigma_r}{G} \left[1,5056 \frac{\sqrt{a-z}}{\sqrt{a}} + 2,243 \frac{\sqrt{a}}{\sqrt{a-z}} + 0,2458 \frac{(a-z)^{3/2}}{a^{3/2}} \right] \quad \text{Glg. 83}$$

und K_I schreibt sich nach Einsetzen der Gleichungen 79 und 83 in Gleichung 75 als

$$K_I(a) = - \frac{\int_0^a \sigma_x(z) \left[1,5056 \frac{\sqrt{a-z}}{\sqrt{a}} + 2,243 \frac{\sqrt{a}}{\sqrt{a-z}} + 0,2458 \frac{(a-z)^{3/2}}{a^{3/2}} \right] dz}{1,1215 \sqrt{\pi a}} \quad \text{Glg. 84}$$

Den Spannungsverlauf $\sigma_x(z)$ erhält man aus der Auswertung der FEM-Berechnung. Damit kann Gleichung 84 mit dem Mathematikprogramm MAPLE® 7 numerisch gelöst werden.

8.1.3. Wahl des Pfades für die Berechnung von $K_I(a)$

Für die Berechnung eines Spannungsintensitätsfaktors muss man sich zunächst auf einen Pfad festlegen, entlang dessen $K_I(a)$ errechnet werden soll. Dieser Pfad wird im allgemeinen der wahrscheinlichsten Rissausbreitungsrichtung im Bauteil unter einer gegebenen Last entsprechen. Für eine geometrisch einfache Struktur auf die eine örtlich feststehende externe Last einwirkt, liegt der Verlauf des Pfades entlang dessen K_I hinsichtlich einer Schädigung des Bauteiles am kritischsten sein wird, oft auf der Hand. Im Falle des Walzringes liegt jedoch ein komplexes Spannungsfeld vor, das sich darüber hinaus auch noch zeitlich verändert, da die externe Last (der vom Draht ausgeübte Walzdruck) auf der Walzspur umläuft. Eine intuitive Vorhersage des wahrscheinlichen Risspfades ist in diesem Fall nicht möglich. Deshalb wurde die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren (Faktoren deshalb, da aufgrund der transienten Natur des Spannungsfeldes zu jedem Zeitpunkt andere Spannungsintensitätsfaktoren am Riss wirksam sind) im Walzring beispielhaft entlang des rechten Risspfades in der Abbildung 127 durchgeführt.

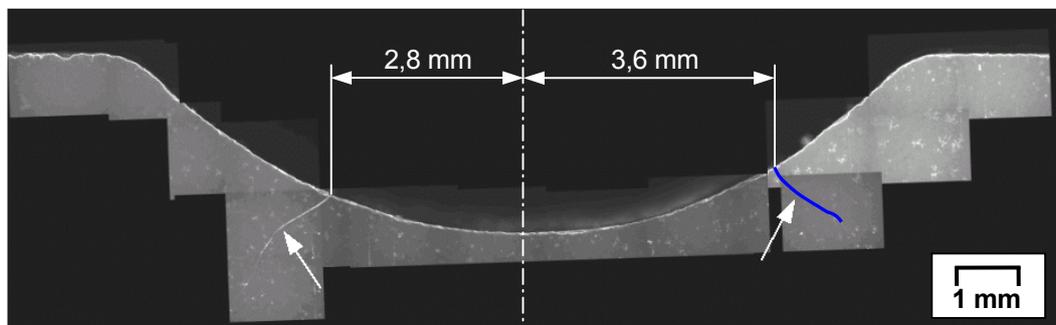


Abbildung 127: Querschliff durch die Spur eines Walzringes im DB03 mit zwei in das Volumen wachsenden Rissen. Der rechte Riss wird als Pfad für die Ermittlung der Spannungsintensitätsfaktoren herangezogen.

Das Spannungsfeld in obigem Walzenquerschnitt ändert sich während des Durchlaufs durch den Walzwinkel α sowohl quantitativ als auch qualitativ. Während des Walzvorganges wandert der Kontaktrand zwischen Draht und Walze - und mit diesem das davon ausgehende Zugspannungsfeld - von der Mitte des Kalibers das Profil entlang nach außen. Bei einer gewissen Walzenstellung erreicht der Kontaktrand den Ort des Rissausgangs. Die Zugspannung an der Oberfläche beträgt zu

diesem Zeitpunkt 470 MPa (vergleiche Abbildung 107, Position 2) was offensichtlich bereits hoch genug für eine Rissentstehung ist. Beim weiterem Durchlauf des betrachteten Querschnitts bis zum Ende des Umformbereichs wandert der Kontaktrand auf der Walzspur weiter nach außen, der Rissausgang an der Oberfläche wird vom sich breitenen Draht überdeckt und der noch kurze Riss wird von einem Druckspannungsfeld umgeben, welches ein Risswachstum in dieser Phase verhindert. Es folgt der Austritt des Querschnitts aus dem Umformbereich und das Spannungsfeld sinkt auf Null ab. Nach einer fast vollständigen Umdrehung der Walze kommt es in der Kalibermittle erneut zum Kontakt mit dem Draht und zum Aufbau eines Zugspannungsfeldes.

Für die Berechnung von $K_I(a)$ wurden die zeitlichen Verläufe der Zugspannungen $\sigma_x(z)$ zu sieben verschiedenen Zeitpunkten an den sechs Knoten, die sich entlang des gefundenen Risspfades befinden (Abbildung 128), ausgewertet.

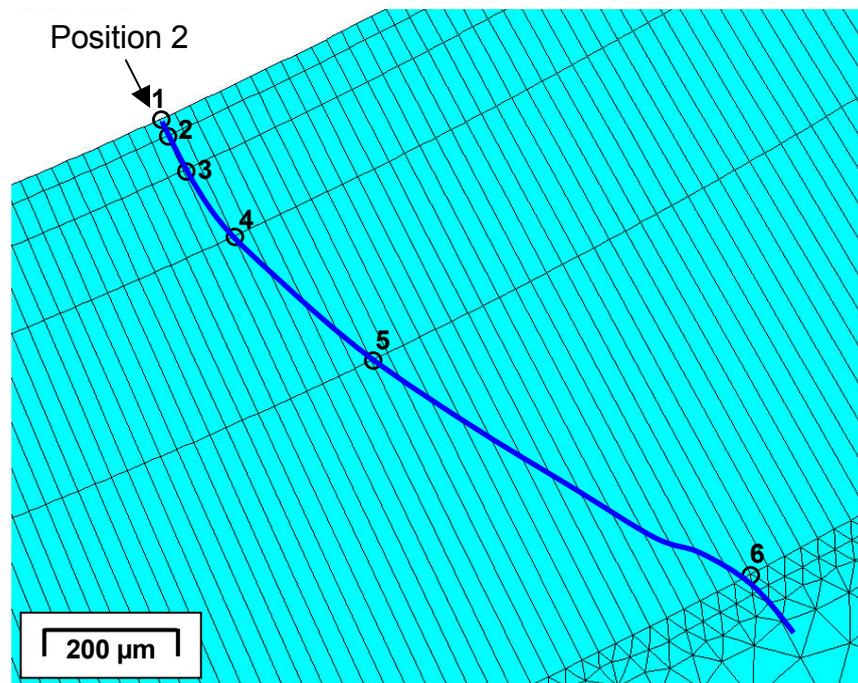


Abbildung 128: Sechs Knoten entlang des Risspfades für die Auswertung des Zugspannungsverlaufs.

8.1.4. Auswertung der Spannungen entlang des Pfades

Die Entwicklung der Zugspannung während des Walzvorganges an den sechs Knoten zeigt das Diagramm in Abbildung 129.

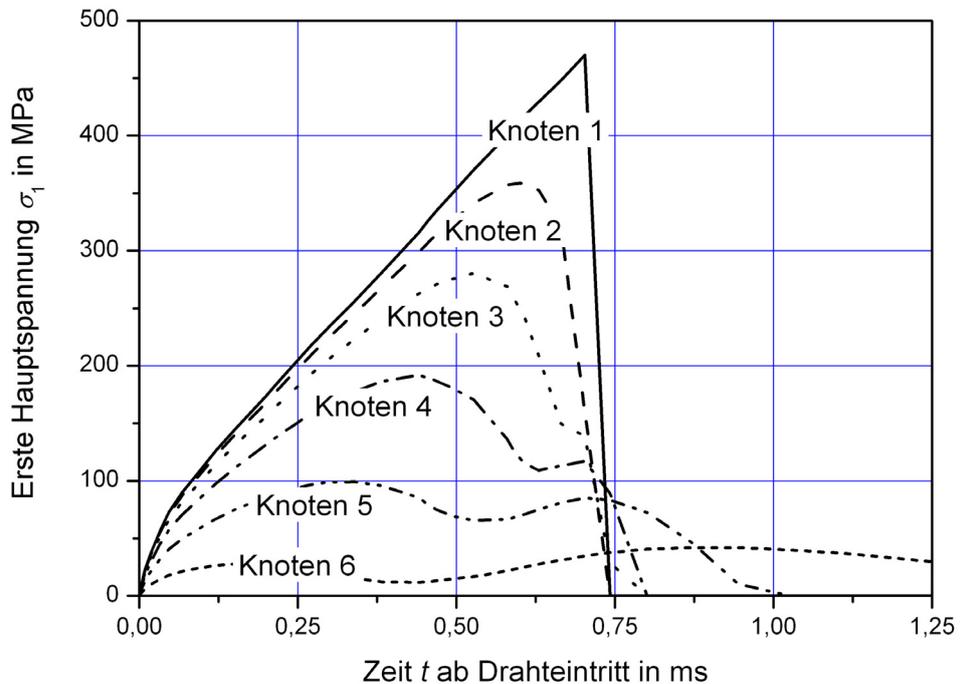


Abbildung 129: Zeitlicher Zugspannungsverlauf an den sechs Auswerteknoten.

Man erkennt aus obiger Abbildung, dass die höchsten Zugspannungen an der Rissfront je nach Risslänge bei unterschiedlichen Walzenstellungen auftreten. Die höchste Spannung von 470 MPa an der Oberfläche (Knoten 1) ist vorhanden, wenn der Drahttrand diesen Punkt erreicht hat, etwa 0,7 ms nach dem ersten Kontakt zwischen Draht und dem betrachteten Walzspurquerschnitt. Diese Spannung kann für die Rissinitiation und das erste Risswachstum in die Tiefe verantwortlich gemacht werden. Hat der Riss aufgrund dieser bei jeder Umdrehung auftretenden Beanspruchung eine Tiefe von 27 μm erreicht (Knoten 2), erfährt dessen Front die höchste Zugspannung mit 359 MPa bereits 0,6 ms nach Einlauf in den Umformbereich. Die maximale Zugspannung am Knoten 3 in 84 μm Tiefe wirkt bei $t = 0,53$ ms mit 281 MPa, jene am Knoten 4 (204 μm Tiefe) bei $t = 0,44$ ms mit 192 MPa und am Knoten 5 (460 μm) mit 100 MPa nach 0,34 ms. Etwas anders ist die Situation für den Knoten 6 1000 μm unter der Oberfläche: Mit zunehmender Tiefe prägt sich verstärkt ein zweites Spannungsmaximum aus, welches durch die

besondere Form des kontaktinduzierten Spannungsfeldes verursacht ist (vgl. Abschnitt 7.3.3.5). So tritt die höchste Spannung am Knoten 6 mit 42 MPa erst nach 0,87 ms auf. Zu diesem Zeitpunkt hat der Draht den Rissausgang bereits überdeckt (vergleiche dazu Abbildung 107). An den Knoten 1 bis 5 wirken in diesem Stadium keine Zug- sondern nur noch Druckspannungen. Deshalb wird für die Risswachstumsberechnung die verbleibende Zeit bis zum Austritt aus der Umformzone (0,7 bis 2 ms) nicht mehr berücksichtigt.

Den Tiefenverlauf der Zugspannung entlang des Risspfades zu den ausgewählten Zeitpunkten nach Eintritt des Querschnitts in den Umformbereich zeigt Abbildung 130.

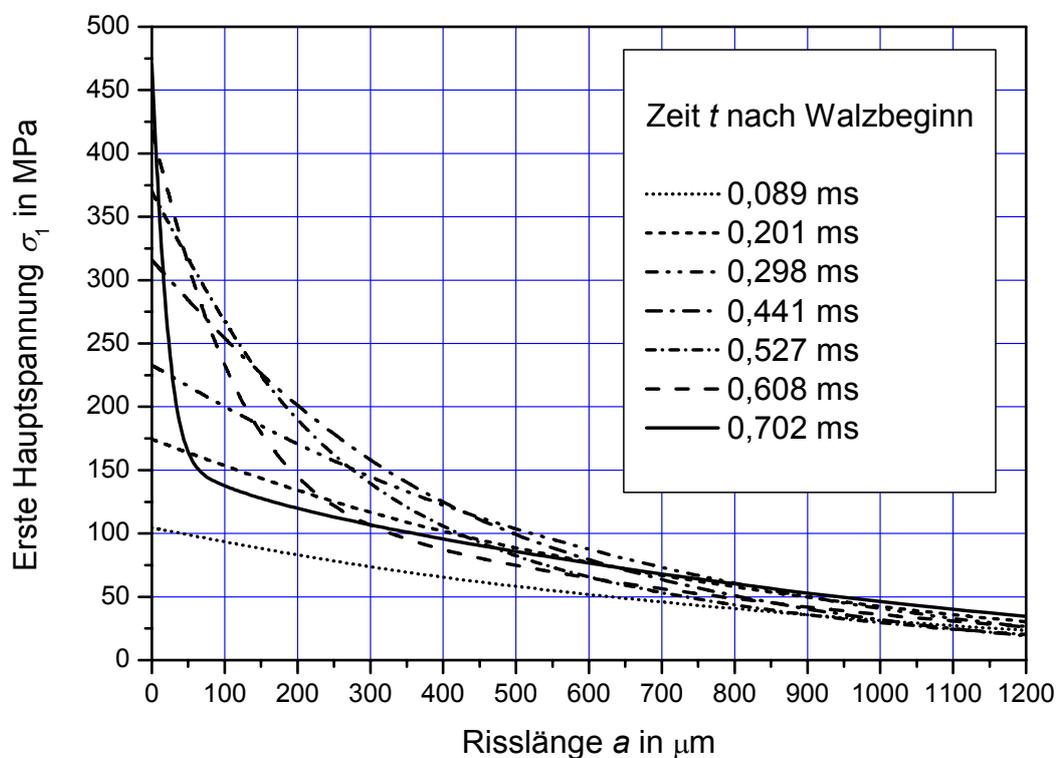


Abbildung 130: Tiefenverlauf der ersten Hauptspannung entlang des Risspfades für verschiedene Zeitpunkte.

In größerer Tiefe sind die Spannungen während der Belastungsphase nicht mehr sehr stark vom betrachteten Zeitpunkt abhängig, in der Nähe der Oberfläche jedoch ist die transiente Natur des Spannungsfeldes sehr ausgeprägt.

Um für die Gleichung 84 integrierbare Funktionen $\sigma_x(z)$ zu erhalten, wurden für die Spannungsverläufe in Abbildung 130 Näherungsfunktionen konstruiert. Diese sind wie folgt:

Tabelle 11: Näherungsfunktionen für die Spannungsverläufe $\sigma_x(z)$.

Zeit t in ms	Näherungsfunktion (σ_x in MPa, z in mm)
0,089	$\sigma_x(z) = 106,4e^{-1,38z}$
0,201	$\sigma_x(z) = 177,50e^{-1,58z}$
0,298	$\sigma_x(z) = 235,476 + 26432,51 \cdot \left(1 - e^{-\frac{z}{0,913}}\right) - 26664,9 \cdot \left(1 - e^{-\frac{z}{0,909}}\right)$
0,441	$\sigma_x(z) = 319,787 + 26393,24 \cdot \left(1 - e^{-\frac{z}{0,568}}\right) - 26711,3 \cdot \left(1 - e^{-\frac{z}{0,565}}\right)$
0,527	$\sigma_x(z) = 375,086 - 27,857 \cdot \left(1 - e^{-\frac{z}{0,995}}\right) - 348,25 \cdot \left(1 - e^{-\frac{z}{0,252}}\right)$
0,608	$\sigma_x(z) = 425,057 - 113,628 \cdot \left(1 - e^{-\frac{z}{0,796}}\right) - 315,09 \cdot \left(1 - e^{-\frac{z}{0,104}}\right)$
0,702	$\sigma_x(z) = 470 - 161,61 \cdot \left(1 - e^{-\frac{z}{0,756}}\right) - 312,99 \cdot \left(1 - e^{-\frac{z}{0,775}}\right)$

Die obigen Gleichungen beschreiben die mittels FE-Berechnung gefundenen Spannungsverläufe im Bereich $0 \leq z \leq 5$ mm mit einem Determinationskoeffizienten R^2 (R : Korrelationskoeffizient) von zumindest 0,996 hinreichend genau.

Obige Näherungsfunktionen können in Gleichung 84 eingesetzt werden und mittels dieser die Spannungsintensitätsfaktoren $K_I(a)$ für die sieben Zeitpunkte numerisch berechnet werden. Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind Inhalt des folgenden Abschnitts.

8.1.5. Spannungsfaktoren für den gefundenen Riss an der Position 2

Abbildung 131 stellt den $K_I(a)$ - Verlauf für die ersten 100 μm Risslänge dar. Der Spannungsfaktor steigt zu Beginn sehr steil an. Für einen 20 μm tiefen Oberflächendefekt (wie in der Untersuchung der unbenutzten Walze gefunden) beträgt K_I 3,5 $\text{MPa m}^{1/2}$, was bereits 55% der Bruchzähigkeit K_{Ic} (6,4 $\text{MPa m}^{1/2}$) entspricht. Wie aus der thermischen Berechnung in Kapitel 6 bekannt, beträgt die Temperatur während der Belastungsphase bis in eine Tiefe von 20 μm in etwa 900 bis 930 $^\circ\text{C}$. Bei dieser Temperatur und einem Verhältnis von $K_I/K_{Ic} > 0,5$ ist, wie die Arbeiten von LUBE [27], GILBERT [28] und KISHIMOTO [29] gezeigt haben, sowohl mit unterkritischem Risswachstum als auch zyklischer Ermüdung zu rechnen und der Defekt kann sich daher mit jeder Walzendrehung vergrößern. Als wahrscheinlicher Risswachstumsmechanismus kann aufgrund der Datenlage die zyklische Ermüdung angesehen werden [28,29], da die Geschwindigkeit des unterkritischen Risswachstums zu gering ist [27], um die experimentellen Ergebnisse zu erklären [53].

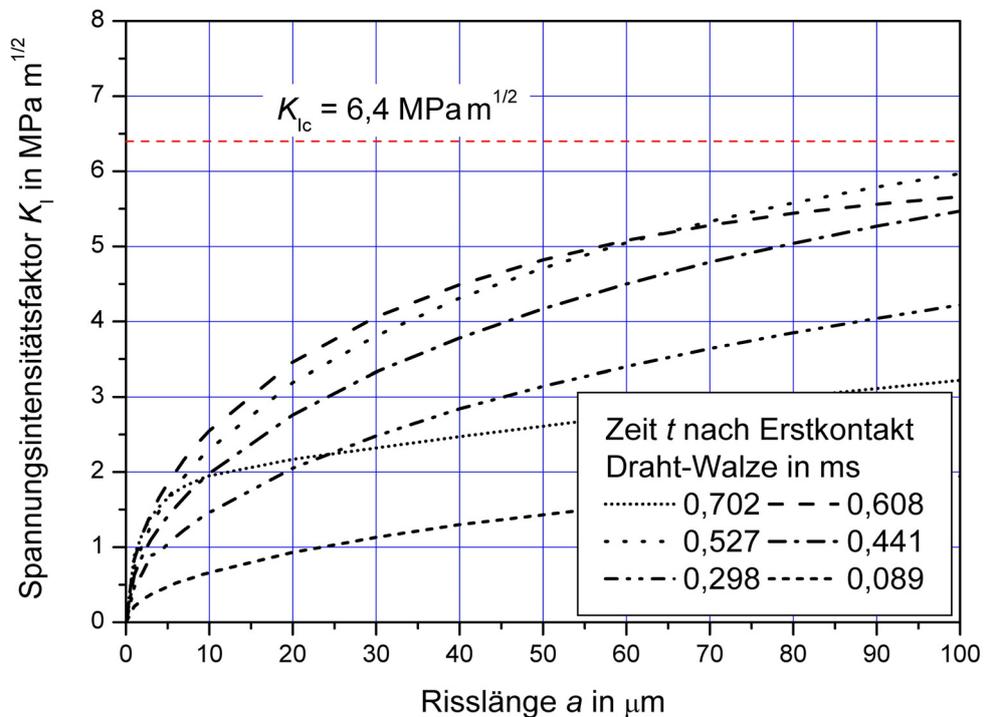


Abbildung 131: Verlauf der Spannungsfaktoren bis zu einer Risslänge von 100 μm in Abhängigkeit von der Risslänge a zu verschiedenen Zeiten während der Umformung.

In Abbildung 132 ist der Bereich bis zu einer Risslänge von 1 mm dargestellt. Bei einer Risslänge von 131 μm wird die Bruchzähigkeit von $6,4 \text{ MPa m}^{1/2}$ erreicht. Das heißt, dass hier die Phase der zyklischen Ermüdung von einer instabilen Rissausbreitung abgelöst wird und der Riss schlagartig [54–58] auf eine Länge von 711 μm anwächst. Bei dieser Risslänge liegt der Spannungsintensitätsfaktor wieder unterhalb der Bruchzähigkeit und das weitere Risswachstum erfolgt wieder durch zyklische Ermüdung.

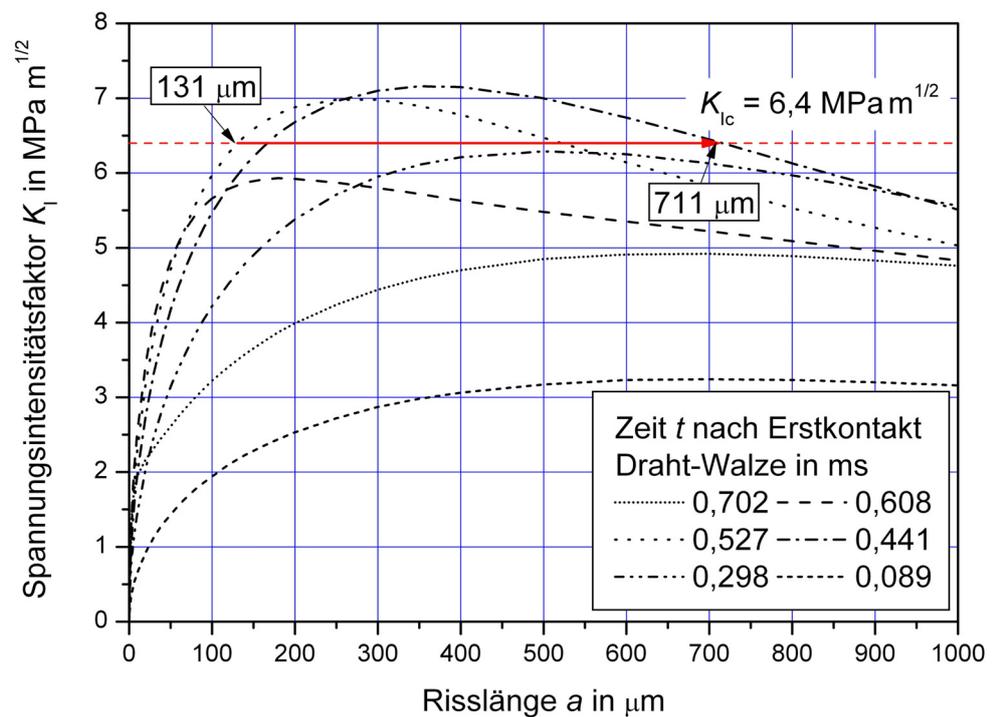


Abbildung 132: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I bis zu einer Risslänge von 1000 μm .

Die Abbildung 133 zeigt die berechneten Verläufe der Spannungsintensitätsfaktoren entlang des Risspfades bis zu einer Länge von 5 mm sowie eine zeitlich Einhüllende aller Einzelkurven.

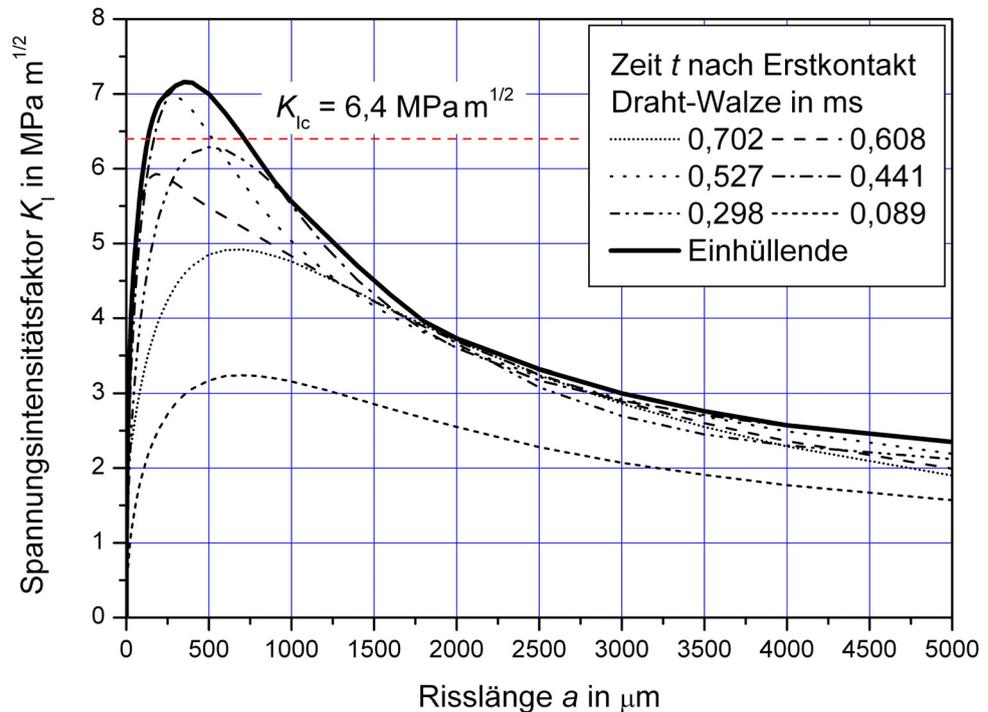


Abbildung 133: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I bis zu einer Risslänge von 5000 μm.

Die Spannungsintensitätsfaktoren verringern sich im Anschluss an die instabile Rissausbreitung mit zunehmender Risslänge, da der Einfluss der kontaktinduzierten Zugspannung an der Oberfläche aufgrund der wachsenden Entfernung abnimmt.

Da dieses beschriebene Rissentstehungs- und -ausbreitungsmodell natürlich für die gesamte Walzspur gültig ist, ist bei einem fortdauernden Einsatz des Walzringes zunächst mit der Ausbreitung der Risse nicht nur in Tiefenrichtung, sondern auch in Umfangsrichtung zu rechnen. Risse, die an Stellen entstehen, welche näher an der Kalibermittle liegen als die Position 3, werden sich zudem zunächst an der Oberfläche bogenförmig nach außen entwickeln, wie im Abschnitt 4.3.3 beschrieben. Im letzten Stadium werden sich auf beiden Walzspurseiten durch die Position 3 umlaufende Risse ausgebildet haben, die schräg in die Tiefe wachsen und so der Walzringseitenfläche immer näher kommen. Schließlich kann es zum Ausbrechen großvolumiger Bereiche aus der Walzspur kommen.

Es sollte an dieser Stelle auch nochmals daran erinnert werden, dass die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren beispielhaft für einen im Versuch gefundenen Risspfad ausgehend von der Position 2 durchgeführt wurden. Am Rissausgang an der Oberfläche herrscht laut FEM-Berechnung lediglich eine Zugspannung von 470 MPa. Die maximale errechnete Zugspannung tritt an der Position 3, etwa 2 mm neben der Position 2, mit 574 MPa auf. Es stellen sich nun noch zwei Fragen:

1. Warum gibt es im zuvor behandelten Querschnitt einen Riss ausgehend von der geringer beanspruchten Position 2, aber keinen Riss an der höher beanspruchten Position 3?
2. Wie sieht der Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors entlang eines hypothetischen Risses ausgehend von der Position 3 aus?

Die erste Frage wurde durch die zuvor durchgeführte Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren bereits im Ansatz beantwortet: An der Position 2 der Abbildung 102 reichen 470 MPa Zugspannung bereits aus, damit sich ein in Umfangsrichtung orientierter 20 µm tiefer Defekt durch zyklische Ermüdung vergrößert. Ist also ein solcher Oberflächenfehler auf einem durch die Position 2 laufenden Kreis auf der Walzspur vorhanden, wird es dort zum Risswachstum kommen. Über die Flanken dieses nun vorhandenen Risses können nun keine Zugspannungen mehr auf die weiter außen liegenden Bereiche (Walzspurkreis durch die Position 3) übertragen werden, es kommt somit zu einer Entlastung jener Bereiche, die bei einer rissfreien Walze am höchsten beansprucht wären und verringern die Wahrscheinlichkeit eines Risswachstums an diesen Stellen.

Die zweite Frage stellt sich dann, wenn entweder a) zwischen Walzspurmitte und der Position 3 keine Defektgrößen-Spannungskombination vorhanden ist, die ein Risswachstum ermöglicht – ein bei den vorliegenden hohen Spannungen und der Fertigungsqualität ein eher unwahrscheinlicher Fall – oder b) sobald sich ein Riss bogenförmig bis auf die Höhe der Position 3 ausgebreitet hat.

Eine Abschätzung für die zu erwartenden Spannungsintensitätsfaktoren für einen von der Position 3 in die Tiefe laufenden Risses wird im folgenden Abschnitt vorgenommen.

8.1.6. Abschätzung der Spannungsintensitätsfaktoren für einen Riss ausgehend von der höchstbeanspruchten Stelle auf der Walzspur (Pos. 3)

Die hier durchgeführte Abschätzung basiert auf der Annahme eines hypothetischen Risspfades ausgehend von der Position 3. Für den Verlauf des Risses wurde zunächst der gefundene Riss durch die Position 2 an die Position 3 parallel verschoben und dann an der Position 3 so gedreht, dass der Winkel zwischen Riss und der Kaliberkontur jenem an der Position 2 entspricht. Diese Annahme, dass der an der Position 3 beginnende Riss geometrisch ähnlich zum Riss ausgehend von der Position 2 verläuft, stützt sich auf die geringe Distanz zwischen diesen beiden Punkten (ca. 1,1 mm) und die ähnliche geometrische Belastungssituation. Entlang dieses Risspfades wurden wie im Abschnitt 8.1.4 wieder an ausgewählten Knoten die zeitlichen Spannungsverläufe ausgewertet und mittels der Methode der Gewichtsfunktionen analog zu Abschnitt 8.1.5 die zeitlich veränderlichen Spannungsintensitätsfaktoren berechnet. Die zeitliche Einhüllende dieser Spannungsintensitätsfaktoren ist in Abbildung 134 dargestellt.

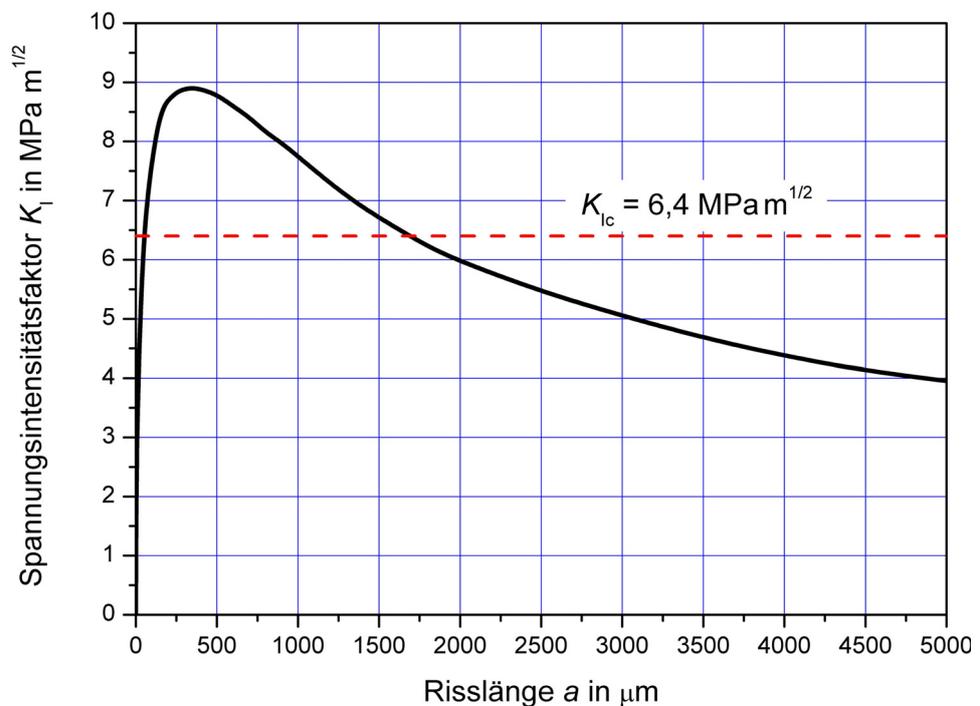


Abbildung 134: Verlauf der zeitlich Einhüllenden der Spannungsintensitätsfaktoren entlang eines hypothetischen Risses ausgehend von der höchstbeanspruchten Position 3 im DB03.

Wie bereits aus obiger Abbildung ersichtlich, zeigt die Abbildung 135 nochmals genauer, dass bereits bei einem 55 μm tiefen Oberflächendefekt die Bruchzähigkeit des Materials erreicht ist und dieser Fehler unmittelbar auf eine Länge von ca. 1690 μm anwächst.

Ein weiteres Risswachstum ist dann wiederum mittels zyklischer Ermüdung möglich.

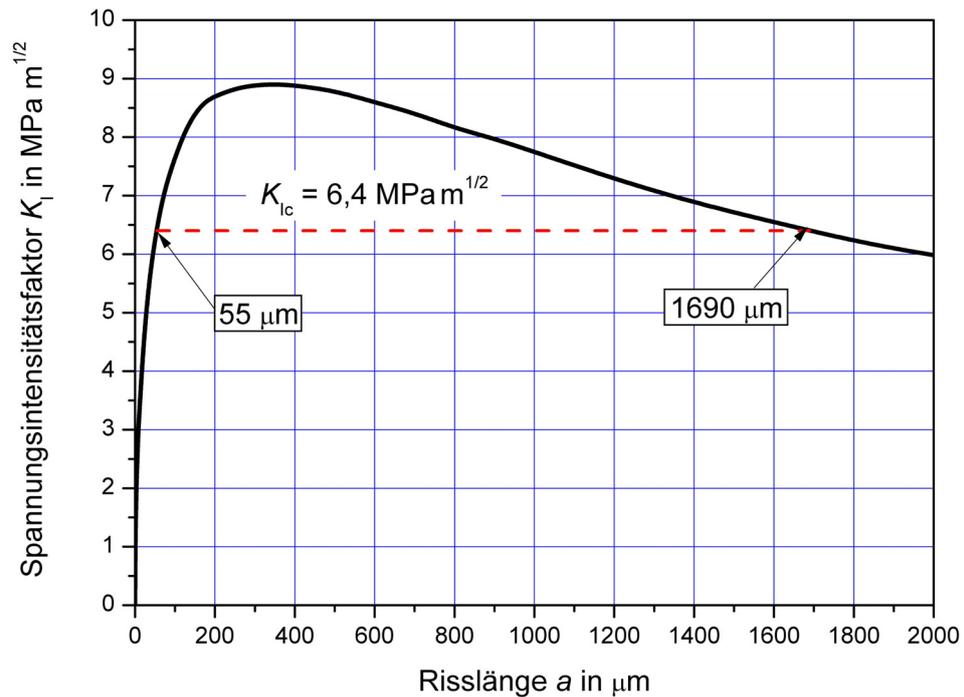


Abbildung 135: Detailansicht aus Abbildung 134: Verlauf von $K_I(a)$ bis zu einer Risslänge von 2 mm im DB03.

Auch dieses Ergebnis steht im Einklang mit den in den Experimenten gefundenen Schäden. Vor allem die großen seitlichen Absplitterungen lassen sich dadurch erklären, da die Rissfront eines von der Position 3 ausgehenden, 5 mm langen Risses lediglich ca. 5 mm von der Walzringseitenfläche entfernt ist. Der Restbruch kann dann beispielsweise durch eine Mode II oder Mode-III-Beanspruchung erfolgen, also eine Abscherung der restlichen Fläche aufgrund der Schubbeanspruchung durch das Walzmoment oder aufgrund der Schubspannung verursacht durch Walzkraft und seitlicher Einspannung.

8.1.7. Abschätzung der Spannungsintensitätsfaktoren für einen Riss ausgehend von der Pos. 3 für die Schraubenspannung des Walzrings mit 1000 kN

In Abschnitt 7.5 wurde die Möglichkeit einer verschraubten Einspannung des Walzringes mit einer Spannkraft von 1000 kN behandelt. Dabei wurde festgestellt, dass beträchtliche Druckspannungen in den Walzspurbereich eingebracht werden können (Abbildung 122), welche sich mit den kontaktinduzierten Zugspannungen überlagern und die Gesamtbeanspruchung der Keramik somit verringern. Als Risspfad wurde wieder der angenommene Rissverlauf aus 8.1.6 ausgehend von der Position 3 verwendet, die Spannungswerte an den Auswerteknoten errechneten sich aus der Subtraktion der walzbedingten Spannungen mit den einspannbedingten Beanspruchungen. Mit der Methode der Gewichtsfunktionen wurde wie zuvor ein zeitlich einhüllender Spannungsintensitätsfaktor berechnet, wie er in Abbildung 136 dargestellt ist. Zum Vergleich ist auch $K_I(a)$ für die herkömmliche Walzringspannung im Gerüst gezeigt.

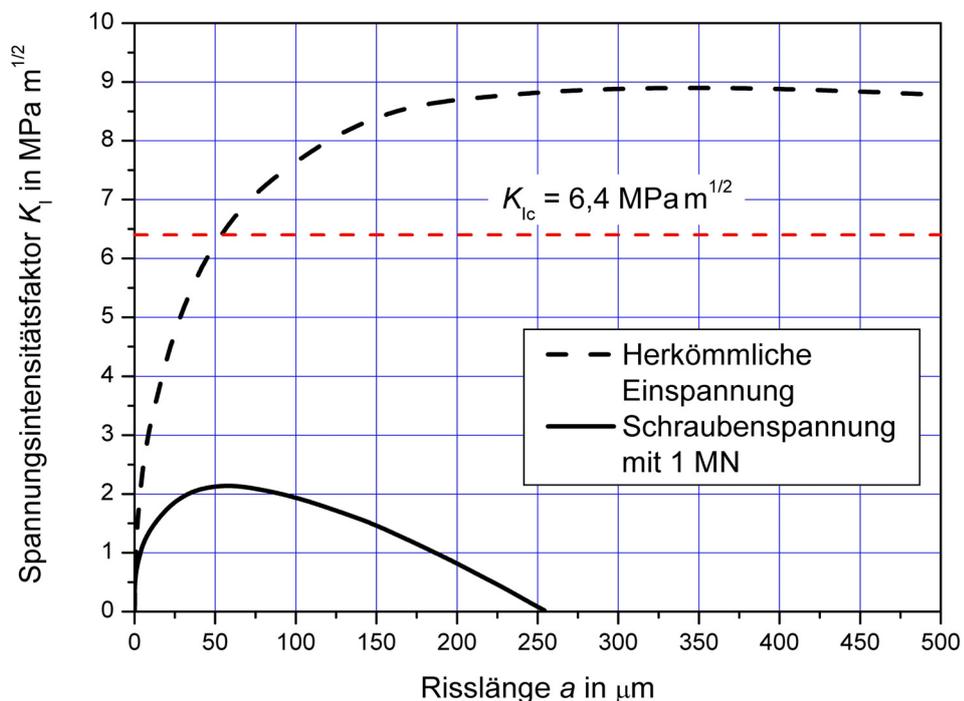


Abbildung 136: Verlauf von $K_I(a)$ entlang eines hypothetischen Risses ausgehend von der Pos. 3 für die herkömmliche Walzringspannung und die Walzringeinspannung mit 1000 kN Anpresskraft im DB03.

Es ist deutlich sichtbar, dass durch die Schraubenspannung eine außerordentliche Verringerung des Spannungsintensitätsfaktors $K_I(a)$ erreicht werden kann. Der höchste Wert für $K_I(a)$ beträgt bei einer Risslänge von ca. 60 μm nur noch knapp über $2 \text{ MPa m}^{1/2}$, das sind ca. 30 % der Bruchzähigkeit. Bei diesen geringen Beanspruchungen ist eine zyklische Ermüdung oder langsames Risswachstum basierend auf Werkstoffkennwerten [27–31] praktisch auszuschließen – und dies für die höchstbeanspruchte Stelle auf dem Walzring im DB03 und bei Walzung der höchstfesten Legierung Nicrofer 6020¹.

Weitere Versuche mit einer modifizierten verschraubten Walzringspannung können somit uneingeschränkt empfohlen werden, da eine deutliche Erhöhung der Walzringlebensdauer erwartet werden kann und ein sicherer Einsatz der Walzringe für alle bei Böhler verarbeiteten Materialien. Es ist anzunehmen, dass die Schädigung der Werkzeuge durch Risswachstum in den Hintergrund tritt und die Standzeit der keramischen Ringe nur mehr von der Verschleißrate bestimmt werden wird.

¹ In Abschnitt 8.3 wird diese Annahme von den aus den Walzversuchen abgeleiteten Risswachstumsparametern nochmals gestützt.

8.2. Gegenüberstellung des theoretischen Rissverlaufes mit einem gefundenen Riss

Im Folgenden wird untersucht, inwieweit ein anhand der Berechnungsergebnisse konstruierter theoretischer Rissverlauf mit dem tatsächlichen Rissverlauf ausgehend von der Position 2 übereinstimmt. Für die Konstruktion des theoretischen Rissverlaufs werden die folgenden Annahmen zugrunde gelegt:

- Jenes Spannungsfeld, welches für eine gegebene Risslänge während der Belastungsphase den höchsten Spannungsintensitätsfaktor an der Risspitze bewirkt, wird als das bestimmende Spannungsfeld für die Wachstumsrichtung des Risses gewählt.
- Die Zeitpunkte, zu denen die risswachstumsbestimmenden Spannungsfelder vorliegen, können abhängig von der aktuellen Risslänge aus den $K_I(a)$ -Verläufen der Abbildungen 131 bis 133 ermittelt werden.
- Der Riss wächst im für die aktuelle Risslänge dominierenden Spannungsfeld ($K_I(a) = \text{Maximum}$) normal zur Richtung der ersten Hauptspannung.
- Bei Überschreiten der Bruchzähigkeit wächst der Riss geradlinig und normal zur Richtung der ersten Hauptspannung an der Risspitze bis zu einer Länge, bei der K_I wieder kleiner als K_{Ic} ist.

Mit den obigen Annahmen erhält man ausgehend von der Position 2 einen schrittweisen theoretischen Rissverlauf wie in Abbildung 137 bis Abbildung 138 gezeigt. Der anhand der Berechnungsergebnisse konstruierte Riss ist rot dargestellt, der tatsächlich gefundene Riss ist zum Vergleich blau eingezeichnet.

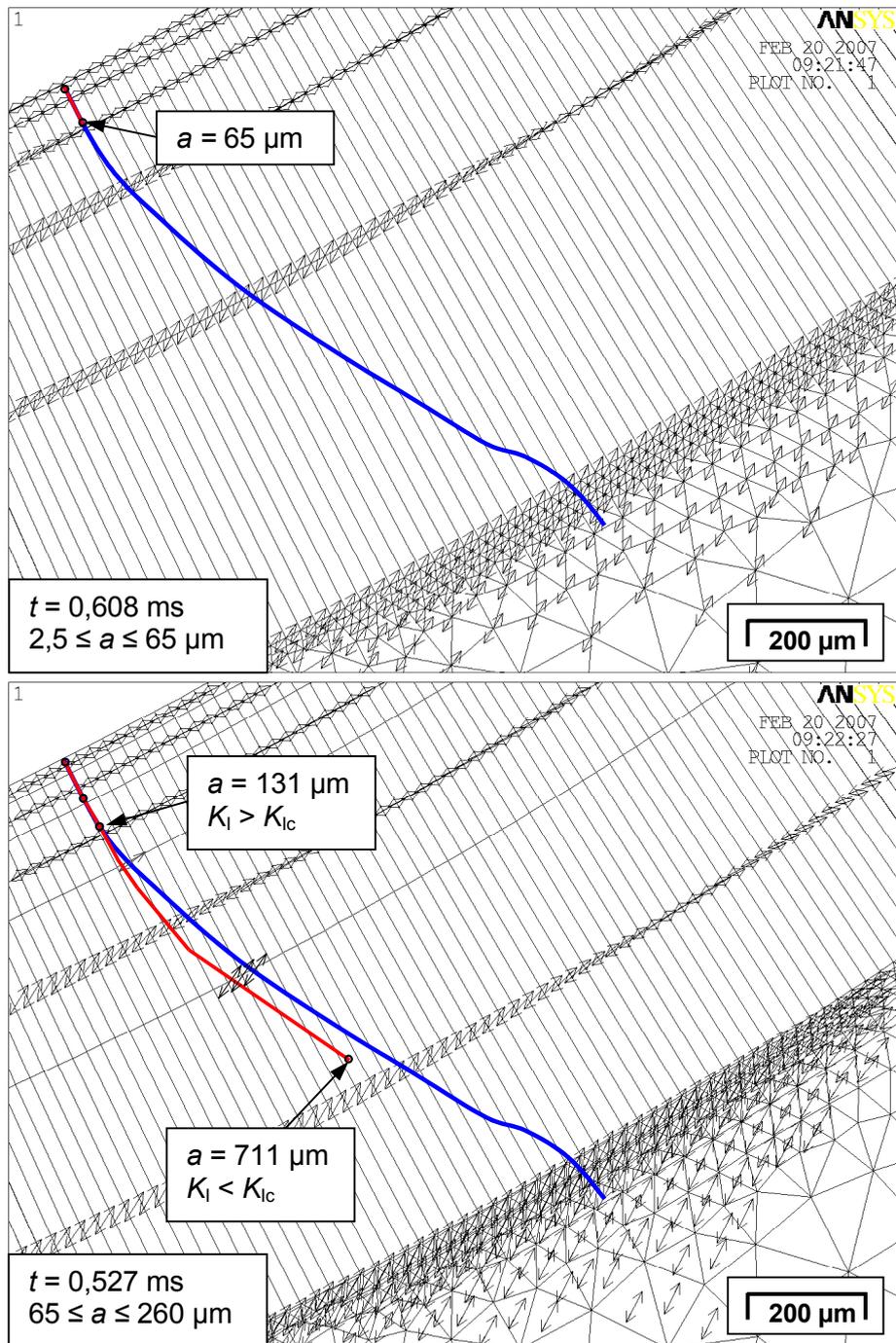


Abbildung 137: Theoretischer Rissverlauf (rot) bei Berücksichtigung des transienten Spannungsfeldes bis zu einer Länge von 711 μm . Blaue Linie: tatsächlicher Rissverlauf.

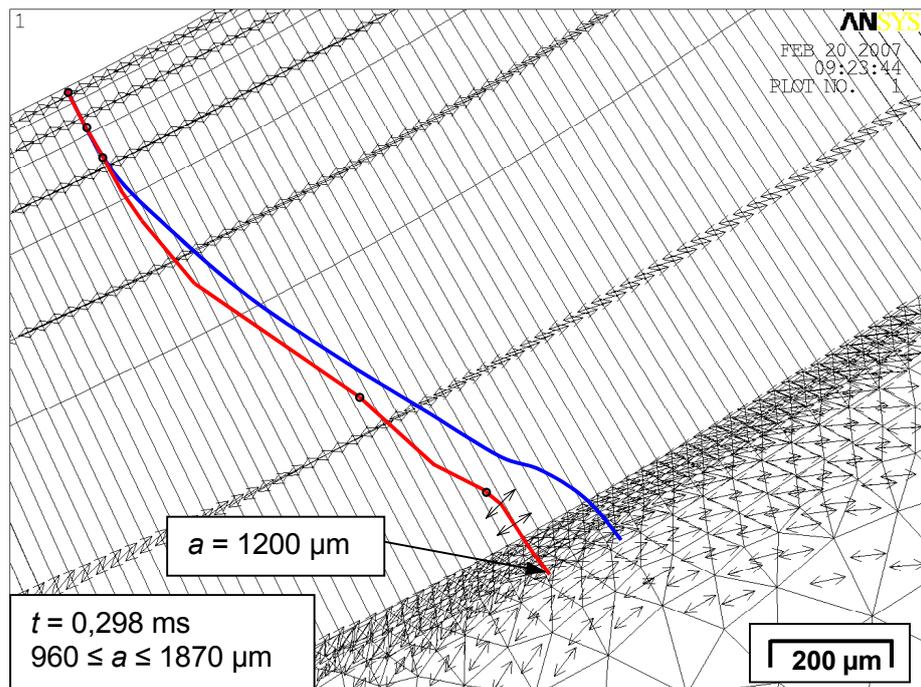
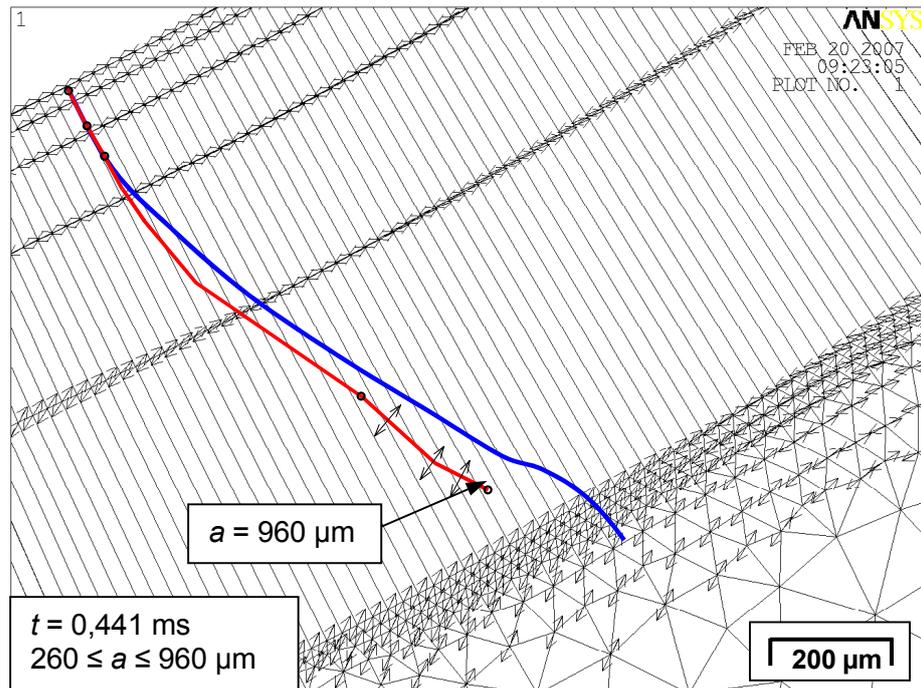


Abbildung 138: Theoretischer Rissverlauf (rot) bei Berücksichtigung des transienten Spannungsfeldes bis zu einer Länge von 1200 μm . Blaue Linie: tatsächlicher Rissverlauf.

Bei Berücksichtigung des transienten Spannungsfeldes lässt sich der tatsächliche Rissverlauf ziemlich genau rekonstruieren. Der Rissspitzenabstand zwischen theoretischem und realem Pfad beträgt lediglich 110 μm auf etwa 1200 μm Risslänge.

8.3. Abschätzung der zyklischen Risswachstumsparameter n_z und C_z aus den Versuchsergebnissen

Mit den Ergebnissen aus den beiden Versuchen im DB01 und DB03, in welchen Nicrofer 6020 bis zum Bruch der Walzringe verarbeitet wurde, lässt sich eine grobe Abschätzung der Risswachstumsparameter n_z und C_z für zyklische Ermüdung der Keramik durchführen, sowie in Folge eine Aussage über die zu erwartende Lebensdauersteigerung für einen schraubverspannten Walzring treffen.

Tabelle 12: Parameter in den beiden Walzversuchen mit Nicrofer 6020.

Gerüst	höchste auftretende Zugspannung an der Oberfläche der Walzspur	Umdrehungen bis zum Bruch des Walzrings
DB03 (herkömmliche Einspannung)	$\sigma_{1,max,DB03} = 574 \text{ MPa}$	$N_{f,DB03} = 15.600$
DB01 (modifizierte Einspannung)	$\sigma_{1,max,DB01} = 525 \text{ MPa}$ (535 MPa walzbedingt, -10 MPa durch die Einspannung)	$N_{f,DB01} = 104.000$

Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit bei zyklischer Ermüdung kann mit folgender Beziehung angegeben werden [30,31]

$$\frac{da}{dN} = C_z \left(\frac{\Delta K(a)}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \quad \text{Glg. 85}$$

mit

$\frac{da}{dN}$ Risswachstumsgeschwindigkeit in $\mu\text{m}/\text{Zyklus}$,

C_z Risswachstumskoeffizient bei zyklischer Belastung in $\mu\text{m}/\text{Zyklus}$,

$\Delta K(a)$ Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors in $\text{MPa m}^{1/2}$ und

n_z Risswachstumsexponent bei zyklischer Ermüdung.

In Abbildung 139 sind die $K_I(a)$ - Verläufe für Risse ausgehend von der jeweils höchstbelasteten Stelle auf den Walzspuren in den Versuchen in den Drahtblöcken DB03 und DB01 dargestellt. Die Kurve für den DB01 wurde dabei vereinfachend durch Skalierung des Verlaufs für den DB03 mit dem Verhältnis der maximalen Zugspannungen (525 MPa im DB01 und 574 MPa im DB03) gewonnen.

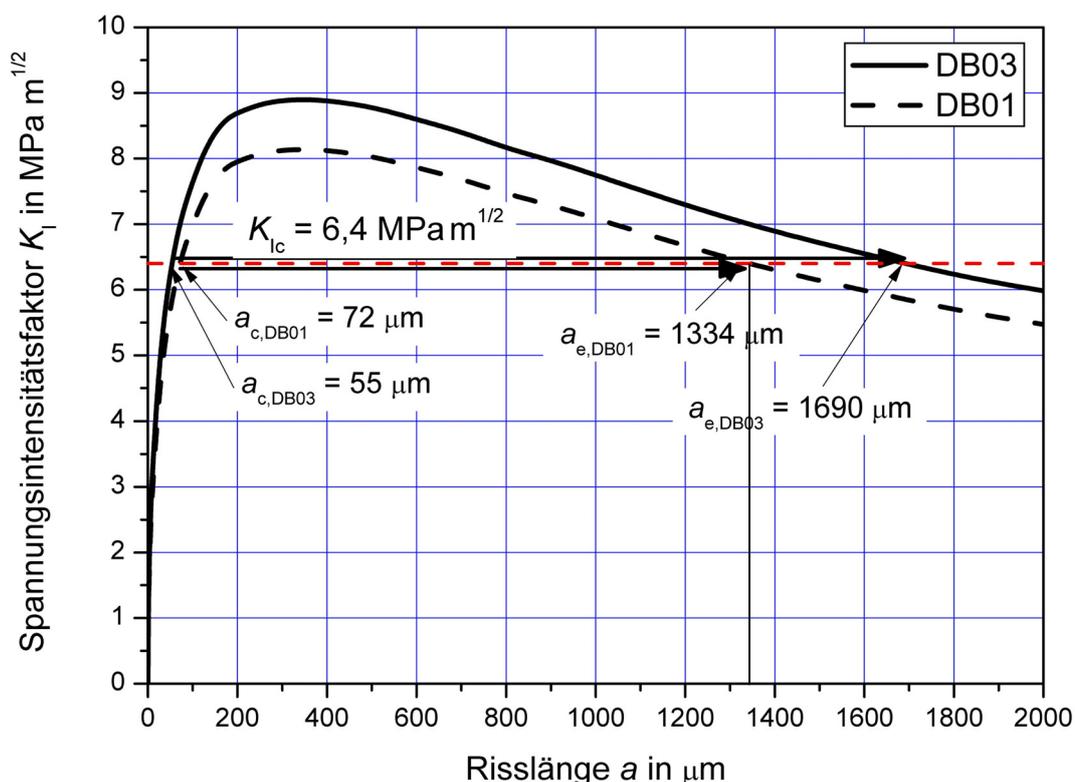


Abbildung 139: Verlauf der zeitlich Einhüllenden der Spannungsintensitätsfaktoren entlang hypothetischer Risse ausgehend von den höchstbeanspruchten Positionen in den Walzringen des DB01 und DB03.

Aus obiger Abbildung werden drei Phasen der Rissausbreitung deutlich: In Phase I findet das Wachstum eines Startrisses der Größe a_0 bis zur kritischen Risslänge a_c statt. In Phase II verlängert sich dieser Riss instabil bis zur Länge a_e , jene Länge, wo K_I wieder kleiner als die Bruchzähigkeit K_{Ic} ist. Die Phase II der instabilen Rissausbreitung ist in Abbildung 139 mit Pfeilen markiert. Und zum Abschluss die Phase III, wo sich der Riss wieder durch zyklische Ermüdung verlängert. Im DB03 ist bei einer Risslänge von $55 \mu\text{m}$ ($a_{c,DB03}$) die Bruchzähigkeit der Keramik erreicht. Der Riss verlängert sich hier mit bis zu ungefähr halber Schallgeschwindigkeit [54–58] auf $1690 \mu\text{m}$ ($a_{e,DB03}$), jener Länge, ab der K_I wieder geringer als K_{Ic} ist. Für den Walzring im DB01 ergeben sich die Grenzwerte der instabilen Rissausbreitung zu $a_{c,DB01} = 72 \mu\text{m}$ (Beginn) sowie $a_{e,DB01} = 1334 \mu\text{m}$ (Ende).

Für das Risswachstum in den beiden Walzringen kann Glg. 85 nun so formuliert werden¹:

$$\text{DB03: } \frac{da}{dN} = C_z \left(\frac{K_{I,\text{DB03}}(a)}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \quad \text{Glg. 86}$$

$$\text{DB01: } \frac{da}{dN} = C_z \left(\frac{K_{I,\text{DB01}}(a)}{K_{Ic}} \right)^{n_z} . \quad \text{Glg. 87}$$

Nach Trennung der Variablen in den Glgn. 86 und 87 erhält man:

$$\text{DB03: } \frac{da}{K_{I,\text{DB03}}^{n_z}} = C_z \left(\frac{1}{K_{Ic}} \right)^{n_z} dN \quad \text{Glg. 88}$$

$$\text{DB01: } \frac{da}{K_{I,\text{DB01}}^{n_z}} = C_z \left(\frac{1}{K_{Ic}} \right)^{n_z} dN . \quad \text{Glg. 89}$$

Eine Integration der Glgn. 86 und 87 ist aufgrund der instabilen Rissausbreitung – die bei den Funktionen $K_I(a)$ bei den Risslängen a_c und a_e Unstetigkeiten verursacht – nur stückweise möglich:

$$\text{DB03 für } a_0 \leq a \leq a_{c,\text{DB03}} : \quad \int_{a_0}^{a_{c,\text{DB03}}} \frac{da}{K_{I,\text{DB03}}^{n_z}} = \int_0^{N_{c,\text{DB03}}} C_z \left(\frac{1}{K_{Ic}} \right)^{n_z} dN , \quad \text{Glg. 90}$$

$$\text{DB03 für } a_{e,\text{DB03}} \leq a \leq a_f : \quad \int_{a_{e,\text{DB03}}}^{a_f} \frac{da}{K_{I,\text{DB03}}^{n_z}} = \int_{N_{c,\text{DB03}}}^{N_{f,\text{DB03}}} C_z \left(\frac{1}{K_{Ic}} \right)^{n_z} dN , \quad \text{Glg. 91}$$

$$\text{DB01 für } a_0 \leq a \leq a_{c,\text{DB01}} : \quad \int_{a_0}^{a_{c,\text{DB01}}} \frac{da}{K_{I,\text{DB01}}^{n_z}} = \int_0^{N_{c,\text{DB01}}} C_z \left(\frac{1}{K_{Ic}} \right)^{n_z} dN , \quad \text{Glg. 92}$$

$$\text{DB01 für } a_{e,\text{DB01}} \leq a \leq a_f : \quad \int_{a_{e,\text{DB01}}}^{a_f} \frac{da}{K_{I,\text{DB01}}^{n_z}} = \int_{N_{c,\text{DB01}}}^{N_{f,\text{DB01}}} C_z \left(\frac{1}{K_{Ic}} \right)^{n_z} dN . \quad \text{Glg. 93}$$

¹ Unter Vernachlässigung von negativen Spannungsintensitätsfaktoren wird für ΔK_I nur noch K_I geschrieben.

Da die instabile Rissausbreitung (Phase II) viel rascher vor sich geht, als ein Walzring für eine Umdrehung benötigt, kann der Bereich $a_c \leq a \leq a_e$ für die Integration vernachlässigt werden.

In den Glgn. 90 bis 93 sind:

$N_{c,DB03}$Anzahl der Umdrehungen im DB03 bis zum Erreichen der kritischen Risslänge $a_{c,DB03}$,

$N_{c,DB01}$Anzahl der Umdrehungen im DB01 bis zum Erreichen der kritischen Risslänge $a_{c,DB03}$,

$N_{f,DB03}$Anzahl der Umdrehungen im DB03 bis zum Bruch der Walze:
 $N_{f,DB03} = 15.600$,

$N_{f,DB01}$Anzahl der Umdrehungen im DB03 bis zum Bruch der Walze:
 $N_{f,DB01} = 104.000$,

a_0 Startgröße eines rissförmigen Defekts, Annahme: $a_0 = 20 \mu\text{m}$,

a_fRisslänge bei Bruch der Walze, Annahme: $a_f = 5 \text{ mm}^1$,

$a_{c,DB03}$kritische Risslänge im Walzring des DB03: $a_{c,DB03} = 55 \mu\text{m}$,

$a_{c,DB01}$kritische Risslänge im Walzring des DB01: $a_{c,DB01} = 72 \mu\text{m}$,

$a_{e,DB03}$ Risslänge nach Phase der instabilen Rissausbreitung im DB03:
 $a_{e,DB03} = 1690 \mu\text{m}$,

$a_{e,DB01}$ Risslänge nach Phase der instabilen Rissausbreitung im DB01:
 $a_{e,DB01} = 1334 \mu\text{m}$.

Um die Integration der Gleichungen 90 bis 93 einfacher zu gestalten, wurden die abschnittsweise stetigen Verläufe der Spannungsintensitätsfaktoren $K_I(a)$ durch Potenzansätze der Form $K_I(a) = f \cdot a^x$ approximiert. Die Parameter f und x sind in Tabelle 13 zusammengefasst. Die römischen Zahlen als Indizes bei den Parametern kennzeichnen die Phasen des Risswachstums.

¹ Dies ist jene Risslänge, bei der das Absplittern großer Bereiche der Walze stattfindet, d.h. das globale Versagen eintritt. Der Abstand zur Walzringseitenfläche beträgt bei $a_f = 5 \text{ mm}$ nur noch ca. 5 mm. Der Wert von 5 mm wurde gewählt, da in gerade noch nicht abgesplitterten Walzen Risse in Richtung Walzringseite bis zu ca. 5 mm Länge beobachtet werden konnten (Abb. 39, Abb. 40). Es sei auch festgehalten, dass die Wahl von a_f in realistischen Grenzen (3 bis 7 mm) kaum Einfluss auf den Risswachstumsexponenten n_z und nur geringen auf den Koeffizienten C_z hat.

Tabelle 13: Parameter für die Näherungsfunktionen von $K_I(a)$.

	DB03		DB01	
	f	x	f	x
Phase I: $a_0 \leq a \leq a_c$	$f_{I,DB03} = 1,20904$	$x_I = 0,42073$	$f_{I,DB01} = 1,10583$	$x_I = 0,42073$
Phase III: $a_e \leq a \leq a_f$	$f_{III,DB03} = 207,037$	$x_{III} = -0,4664$	$f_{III,DB01} = 189,363$	$x_{III} = -0,4664$

Die Glgn. 90 bis 93 schreiben sich nach Einsetzen der Potenzansätze und Zusammenfassung der Parameter auf der rechten Seite wie folgt:

$$\text{DB03 für } a_0 \leq a \leq a_{c,DB03} : \int_{a_0}^{a_{c,DB03}} \frac{da}{a^{n_z x_I}} = C_z \left(\frac{f_{I,DB03}}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \cdot \int_0^{N_{c,DB03}} dN , \quad \text{Glg. 94}$$

$$\text{DB03 für } a_{e,DB03} \leq a \leq a_f : \int_{a_{e,DB03}}^{a_f} \frac{da}{a^{n_z x_{III}}} = C_z \left(\frac{f_{III,DB03}}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \cdot \int_{N_{c,DB03}}^{N_{f,DB03}} dN , \quad \text{Glg. 95}$$

$$\text{DB01 für } a_0 \leq a \leq a_{c,DB01} : \int_{a_0}^{a_{c,DB01}} \frac{da}{a^{n_z x_I}} = C_z \left(\frac{f_{I,DB01}}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \cdot \int_0^{N_{c,DB01}} dN , \quad \text{Glg. 96}$$

$$\text{DB01 für } a_{e,DB01} \leq a \leq a_f : \int_{a_{e,DB01}}^{a_f} \frac{da}{a^{n_z x_{III}}} = C_z \left(\frac{f_{III,DB01}}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \cdot \int_{N_{c,DB01}}^{N_{f,DB01}} dN . \quad \text{Glg. 97}$$

Nach Integration der Glgn. 94 bis 97 und Einsetzen der Integrationsgrenzen erhält man:

$$\left(\frac{1}{1 - n_z x_I} \right) \cdot [a_{c,DB03}^{1-n_z x_I} - a_0^{1-n_z x_I}] = C_z \left(\frac{f_{I,DB03}}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \cdot N_{c,DB03} , \quad \text{Glg. 98}$$

$$\left(\frac{1}{1 - n_z x_{III}} \right) \cdot [a_f^{1-n_z x_{III}} - a_{e,DB03}^{1-n_z x_{III}}] = C_z \left(\frac{f_{III,DB03}}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \cdot [N_{f,DB03} - N_{c,DB03}] , \quad \text{Glg. 99}$$

$$\left(\frac{1}{1 - n_z x_I} \right) \cdot [a_{c,DB01}^{1-n_z x_I} - a_0^{1-n_z x_I}] = C_z \left(\frac{f_{I,DB01}}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \cdot N_{c,DB01} , \quad \text{Glg. 100}$$

$$\left(\frac{1}{1 - n_z x_{III}} \right) \cdot [a_f^{1-n_z x_{III}} - a_{e,DB01}^{1-n_z x_{III}}] = C_z \left(\frac{f_{III,DB01}}{K_{Ic}} \right)^{n_z} \cdot [N_{f,DB01} - N_{c,DB01}] , \quad \text{Glg. 101}$$

Es liegen nun vier Gleichungen (Gln. 98 bis 101) mit vier Unbekannten (n_z , C_z , $N_{c,DB03}$ und $N_{c,DB01}$) vor. Dieses System ist mittels der Mathematiksoftware MAPLE 7 leicht lösbar. Die Werkstoffparameter ergeben sich zu:

Risswachstumsexponent n_z : 21

und

Risswachstumskoeffizient C_z : $1113 \mu\text{m} / \text{Zyklus} \hat{=} 1,113 \cdot 10^{-3} \text{ m} / \text{Zyklus}$.

Diese aus den Experimenten abgeleiteten Werte sind in sehr guter Übereinstimmung mit Messwerten aus der Literatur [28,29], wie es durch die Abbildung 140 verdeutlicht wird.

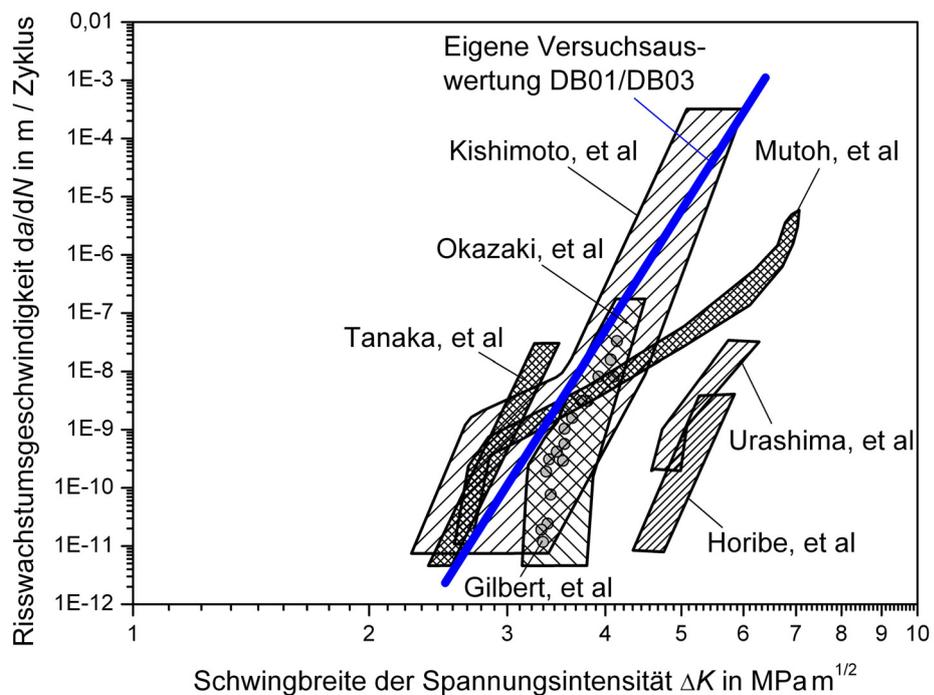


Abbildung 140: Gegenüberstellung von mehreren gemessenen Risswachstumsgeschwindigkeiten und dem aus den Böhlerversuchen abgeleiteten Verlauf.

Auch die beiden verbleibenden Unbekannten des Gleichungssystems sind von Interesse: Die Anzahl der Umdrehungen $N_{c,DB03}$, nach welchen ein Riss mit der Startlänge $a_0 = 20 \mu\text{m}$ im DB03 die kritische Risslänge von $a_{c,DB03} = 55 \mu\text{m}$ erreicht hat, errechnet sich zu lediglich 13 Umdrehungen. Im Drahtblock 01 ist der Startriss nach 85 Umdrehungen ($N_{c,DB01}$) auf die kritische Risslänge von $72 \mu\text{m}$ angewachsen. Das bedeutet, dass die Phase der instabilen Rissausbreitung bei der Walzung

von Nicrofer 6020 sehr rasch erreicht wird (nur 1 Sekunde nach Walzbeginn im DB03 und nach 7 Sekunden Walzvorgang im DB01). Der Großteil der Walzringlebensdauer (ca. 99,9 %) liegt also in der Phase III.

Diese Auswertung unterstützt auch die schon vorher geäußerte Vermutung, dass die Schädigung der Walzringe durch zyklische Ermüdung und nicht durch unterkritisches Risswachstum erfolgt.

Für den mit 1000 kN seitlich verspannten Walzring kann nun auch ein Risswachstum durch zyklische Ermüdung so gut wie sicher ausgeschlossen werden. Der höchste Spannungsintensitätsfaktor beträgt dort ca. 2,1 MPa m^{1/2} (Abbildung 136). Daraus ergibt sich mit

$$\frac{da}{dN} = C_z \left(\frac{\Delta K(a)}{K_{Ic}} \right)^{n_z} = 1,1125 \cdot 10^{-3} \cdot \left(\frac{2,1}{6,4} \right)^{21,261} = 5,7 \cdot 10^{-14} \frac{\text{m}}{\text{Zyklus}} \quad \text{Glg. 102}$$

ein Rissfortschritt von höchstens 5,7 · 10⁻⁸ µm pro Umdrehung. Für eine Rissverlängerung um 1 µm wären 17 Millionen Umdrehungen des Walzringes notwendig. In Anbetracht des konkurrierend stattfindenden Oberflächenverschleißes der Walze mit etwa 3 · 10⁻⁴ µm pro Umdrehung [18] bedeutet dies, dass entstehende Risse durch den Verschleiß auspoliert werden, bevor sie wachsen können. Das „Unter-Druck-setzen“ des Walzringes kann somit das Versagen mittels Risswachstum verhindern. Es ist aufgrund der soeben gezeigten Rechnung sehr wahrscheinlich, dass auch mit einer geringeren Spannkraft als 1000 kN die zyklische Ermüdung noch vermieden werden kann. Wo genau die Grenze liegt, müsste aber noch durch zukünftige Berechnungen mit variierender Spannkraft bestimmt werden.

8.4. Zusammenfassung der Ergebnisse der bruchmechanischen Berechnungen

Unter Verwendung der Methode der Gewichtsfunktionen und des aus der FEM-Simulation erhaltenen transienten Spannungsfeldes konnte zunächst entlang eines in den Versuchen entstandenen Risses (ausgehend von der Pos. 2) der Spannungsintensitätsfaktor $K_I(a)$ für diesen Pfad berechnet werden. $K_I(a)$ steigt zunächst sehr rasch an, erreicht bei einer Risslänge von 131 μm die Bruchzähigkeit K_{Ic} von $6,4 \text{ MPa m}^{1/2}$, erreicht bei etwa 350 μm ein Maximum von $7,2 \text{ MPa m}^{1/2}$ und fällt dann langsam wieder ab, wobei bei einer Risslänge von 5 mm noch immer ca. $2,3 \text{ MPa m}^{1/2}$ herrschen. Das bedeutet, dass es während der Rissverlängerung zu einer Phase der instabilen Rissausbreitung kommt.

Ebenfalls wurde der Spannungsintensitätsfaktor an der höchstbeanspruchten Stelle der Walzspur (Pos. 3) ausgewertet. Der Verlauf von $K_I(a)$ entspricht qualitativ jenem ausgehend von der Position 2. Aufgrund der höheren Beanspruchungen kommt es dort jedoch schon bei einer Risslänge von 55 μm zum instabilen Risswachstum, das erst bei einer Risslänge von 1690 μm wieder die Phase des zyklischen Risswachstums erreicht. Das Maximum wird bei etwa 370 μm Risslänge mit knapp $9 \text{ MPa m}^{1/2}$ erreicht.

Diese $K_I(a)$ -Verläufe beschreiben und erklären nun auch aus bruchmechanischer Sicht das Versagen der Walzringe bei der Verarbeitung von Nicrofer 6020.

Im Abschnitt über die Berechnung der strukturmechanischen Spannungen im Walzring wurde die Möglichkeit einer Einspannung der Walzringe in einer verschraubbaren Vorrichtung mit einer Spannkraft von 1000 kN diskutiert. Die Auswirkungen der dadurch eingebrachten Druckspannungen auf den Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors waren deshalb ebenfalls von Interesse und wurden untersucht. Mit diesem vorgeschlagenen Konzept sinkt $K_I(a)$ an der höchstbelasteten Stelle der Walzspur und bei Walzung von Nicrofer 6020 außerordentlich stark ab. Der Höchstwert beträgt nur noch $2,1 \text{ MPa m}^{1/2}$.

Es wurde weiter versucht, einen theoretischen Rissverlauf ausgehend von der Pos. 2 basierend auf dem berechneten Spannungsfeld und dem berechneten $K_I(a)$ -Verlauf zu konstruieren. Es konnte gezeigt werden, dass dieser theoretisch hergeleitete Risspfad in sehr guter Übereinstimmung mit dem tatsächlich gefundenen ist.

Die beiden Versuche im DB03 und DB01, bei denen Nicrofer 6020 verarbeitet wurde, konnten als empirische Basis zur Abschätzung der Risswachstumsparameter n_z und C_z herangezogen werden. Diese errechneten sich zu $n_z = 21$ und $C_z = 1,113 \cdot 10^{-3} \text{ m / Zyklus}$.

9. Abschließende Bemerkungen

Für die Herstellung von Draht mittels Warmwalzen werden bis heute vorwiegend Walzringe aus Hartmetall als Umformwerkzeuge verwendet. Diese Werkzeuge unterliegen im Walzprozess hohen thermischen (bis zu 1100 °C) und mechanischen Belastungen (mittlere Walzdrücke p_m bis 1000 MPa), welche thermisch induzierte Rissbildung sowie Verschleiß der Walzspur zur Folge haben. Aufgrund der steigenden Nachfrage (insbesondere der Luftfahrtindustrie) nach höchstfesten Nickelbasis-Legierungen ist die Standzeit der Walzwerkzeuge oft nicht mehr zufriedenstellend. Häufige Wechsel der Walzringe sind die Folge, was sich in verminderter Produktivität sowie in den erhöhten Produktkosten niederschlägt. Darüber hinaus leiden die Maßhaltigkeit und die Oberflächenqualität der hergestellten Drähte unter diesen Schädigungen.

Aufgrund der hohen Härte und der guten Hochtemperatureigenschaften stellen Hochleistungskeramiken eine mögliche Alternative zu den Hartmetallwalzen dar und lassen eine Verbesserung hinsichtlich Standzeit und Verschleißbeständigkeit als möglich erscheinen. In dieser Arbeit wurde die Anwendbarkeit von Siliziumnitrid als Werkstoff für Walzringe im Drahtblock des Mehrlinienwalzwerks bei Böhler Edelstahl GmbH in Kapfenberg, Österreich sowohl experimentell als auch aus theoretischer Sicht untersucht. Böhler stellt Drähte in einer großen Materialbandbreite her – von niedrig- und hochlegierten Stählen bis zu höchstfesten Nickelbasis-Legierungen.

In den ersten Walzversuchen mit den Si_3N_4 -Werkzeugen im Drahtblock 01 der Fertigstrecke wurden bei der Verarbeitung von Werkstoffen mit mittlerer bis hoher Umformfestigkeit (austenitische und martensitische Ventilstähle, HSS) mit einer Umformfestigkeit k_f von bis zu 338 MPa und einem mittleren Walzdruck p_m von etwa 370 MPa zunächst sehr zufriedenstellende Standzeiten von annähernd 1000 t fest-

gestellt. Erst danach mussten die Ringe aufgrund des Walzspurverschleißes nachgeschliffen werden.

Die keramischen Walzringe sind bei der Verarbeitung von Werkstoffen mit geringen bis mittleren Umformfestigkeiten (oder einem mittleren Walzdruck bis etwa 400 MPa) den Hartmetallringen zumindest ebenbürtig. Aufgrund der leichteren Handhabbarkeit bei Ein- und Ausbau (da in etwa nur ein Viertel des Gewichts von Hartmetallringen) sowie der besseren Temperaturwechselbeständigkeit – die bei Hartmetallen typischen thermischen Rissnetzwerke sind in keinem Walzversuch aufgetreten – kann sogar von einer Überlegenheit der keramischen Walzen gegenüber Hartmetallwerkzeugen gesprochen werden.

In einem weiteren Versuch im Drahtblock 03 wurden zunächst 103 t Draht aus Legierungen mit geringer bis hoher Umformfestigkeit (k_f bis 456 MPa und mittlerer Walzdruck p_m bis 530 MPa) ohne Probleme gewalzt. Im Walzprogramm folgte daraufhin die Nickelbasislegierung Nicrofer 6020, das ist mit einer Umformfestigkeit von 725 MPa (p_m bei 900 MPa) die am schwersten zu verarbeitende Legierung im Programm von Böhler. Hier kam es nach lediglich 5 gewalzten Tonnen (das entspricht ca. 15.600 Umdrehungen der Walze) zu einem Bruch der Walzringe. Diese geringe Standzeit bei der Walzung der Nickelbasislegierung Nicrofer 6020 stellt ein Hemmnis für einen routinemäßigen Einsatz keramischer Walzringe dar. Das Walzprogramm bei Böhler orientiert sich am Auftragseingang. Deshalb ist beispielsweise eine geteilte Verwendung – Si_3N_4 -Ringe für leicht bis schwer umformbare Materialien und Hartmetallringe speziell für extrem schwer umformbare Nickelbasislegierungen – aufgrund der daraus resultierenden häufigen Werkzeugwechsel nicht möglich.

Die nachfolgenden Bemühungen konzentrierten sich deshalb auf Möglichkeiten zur Standzeiterhöhung der Keramikwalzen bei der Verarbeitung von Nicrofer 6020. So wurden zwei Walzringe am Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik in Freiburg kugelgestrahlt. Durch die Einbringung von Druckspannungen in die Oberfläche erhoffte man sich eine Reduktion der Zugspannungen in den Bauteilen. Der Test erfolgte in den Drahtblöcken 03 und 04 (je ein Walzring pro Block war kugelgestrahlt), allerdings kam es bereits nach 88 gewalzten Tonnen zu einem Walzenbruch im DB03, obwohl keine hochfeste Ni-Basislegierung verarbeitet wurde und der mittlere Walzdruck nur bis zu 517 MPa betrug.

In einem letzten Versuch wurde eine modifizierte Einspannung der Walzringe getestet. Dabei wurde die axiale Spannkraft (219 kN) des hydraulischen Walzringspannsystems über ein kreisringförmiges Zwischenstück konzentriert auf eine Walzringseite eingebracht, wodurch ein Druckspannungsfeld im Bereich der Walzspur erzeugt wurde. Dadurch konnten die für die Rissentstehung maßgeblichen Zugspannungen geringfügig – an den höchst beanspruchten Stellen um zumindest 10 MPa – reduziert werden. Dieser letzte Versuch wurde im Drahtblock 01 durchgeführt. Zunächst wurden 103 t Draht mit geringer bis mittlerer Umformfestigkeit gewalzt (k_f bis 420 MPa, p_m bis 510 MPa), danach 10 t NiCr20o (k_f bis zu 630 MPa, p_m bei 760 MPa) und abschließend 45 t Nicrofer 6020 (k_f von 697 MPa, p_m von 839 MPa) bis zum Bruch der Ringe. Die höchste auftretende Zugspannung in den Keramikwalzen im DB01 betrug etwa 525 MPa (mit Berücksichtigung der überlagerten Druckspannung, also knapp 50 MPa weniger als im Versuch mit dem zweiten Walzenpaar im DB03. Für die Walzung der 45 t Nicrofer 6020 waren im DB01 ungefähr 104.000 Walzenumdrehungen notwendig. Die Anzahl der Lastwechsel bis zum Bruch war in diesem Experiment also fast 7-mal höher als im vergleichbaren Versuch mit dem zweiten Walzenpaar im DB03 und dies bei einer Reduktion der höchsten Zugspannungen um lediglich 50 MPa (40 MPa aufgrund der anderen Geometrie von Kaliber und Draht, 10 MPa aufgrund der modifizierten Einspannung).

Parallel zu den Versuchen im Walzwerk wurden Finite-Elemente-Simulationen durchgeführt. Zu Beginn der Arbeiten wurden thermische Spannungen in den Walzringen als potentielle Schadensursache angesehen. Mittels einer thermomechanischen Berechnung wurde auch bestätigt, dass die Keramik hohen Temperaturen und Temperaturwechseln unterworfen ist. Die Oberflächentemperatur der Walzringe schwankt bei der Walzung von Nicrofer 6020 im DB03 während einer Umdrehung zwischen etwa 135 und 930 °C. Die größte thermisch bedingte Zugspannung tritt 600 µm unter der Oberfläche am Drahtaustritt auf und beträgt 31 MPa. Diese Spannung ist jedoch viel zu gering, um die Keramik schädigen zu können. Die thermische Rechnung zeigte, dass die Gefahr für die Entstehung von Thermorissen bei Si₃N₄-Walzringen sehr gering ist, und dass die aufgetretenen Schäden durch die mechanische Walzbelastung verursacht worden sein müssen.

Die strukturmechanische 3-D-FEM-Simulation des Walzprozesses zeigte, dass die mechanisch bedingten Zugspannungen in den Walzringen je nach gewalztem Drahtwerkstoff im Drahtblock 03 bis zu 574 MPa betragen können. Das sind knapp 64 % der charakteristischen Biegefestigkeit des Si_3N_4 . Es handelt sich dabei um kontaktinduzierte Zugspannungen, die unmittelbar an der parabelförmigen Umrandung der Berührungsfläche zwischen Draht und Walze ihre höchsten Werte erreichen. Die bogenförmige Verteilung der größten Zugspannungen auf der Walzspuroberfläche steht im Einklang mit gefundenen bogenförmigen Rissen auf der Walzspuroberfläche. Auch die Verläufe der Risse in das Walzeninnere decken sich mit den Richtungen der ersten Hauptnormalspannungen. Die an der Oberfläche wirkenden hohen Zugspannungen werden in Richtung des Walzeninneren sehr rasch kleiner. In 1 mm Tiefe betragen sie nur noch etwa 50 MPa. Basierend auf der Berechnung für die Walzung von Nicrofer 6020 im DB03 konnte auch eine Abschätzung der Beanspruchungen in den anderen Versuchen durchgeführt werden. Im ersten Walzversuch etwa, wo ca. 1000 t Draht ohne Rissbildung in der Keramik gewalzt werden konnten, betrug die Zugspannung lediglich 234 MPa bzw. 25 % der charakteristischen Biegefestigkeit von Si_3N_4 , was auch eine Erklärung für die teils sehr unterschiedlichen Standzeiten in den einzelnen Versuchen darstellt.

Nachdem mit Hilfe der numerischen Simulation gezeigt werden konnte, dass die Walzenbrüche von den kontaktinduzierten Zugspannungen herrühren, und im letzten Walzversuch mit einer um nur 50 MPa geringeren Beanspruchung eine 7-fache Lebensdauer einherging, wurde die Möglichkeit des Einbringens von hohen Druckspannungen in die Keramik weiter untersucht. Mit dem vorhandenen hydraulischen Ringspannsystem in den Drahtblöcken kann nur eine Axialkraft von 219 kN aufgebracht werden und die höchste Zugspannung lediglich um 10 bis 30 MPa abgesenkt werden. Höhere Kräfte könnten aber mit zwei gegeneinander verschraubten Stahlringen, zwischen denen der Walzring eingelegt ist, erzielt werden. Eine erste Abschätzung zeigte, dass mit diesem Konzept bis zu 1000 kN konzentriert in den Walzspurbereich eingeleitet werden können, was eine Spannungsabsenkung der höchstbeanspruchten Walzspurbereiche um zumindest 294 MPa zur Folge hat. Dieses vorgeschlagene Konzept würde aller Voraussicht nach die keramischen Walzwerkzeuge für alle bei Böhler verarbeiteten Drahtwerkstoffe anwendbar machen. Diese Vermutung wurde auch durch die abschließend durchgeführten bruchmechanischen Berechnungen untermauert: Der Spannungsintensitätsfaktor er-

reicht im schlimmsten Fall einen Wert von knapp über $2 \text{ MPa m}^{1/2}$. Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit bei diesem Wert ist um vier Größenordnungen geringer als die Verschleißrate, sodass entstehende Risse rascher auspoliert werden als sie fortschreiten. Ein weiteres Ergebnis der bruchmechanischen Berechnungen war die plausible Beschreibung und Erklärung des Schädigungsverlaufes durch zyklische Ermüdung. Der aufgrund des numerisch berechneten Spannungsfeldes zu erwartende Verlauf eines Oberflächenrisses hinein in den Walzring konnte mit hoher Übereinstimmung zum Pfad eines experimentell gefundenen Risses konstruiert werden. Abschließend wurden aus den Standzeiten zweier Walzversuche und den Ergebnissen der strukturmechanischen Berechnung die zwei Rissfortschrittparameter der Keramik für zyklische Ermüdung abgeschätzt. Der Risswachstumsexponent $n_z = 21$ und der Risswachstumskoeffizient $C_z = 1,113 \cdot 10^{-3} \text{ m / Zyklus}$ sind in guter Deckung mit Literaturwerten für Si_3N_4 .

Literatur

- [1] T. OHKOHCHI, K. YASUDA, and M. NAKAGAWA: "Characteristics of Sialon Ceramic Rolls in Cold Rolling", *ISIJ International*, **32**, 1992, pp. 1250–57.
- [2] P. ANDERSSON, M. WILD, J. LEVÉN and B. HEMMING: "Transfer of surface texture from silicon nitride rolls to stainless steel wire in cold rolling", *J. Mat. Proc. Tech.*, **173**, 2006, pp. 394–400.
- [3] Z. WUSATOWSKI: *Grundlagen des Walzens*, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1963.
- [4] A. HENSEL und TH. SPITTEL: *Kraft und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren*, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1978.
- [5] D. ZHAO, P.K. CHAUDHURY, R.B. FRANK, and L.A. JACKMAN: "Flow Behavior of Three 625-Type Alloys during High Temperature Deformation" in *Superalloys 718, 625, 706 and Various Derivatives*, E. A. Loria, ed., The Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, USA, 1994, pp. 315–329.
- [6] E. SIEBEL: „Technologische Mechanik der bildsamen Verformung“, *Arch. Eisenhüttenw.*, **18**, 1944, pp. 13–22.
- [7] W. LODE: „Versuche über den Einfluss der mittleren Hauptspannung auf das Fließen der Metalle Eisen, Kupfer und Nickel“, *Z. Physik*, **36**, 1926, pp. 913–939.
- [8] M. ROŠ und A. EICHINGER: „Versuche zur Klärung der Frage der Bruchgefahr“ in: *Bildsame Formgebung in Rechnung und Versuch*, A. GELEJI, ed., Akademie Verlag, Berlin, 1960.
- [9] M. ENSSLIN: „Die Grundlagen der theoretischen Festigkeitslehre“, *Z. Ver. dtsh. Ing.*, **72**, 1928, pp. 1625–1634.
- [10] Z. WUSATOWSKI: *Podstawy procesu walcowania*, Katowice, PL, 1952.
- [11] K. CELIKOW: *Projektowanie i budowa walcowni* (Projektierung und Bau von Walzwerken), Katowice, PL, 1951.
- [12] Z. WUSATOWSKI: „Porównanie metod radzieckich obliczania nacisku walców“, *Zeszyty Politechniki Śląskiej, Mechanika*, Nr. 3, 1956, pp. 19–46.
- [13] E. OROWAN and K.J. PASCOE: *Special Report Nr. 34*, First Report of the Rolling-Mill Research Sub-Committee, London, UK, 1946.

- [14] A. GELEJI: *Die Berechnung der Kräfte und des Arbeitsbedarfs bei der Formgebung im bildsamen Zustände der Metalle*, Akadémiai Kiadó, II. Auflage, Budapest, HU, 1955.
- [15] P.M. COOK and A.W. CRUM: *The calculations of load and torque in hot flat rolling*, B.J.S.R.A., Sheffield, 1958.
- [16] E. SIEBEL: *Die Berechnung des Walzdruckes. Wälzlager für Walzwerke*, Schweinfurt, D, 1941
- [17] L.R. UNDERWOOD: *The Rolling of Metals*, Vol. 1, Chapman & Hall Ltd., London, 1952.
- [18] H. FINDENIGG: Persönliche Mitteilungen, Böhler Edelstahl GmbH, Februar 2003 bis Mai 2005.
- [19] Sandvik Datasheet „Cemented carbide grades for hot rolling applications.“ www.hardmaterials.sandvik.com, Ref.no. H-9076 ENG, edited Sept. 2003 by AB Sandvik Service.
- [20] CoorsTek Datasheet „Tungsten carbide“, www.coorstek.com, C0301 8510-1129 Rev. A, edited 2003 by CoorsTek.
- [21] M. MERKEL and K.-H. THOMAS: *Taschenbuch der Werkstoffe*, Fachbuchverlag Leipzig, 5. Auflage, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 2000.
- [22] P. J. MAUK: *Profilwalzen und Walzenkalibrierung*, Bd. I, Unterlagen zum AWT - Seminar 749, Akademie für Wissenschaft und Technik, Gerhard Mercator Universität Duisburg, 2001.
- [23] W. HARRER, R. DANZER, M. LENGAUER und M. SONNLEITNER: *Drahtwalzen aus Siliciumnitrid – mechanische Eigenschaften*, ISFK Bericht Nr. 39-2003, Institut für Struktur- und Funktionskeramik, Montanuniversität Leoben, 2003.
- [24] A. KAILER und TH. HOLLSTEIN: *Walzen mit Keramik*, Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 2004.
- [25] G. WÖTTING, H. DRACHSLER und H.-J. POHLMANN: „Werkstoffqualifizierung und Bauteilherstellung“, pp. 23–36. in: [24]
- [26] K. BERROTH: „Herstellung und Einsatz großformatiger Walzwerkzeuge aus Siliciumnitrid“, pp. 37–48. in [24]
- [27] T. LUBE, R. DANZER, J. DUSZA, and J. KÜBLER: “Strength and Fracture Toughness of the ESIS Silicon Nitride Reference Material” in *Fracture Mechanics Beyond 2000 – Proc. of ECF 14, Vol. II*, K. Golos, D. Kocanda, and A. Neimitz, ed., EMAS Publishing, Sheffield, UK, 2002, pp. 409–416.

- [28] C.J. GILBERT, R.H. DAUSKARDT and R.O. RITCHIE: „Microstructural Mechanisms of Cyclic Fatigue-Crack Propagation in Grain-Bridging Ceramics”, *Ceramics International*, **23**, 1997, pp. 413–418.
- [29] H. KISHIMOTO, A. UENO, A. KAWAMOTO and Y. FUJII: „The influence of wave form and compressive loads on crack propagation behaviour of a sintered Si₃N₄ under cyclic loads”, *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, **38**, 1989, p. 1212.
- [30] M. WIEDERHORN: “Subcritical Crack Growth in Ceramics”, in: R.C. Bradt, D.P.H. Hasselmann, F.F. Lange, ed., *Fracture Mechanics of Ceramics II*, Plenum Publishing Co., NY, USA, 1978, pp. 613–646.
- [31] G. EVANS and S.M. WIEDERHORN: “Crack Propagation and Failure Prediction in Silicon Nitride at Elevated Temperatures”, *J. Mater. Sci.*, **9**, 1974, pp. 270–278.
- [32] TH. HOLLSTEIN, W. PFEIFFER, M. ROMBACH and B. THIELICKE: “Analysis of machining damage in engineering ceramics by fracture mechanics, fractography and X-ray diffraction”, in: J.R. VARNER, V.D. FRÉCHETTE and G.D. QUINN, ed., *Fractography of Glasses and Ceramics III*, The American Ceramic Society, Westerville, Ohio, USA, 1996, pp. 145–169.
- [33] H. HERTZ: „Über die Berührung fester elastischer Körper“, *Journal für die reine und angewandte Mathematik*, **92**, 1881, pp. 156–171.
- [34] P.D. WARREN, D.A. HILLS and D.N. DAI: “Mechanics of Hertzian cracking”, *Tribology International*, Vol. 28, No. 6, 1995, pp. 357–362.
- [35] R. DANZER: “Some notes on the correlation between fracture and defect statistics: Are Weibull statistics valid for very small specimens?”, *J. Eur. Ceram. Soc.*, **26**, 2006, pp. 3043–3049.
- [36] T. FETT, E. ERNST, D. MUNZ, D. BADENHEIM and R. OBERACKER: “Weibull analysis of ceramics under high stress gradients”, *J. Eur. Ceram. Soc.*, **23**, 2003, pp. 2031–2037.
- [37] K.L. JOHNSON: *Contact Mechanics*, Cambridge University Press, UK, 2004.
- [38] R. DANZER, M. HANGL and R. PAAR: “Edge Chipping of Brittle Materials”, in J.R. Varner, G.D. QUINN, V.D. FRÉCHETTE, ed., *Fractography of Glasses and Ceramics IV*, The American Ceramic Society, Westerville, Ohio, USA, 2001, pp. 43–55
- [39] M. OLIVEIRA, S. AGATHOPOULOS and J.M.F. FERREIRA: “The influence of Y₂O₃ - containing sintering additives on the oxidation of Si₃N₄-based ceramics and

the interfacial interactions with liquid Al-alloys”, *J. Eur. Ceram. Soc.*, **25**, 2005, pp. 19–28.

- [40] U. WANKHEDE and I.V. SAMARASEKERA: “Thermal behaviour of high speed steel work rolls in the finishing stands of a hot strip mill”, *Iron and Steelmaker*, **24**, 1997, pp. 55–60.
- [41] A.A. TSENG, F.H. LIN, A.S. GUNDERIA and D.S. Ni: “Roll cooling and its relationship to roll life”, *Metallurgical Transactions*, **20A**, 1989, pp. 2305–2320.
- [42] M. RAUDENSKY, J. HORSKY and M. POHANKA: “Optimal cooling of rolls in hot rolling”, *Journal of Materials Processing Technology*, **125-126**, 2002, pp. 700–705.
- [43] Y. WANG and M. HADFIELD: “Ring crack propagation in silicon nitride under rolling contact”, *Wear*, **250**, 2001, pp. 282–292.
- [44] S.Y. CHEN, T.N. FARRIS and S. CHANDRASEKAR: “Contact mechanics of Hertzian cone cracking”, *Int. J. Solids Structures*, Vol. 32, No. 3/4, 1995, pp. 329–340.
- [45] E. BETTI: “Teoria della elasticità”, *Nuovo Cimento*, **2**, 1872, pp. 6–10.
- [46] D. GROSS: *Bruchmechanik*, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1996.
- [47] H.J. PETROSKI and J.D. ACHENBACH: „Computation of the weight function from a stress intensity factor“, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 10, Issue 2, 1978, pp. 257-266.
- [48] T. FETT and G. RIZZI: “Weight functions for stress intensity factors and T-stress for oblique cracks in a halfspace“, *Int. J. Fract.*, **132**, 2005, pp. 9–16.
- [49] B. LÓPEZ and J.J. URCOLA: “Hot deformation characteristics of Inconel 625”, *Materials Science and Technology*, Vol. 12, 1996, pp. 673–678.
- [50] J.F. BARKER, J.D. COX, and E. MARGOLIN: “Inconel 625: An alloy for steam and gas turbines”, *Metal Progress*, Vol. 93, No. 4, 1968, pp. 91–94.
- [51] Krupp VDM GmbH, Nicrofer 6020 hMo - alloy 625, Werkstoffblatt-Nr. 4118, Ausgabe August 2000, www.kruppvdm.de.
- [52] C.M. SELLARS and W.J. TEGART : "La relation entre la resistance et la structure dans la deformation a chaud", *Mem. Sci. Rev. Mét.*, **63**, 1966, pp. 731–46.
- [53] M. LENGAUER and R. DANZER: "Silicon Nitride Tools for Hot Rolling of High Alloyed Steel and Superalloy Wires – Crack Growth and Lifetime Prediction", accepted for publication, *Int. J. Mat. Res.*, **98**, 2007.

- [54] K.B. BROBERG: „The propagation of a brittle crack“, *Arkiv för Fysik*, **18**, 1961, pp. 159–192.
- [55] J. FINEBERG, S.P. GROSS, M. MARDER, and H.L. SWINNEY: „Instability in the propagation of fast cracks“, *Phys. Rev.*, **45**, 1992, pp. 5146–5154.
- [56] L.B. FREUND: „Crack propagation in an elastic solid subjected to general loading - I. Constant rate of extension“, *J. Mech. Phys. Solids*, **20**, 1972, pp. 129–140.
- [57] L.B. FREUND: *Dynamic fracture mechanics*, Cambridge University Press, NY, USA, 1990.
- [58] G.L. TRIGG: *Encyclopedia of Applied Physics*, VCH Publishers, NY, USA, 1991.

Anhang A Walzparameter in den Walzversuchen

Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 1

Kalibergeometrie und Versuchsparameter

Der Versuch wurde im Gerüst DB01 durchgeführt. Das verwendete Kaliber ist ein Oval, mit den Abmessungen wie in Abbildung 141 dargestellt [18]. In Anlehnung an die Geometrie der Hartmetallscheiben wurden hier ebenfalls zwei identische Kaliber in eine Scheibe geschliffen (bei verschlissener erster Spur dreht man die Scheibe um und walzt auf der zweiten weiter). Die Fertigabmessung¹ des Drahtes in diesem ersten Versuch betrug 9,0 mm. Der einlaufende Draht ist annähernd kreisförmig (11,98 mm hoch und 11,71 mm breit).

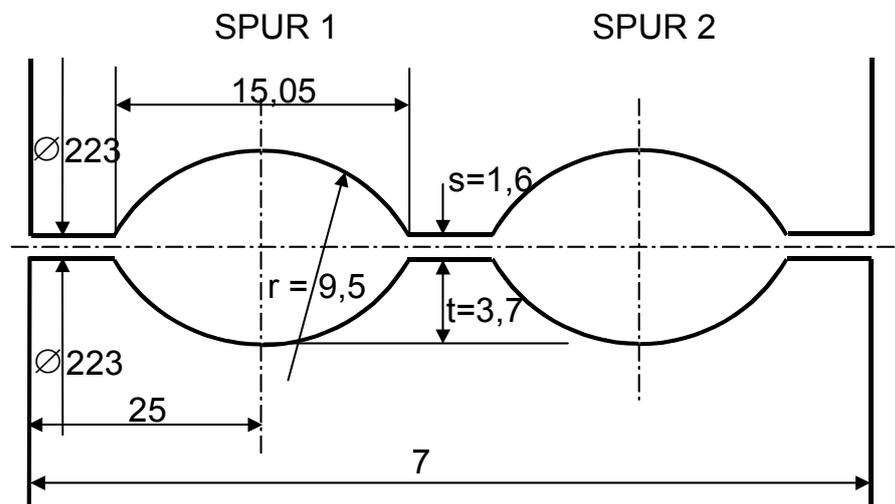


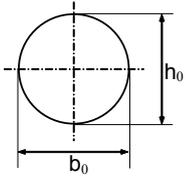
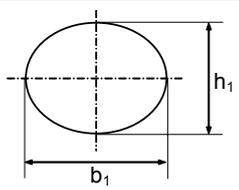
Abbildung 141: Kaliberform im Gerüst DB01. Fertigabmessung 9,0 mm.

¹ Unter Fertigabmessung versteht man den Durchmesser nach dem allerletzten Walzgerüst. Nach dieser Endabmessung richten sich die Kaliberformen in den Drahtblöcken. Deshalb ist auch die Kaliberform im später beschriebenen Versuch für das Walzenpaar Nr. 6, der ebenfalls im DB01 durchgeführt wurde, eine andere als hier dargestellt.

Das am schwersten umformbare Material in diesem Versuch war ein S600 (HS 6-5-2) mit einer Umformfestigkeit k_f von 338 MPa [18,22] bei den Verhältnissen im Gerüst DB01.

Die wichtigsten Parameter des Umformvorganges im DB01 sind in Tabelle 14 angeführt.

Tabelle 14: Umformparameter im Gerüst DB01.

Eintrittsform des Drahtes	Rund	
Eintrittsquerschnitt	A_0 [mm ²]	116,0
Eintrittsbreite	b_0 [mm]	11,71
Eintrittshöhe	h_0 [mm]	11,98
Eintrittsgeschwindigkeit	v_0 [m/s]	9,48
Temperatur des Drahtes	T [°C]	1090
Vergleichsumformgrad	ϕ_v [-]	0,291
Umformgeschwindigkeit	$\dot{\phi}_v$ [s ⁻¹]	159
Umformfestigkeit der verarbeiteten Werkstoffe	k_f [MPa]	183 - 338
Walzkraft	F [kN]	50 - 85,1
Austrittsform des Drahtes	Oval	
Austrittsquerschnitt	A_1 [mm ²]	100,2
Austrittsbreite	b_1 [mm]	14,19
Austrittshöhe	h_1 [mm]	8,87
Austrittsgeschwindigkeit	v_1 [m/s]	11

Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 2

Kalibergeometrie und Versuchsparameter

Der Versuch wurde im Gerüst DB03 durchgeführt. Das verwendete Kaliber ist ein Oval, mit den Abmessungen wie in Abbildung 142 dargestellt [18]. Der Einlaufdurchmesser des annähernd kreisrunden Drahtes (8,79 mm hoch und 8,53 mm breit) beträgt im Schnitt 8,66 mm. Die Fertigabmessung des Drahtes ist 5,5 mm.

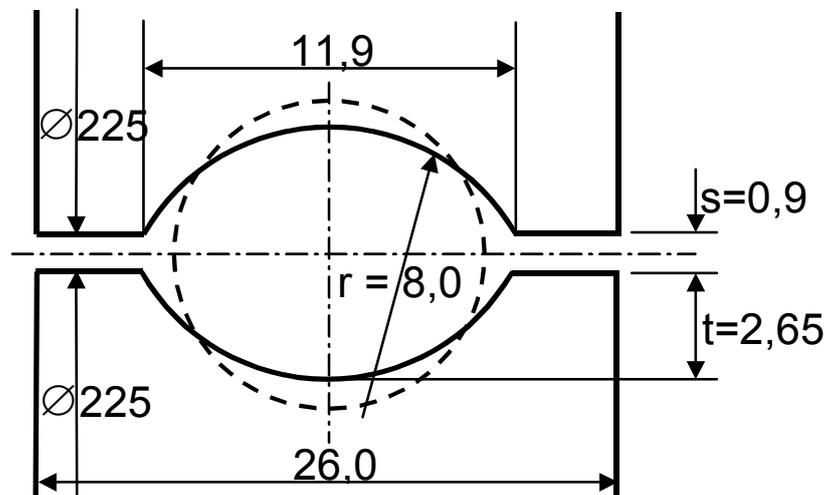


Abbildung 142: Kaliberform im Gerüst DB03. Fertigabmessung 5,5 mm.

Für diesen Versuch liegt eine detaillierte Dokumentation [18] vor. Tabelle 15 zeigt die Tonnagen der gewalzten Werkstoffe in der Reihenfolge des Produktionsablaufes.

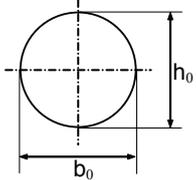
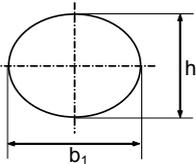
Tabelle 15: Walzprogramm für den Versuch mit dem zweiten Walzenpaar.

Tonnen	Gewalzter Werkstoff	Werkstoffnummer	Umformfestigkeit k_f für die Verhältnisse im DB03 in MPa [18,22] ¹
25	CrAl 20 5	1.47670	268 – 380
14	NiMn2	2.41105	183 – 254
5	NiCr2MnSi	2.41465	
17	NiCu30MnTi	2.43774	
1	Ni-Al-Si-Y	2.41462	
2	40NiCrMo6	1.6565	306 – 410
26	HSS 2-10-1-8	1.3247	306 – 410
13	NiCr20	2.4869	322 – 456
4	X40 NiCrNb 35 25	1.4853	361 – 437
13	HSS 6-5-2 (S600)	1.3343	306 – 410
2	X165 CrMoV12	1.2601	291 – 414
1	X8 CrMnMoN18-18-2	1.4456	355 – 362
5	NiCr21Mo9Nb	2.4831	725

¹ Die Mehrzahl der Umformfestigkeiten wurde anhand von Hartstahlfaktoren (HSF) aus [22] bestimmt. Da in [22] die HSF überwiegend als von-bis-Werte vorliegen, können auch für die Umformfestigkeit nur Wertebereiche angegeben werden. Die für die Berechnung wichtigeren höchsten Umformfestigkeiten pro Versuch sind jedoch genauer bekannt [18].

Die wichtigsten Parameter des Umformvorganges im DB03 sind in Tabelle 16 [18] zusammengefasst.

Tabelle 16: Umformparameter im Gerüst DB03.

Eintrittsform des Drahtes	Rund	
Eintrittsquerschnitt	A_0 [mm ²]	61,37
Eintrittsbreite	b_0 [mm]	8,53
Eintrittshöhe	h_0 [mm]	8,79
Eintrittsgeschwindigkeit	v_0 [m/s]	7,43
Temperatur des Drahtes	T [°C]	1060
Vergleichsumformgrad	φ_v [-]	0,372
Walzendrehzahl	n_w [U/min]	724,6
Umformgeschwindigkeit	$\dot{\varphi}_v$ [s ⁻¹]	192
Umformfestigkeit der verarbeiteten Werkstoffe	k_f [MPa]	183 - 725
Walzkraft	F [kN]	34 - 134
Austrittsform des Drahtes	Oval	
Austrittsquerschnitt	A_1 [mm ²]	52,09
Austrittsbreite	b_1 [mm]	10,49
Austrittshöhe	h_1 [mm]	6,11
Austrittsgeschwindigkeit	v_1 [m/s]	8,76

Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 3

Kalibergeometrie und Versuchsparameter

Der Versuch wurde im DB03 mit der Kaliberform wie in Abbildung 142 durchgeführt. Es wurden keine Extremmarken gewalzt, sondern nur Legierungen mit einem Verformungswiderstand zwischen 183 und 456 MPa [18,22]. Die gewalzte Menge belief sich auf insgesamt 200 t. Die Parameter des Umformvorganges sind (bis auf Walzkraft und Umformfestigkeit) identisch mit jenen im vorhergehenden Versuch (Tabelle 16). Die Walzkraft lag je nach Legierung zwischen 34 und 86 kN

Versuch mit den Walzenpaaren Nr. 4 u. 5

Kalibergeometrie und Versuchsparameter

Bei diesem Test wurde das Walzenpaar Nr. 4 im Gerüst DB03 (Kalibergeometrie wie in Abbildung 142) und zugleich das Walzenpaar Nr. 5 im Gerüst DB04 eingebaut. Die Abbildung 143 zeigt die Abmessungen des Rundkalibers im DB04 [18].

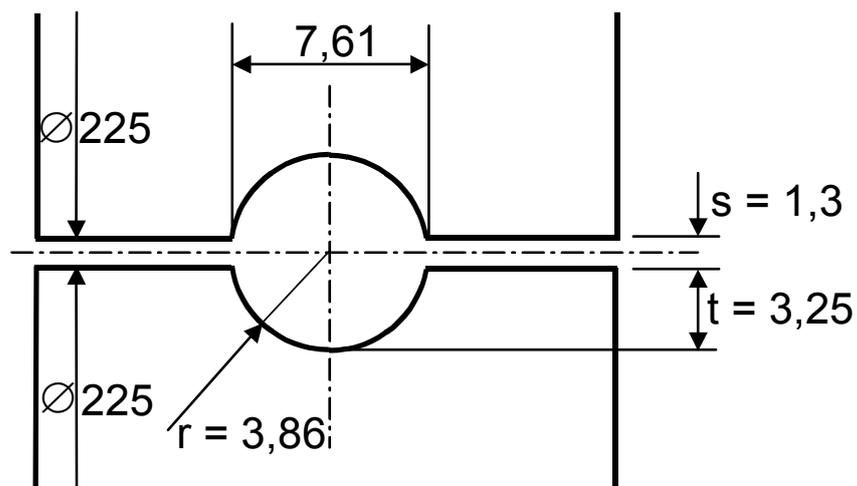


Abbildung 143: Kaliberform im Gerüst DB04. Fertigabmessung 5,5 mm.

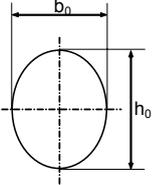
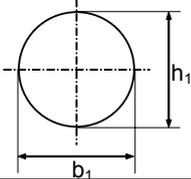
Das Walzprogramm ist in Tabelle 17 [18] dargestellt. In Summe wurden 88 t verarbeitet.

Tabelle 17: Walzprogramm für den Versuch mit dem vierten und fünften Walzenpaar.

Tonnen	Gewalzter Werkstoff	Werkstoffnummer	Umformfestigkeit k_f für die Verhältnisse im DB04 in MPa [18,22]
19	NiCu30Fe	2.43610	183 – 254
12	HSS 2-10-1-8	1.3247	306 – 410
25	NiMn2	2.41104	183 – 254
12	NiCr5MnSi	2.41510	
12	CuNi30Fe	2.0837	
8	CrAl 20 5	1.47670	268 – 380

Die Walzparameter im DB03 sind die gleichen wie im Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 2 und sind in Tabelle 16 zu finden. Lediglich die Walzkraft ändert sich und beträgt aufgrund der verarbeiteten Materialien in diesem Versuch zwischen 34 und 77 kN. In Tabelle 18 sind die Prozesswerte für den DB04 zusammengefasst [18].

Tabelle 18: Umformparameter im Gerüst DB04.

Eintrittsform des Drahtes	Rund	
Eintrittsquerschnitt	A_0 [mm ²]	52,09
Eintrittsbreite	b_0 [mm]	6,11
Eintrittshöhe	h_0 [mm]	10,49
Eintrittsgeschwindigkeit	v_0 [m/s]	8,76
Temperatur des Drahtes	T [°C]	1064
Vergleichsumformgrad	φ_v [-]	0,306
Umformgeschwindigkeit	$\dot{\varphi}_v$ [s ⁻¹]	165
Umformfestigkeit der verarbeiteten Werkstoffe	k_f [MPa]	183 - 410
Walzkraft	F [kN]	25 - 58
Austrittsform des Drahtes	Oval	
Austrittsquerschnitt	A_1 [mm ²]	46,73
Austrittsbreite	b_1 [mm]	7,32
Austrittshöhe	h_1 [mm]	7,69
Austrittsgeschwindigkeit	v_1 [m/s]	9,8

In diesem Versuch wurden zwei der vier Walzen (eine mit einem runden und eine mit einem ovalem Kaliber) vom Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik mit Hartmetallkugeln mit einem Durchmesser von 650 µm kugelgestrahlt. Man erhoffte sich durch die dabei eingebrachten Druckeigenstressungen in der Walzenoberfläche eine Standzeiterhöhung.

Versuch mit dem Walzenpaar Nr. 6

Kalibergeometrie und Versuchsparameter

Der Versuch wurde im Gerüst DB01 durchgeführt. Das verwendete Kaliber ist ein Oval, mit den Abmessungen wie in Abbildung 144 dargestellt [18].

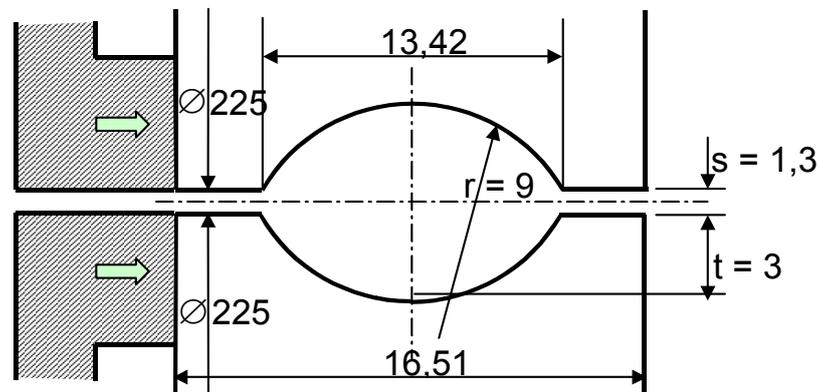


Abbildung 144: Kaliberform im Gerüst DB01. Fertigabmessung 5,5 mm. An der linken Seite ist die modifizierte Einspannung dargestellt.

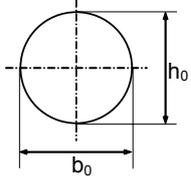
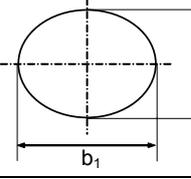
Bei diesem Test wurde die Einspannung der Walzringe im Vergleich zu den bisherigen Versuchen verändert. Anstelle der in Abbildung 17 dargestellten großflächig aufliegenden axialen Fixierung wurde nun die Walze einseitig mit einem 5 mm breiten Stahlring gespannt. Der Stahlring liegt im Bereich des Kalibers an und bringt die gesamte Axialkraft des hydraulischen Systems (219 kN) in Form einer Druckspannung konzentriert in den Kaliberbereich ein. Man hat sich durch diese Anordnung eine Reduzierung der durch den Walzprozess hervorgerufenen Zugspannungen und damit eine Erhöhung der Lebensdauer erwartet. In Tabelle 19 [18] sind die in diesem Versuch gewalzten Werkstoffe in der Reihenfolge der Walzung zusammengestellt.

Tabelle 19: Walzprogramm für den Versuch mit dem sechsten Walzenpaar

Tonnen	Gewalzter Werkstoff	Werkstoffnummer	Umformfestigkeit k_f für die Verhältnisse im DB01 in MPa [18,22]
22,2	HSS 6-5-2 (S600)	1.3343	306 – 410
5,7	X65Cr13	1.4037	300 – 420
3,4	40NiCrMo6	1.6565	306 – 410
6,0	NiCr2MnSi	2.41465	183 – 254
44,5	Reinnickel	2.40642	183 – 254
17,5	Cr Al 20 5	1.47675	268 – 380
3,3	Ni-Al-Si-Y	2.41462	183 – 254
10,4	NiCr 20o	2.46600	550 – 630
44,8	NiCr21Mo9Nb	2.4831	697

Die beschreibenden Parameter des Umformvorganges im DB01 sind in Tabelle 20 [18] zusammengefasst.

Tabelle 20: Umformparameter im Gerüst DB01

Eintrittsform des Drahtes	Rund	
Eintrittsquerschnitt	A_0 [mm ²]	80,73
Eintrittsbreite	b_0 [mm]	9,85
Eintrittshöhe	h_0 [mm]	9,97
Eintrittsgeschwindigkeit	v_0 [m/s]	5,65
Temperatur des Drahtes	T [°C]	1060
Vergleichsumformgrad	φ_v [-]	0,332
Umformgeschwindigkeit	$\dot{\varphi}_v$ [s ⁻¹]	116
Umformfestigkeit der verarbeiteten Werkstoffe	k_f [MPa]	183 - 697
Walzkraft	F [kN]	42 - 148
Austrittsform des Drahtes	Oval	
Austrittsquerschnitt	A_1 [mm ²]	70,53
Austrittsbreite	b_1 [mm]	12,2
Austrittshöhe	h_1 [mm]	7,3
Austrittsgeschwindigkeit	v_1 [m/s]	6,5

Anhang B Ermittlung der Materialkennwerte für Nicrofer 6020

Die mechanischen Eigenschaften der NiBasis-Legierung Nicrofer 6020 sind abhängig von der Temperatur, dem Umformgrad und der Umformgeschwindigkeit. Abbildung 145 zeigt die Fließkurven dieses Werkstoffes für eine Temperatur von 1100°C und verschiedene Umformgeschwindigkeiten nach Messungen von LÓPEZ und URCOLA [49].

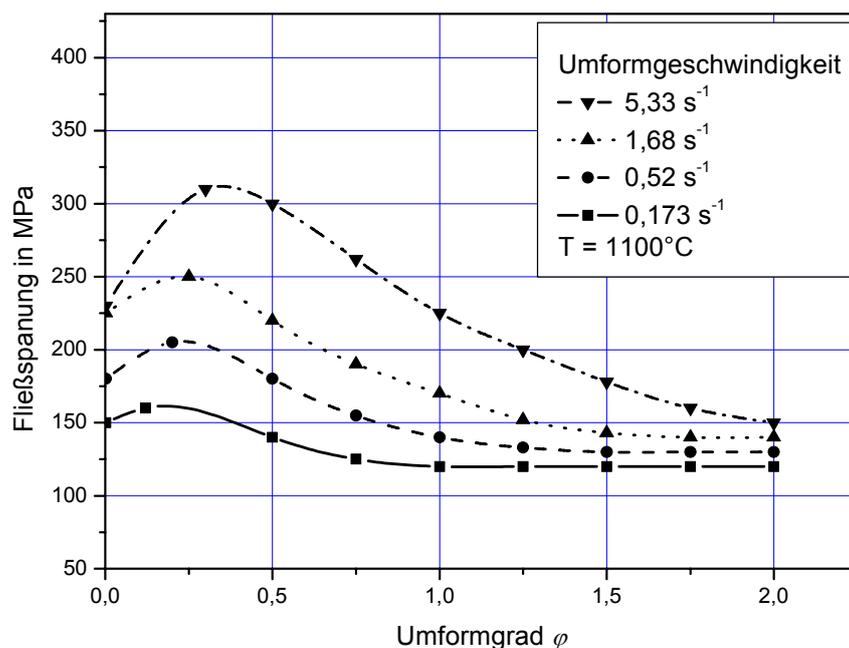


Abbildung 145: Fließkurven für Inconel 625.

Neben der Fließkurve, welche das plastische Werkstoffverhalten für die während der Umformung herrschenden Bedingungen ($T = 1060^\circ\text{C}$, $\phi_v = 0,372$ und $\dot{\phi}_v = 199 \text{ s}^{-1}$) beschreibt, müssen noch die elastischen Konstanten - E-Modul und die Querkontraktionszahl - für die FE-Berechnung spezifiziert werden.

Zunächst werden die Kennwerte für den elastischen Bereich bestimmt. In [50] sind Werte für ν bis zu einer Temperatur von 870 °C auffindbar. Durch eine lineare Extrapolation erhält man für 1060 °C einen Wert von 0,329 (Abbildung 146).

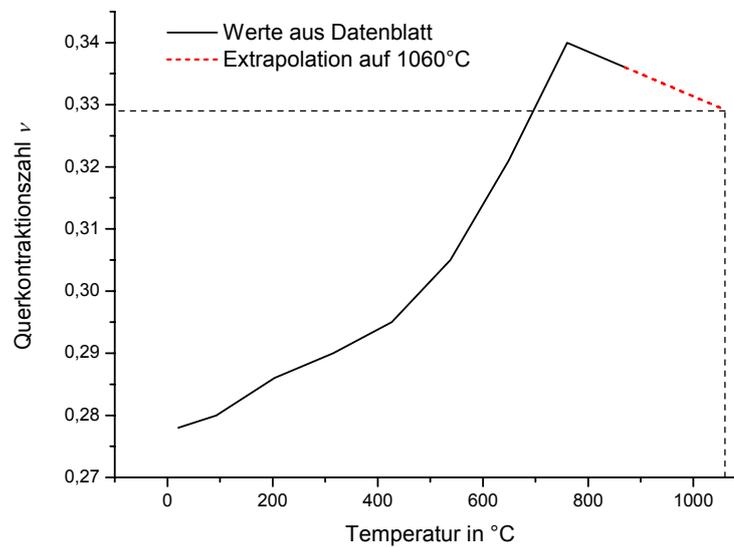


Abbildung 146: Ermittlung der Querkontraktionszahl für 1060 °C.

Die Ermittlung des E-Moduls bei 1060 °C erfolgt analog. zur Vorgangsweise bei der Querkontraktionszahl. In [51] findet man die Abhängigkeit des E-Moduls von der Temperatur (Abbildung 147).

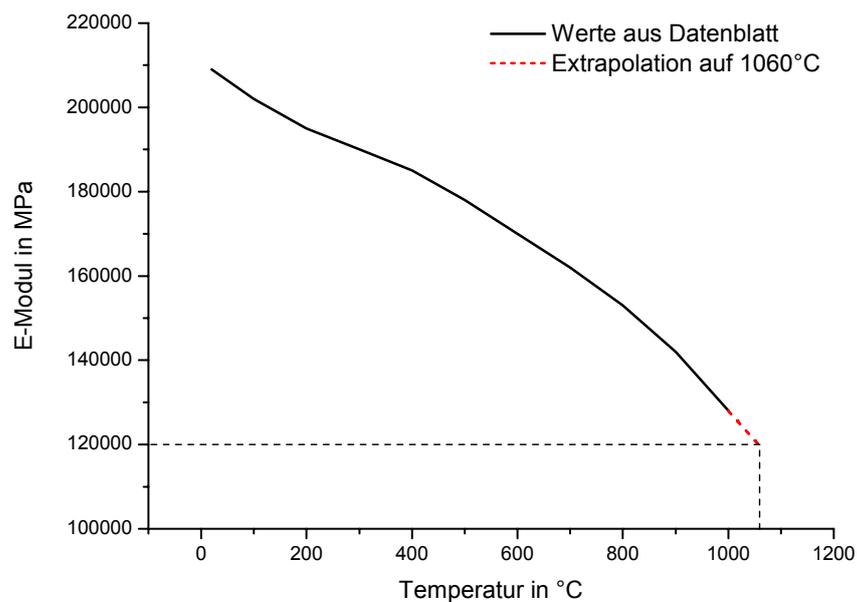


Abbildung 147: Ermittlung des E-Moduls für 1060 °C.

Die Werte im Datenblatt reichen bis 1000 °C, durch Extrapolation erhält man für die Walztemperatur von 1060 °C einen E-Modul von 120 GPa.

Für die vollständige Definition des elastischen Bereichs ist außer dem E-Modul noch die Ermittlung der Fließgrenze notwendig. Dies erfolgt durch eine Abschätzung basierend auf der Extrapolation von Messdaten nach ZHAO [5]. Dort findet man Fließkurven für Nicrofer 6020 bei 1050 °C und drei verschiedenen Umformgeschwindigkeiten bis 20 s⁻¹. Abbildung 148 zeigt die Abhängigkeit der Fließgrenze von der Umformgeschwindigkeit sowie die durchgeführte Abschätzung der Fließgrenze für die im DB03 vorhandene Umformgeschwindigkeit von 199 s⁻¹ und Walztemperatur von 1060 °C. Bei linearer Extrapolation der Literaturwerte in Abbildung 148 erhält man eine Fließgrenze von 248 MPa. Unter Berücksichtigung der gegenüber den Literaturwerten um 10 °C höheren Walztemperatur wird die Fließgrenze von Nicrofer 6020 im zweiten Walzversuch im DB03 auf 240 MPa geschätzt. Mittels Hooke'schem Gesetz und dem E-Modul errechnet sich daraus die Dehnung bei Fließbeginn zu 0,002 (0,2 %). Damit steht ein Spannungs-Dehnungs-Wertepaar für die zu ermittelnde Fließkurve fest.

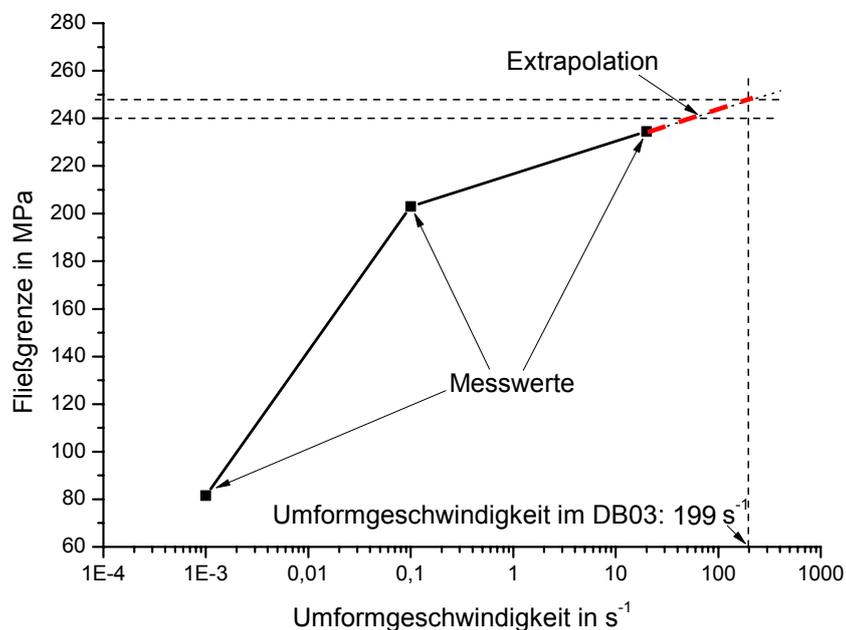


Abbildung 148: Abschätzung der Fließgrenze für Nicrofer 6020.

Um die FE-Berechnung nicht zu schwierig zu gestalten, wurde entschieden, das Drahtmaterial nicht dehnraten- und temperaturabhängig zu modellieren, sondern mittels einer dehnratenunabhängigen Fließkurve, welche für die Vergleichsumformgeschwindigkeit und eine Temperatur Gültigkeit besitzt. Diese Vereinfachung ist möglich, da beim Drahtwalzen sowohl Temperatur als auch die Umformgeschwindigkeit im verformten Volumen relativ homogen sind [3,4,6].

Für die werkstoffliche Beschreibung des plastischen Bereichs besteht die größte Schwierigkeit darin, dass die in der Literatur auffindbaren Fließkurven für Umformtemperaturen zwischen 950 und 1150°C nur für Umformgeschwindigkeiten bis 20 s⁻¹ vorliegen. Das bedeutet, dass mittels werkstoffphysikalischer Zusammenhänge aus den vorhandenen Fließkurven eine synthetische Fließkurve für die im DB03 vorliegende Umformgeschwindigkeit und Umformtemperatur abgeleitet werden muss.

Bei näherer Analyse des Diagramms in Abbildung 145 findet man, dass die Fließkurven zunächst bis zu einem Scheitel (*Peak*) bei den Koordinaten (φ_p / σ_p) ansteigen und danach abfallen. Der Anstieg beruht auf der Zunahme von Versetzungen als Resultat der Verformungsverfestigung. In Legierungen mit geringer Stapelfehlerenergie wie z.B. Nickel oder austenitischem Stahl sind die Triebkräfte für die dynamische Erholung sehr gering. Deshalb kann auch bei der Warmumformung¹ eine außergewöhnlich hohe Dichte an Versetzungen aufgebaut werden. Die dynamische Rekristallisation setzt dann nach Überschreiten einer kritischen Dehnung (φ_p) ein [3].

Ein wichtiger Punkt für die Erstellung der „synthetischen“ Fließkurve ist also die Ermittlung der Lage des Scheitelpunktes für die Verhältnisse im DB03. Zur Bestimmung von σ_p wird eine Beziehung, die von SELLARS und TEGART [52] gefunden wurde, verwendet:

$$\dot{\varphi} e^{\frac{Q^*}{RT}} = A^* \left[\sinh(\alpha^* \sigma_p) \right]^{n^*} . \quad \text{Glg. 103}$$

¹ Man beachte, dass hier der Begriff Warmumformung im definitionsgemäßen Sinne streng genommen gar nicht verwendet werden dürfte, da die Verfestigungsprozesse bis zum Scheitelpunkt noch die Oberhand über die Entfestigungsprozesse haben (vgl. 2.1).

In dieser Gleichung sind $\dot{\phi}$ die Umformgeschwindigkeit in s^{-1} , Q^* die Aktivierungsenergie in J/mol, R die allgemeine Gaskonstante mit $8,314 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$, T die Temperatur in Kelvin, σ_p die Fließspannung am Scheitelpunkt in MPa sowie A^* in s^{-1} , α^* in $\text{mm}^2 \text{ N}^{-1}$ und n^* sind materialabhängige Parameter. Es müssen zunächst die Parameter Q^* , A^* , α^* und n^* ermittelt werden.

Umformung obiger Gleichung nach σ_p ergibt

$$\sigma_p = \frac{1}{\alpha^*} \operatorname{arcsinh} \left[\sqrt[n^*]{\frac{1}{A^*} \dot{\phi} e^{\frac{Q^*}{RT}}} \right] \quad \text{Glg. 104}$$

In der Literatur [5] und [49] konnten folgende fünf Wertepaare $\dot{\phi}$ - σ_p für Nicrofer 6020 bei 1050°C gefunden werden:

Tabelle 21: Wertepaare $\dot{\phi}$ - σ_p

Nr.	$\dot{\phi}$ in s^{-1}	σ_p in MPa
1	0,17	200
2	0,52	255
3	1,68	340
4	5,33	400
5	20	515

Mit Hilfe der Software Microcal Origin[®] wurden obige Daten in Diagrammform dargestellt und mittels nichtlinearer Regressionsanalyse die Parameter Q^* , A^* , α^* und n^* für die Beziehung nach Glg. 86 ermittelt.

Abbildung 149 zeigt die in Tabelle 21 aufgeführten Wertepaare (■) mit welchen die Regressionsfunktion berechnet wurde. Die Gleichung mit den eingesetzten Parametern ergibt sich zu:

$$\sigma_p = \frac{1}{1,039 \cdot 10^{-3}} \operatorname{arcsinh} \left[\sqrt[5,5]{\frac{1}{1,25 \cdot 10^{17}} \dot{\varphi} e^{\frac{361888}{8,3147}}} \right]. \quad \text{Glg. 105}$$

Die strichlierte Kurve bezieht sich noch auf eine Temperatur von 1050 °C (1323 K). Durch Einsetzen von 1333,15 K (1060 °C) in Glg. 87 erhält man nun die Kurve für die Verhältnisse im zweiten Versuch des DB03 bei der Walzung von Nicrofer 6020. Diese ist in Abbildung 149 als durchgezogene Kurve bis zur Umformgeschwindigkeit von 199 s⁻¹ dargestellt. Man ermittelt so die Scheitelspannung σ_p zu 745 MPa.

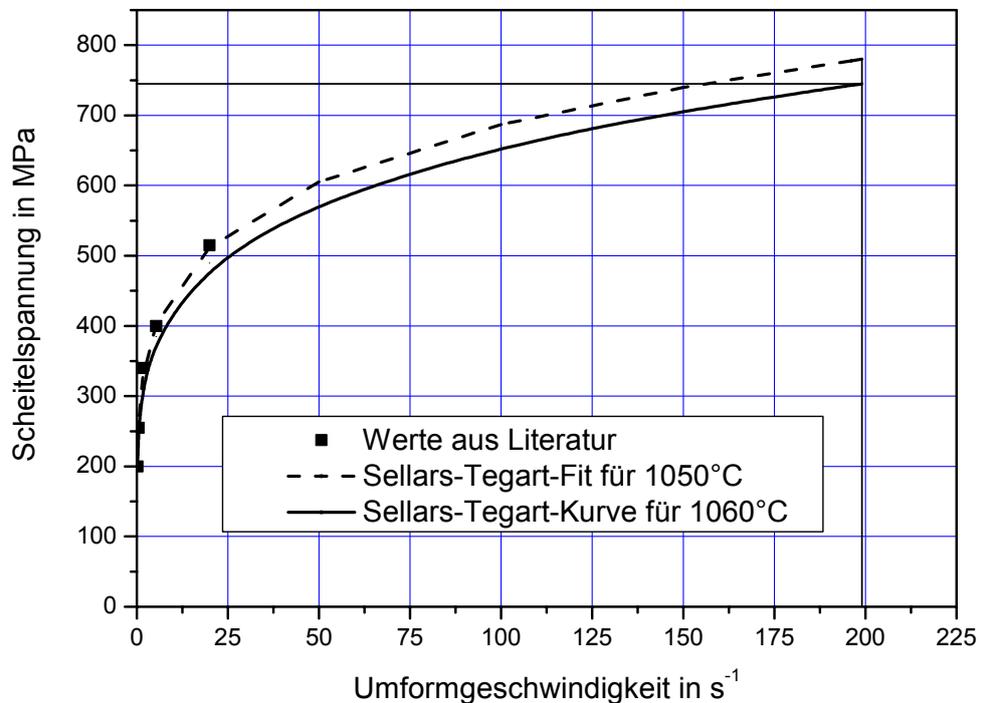


Abbildung 149: Ermittlung der Scheitelspannung σ_p für $\dot{\varphi} = 199 \text{ s}^{-1}$ und 1060 °C.

Die Dehnung φ_p , an der sich der Scheitelpunkt im Spannungs-Dehnungsdiagramm befindet, wird anhand der Messergebnisse von LÓPEZ und URCOLA [49] bestimmt. Deren Arbeit zeigte, dass $\varphi_p - \sigma_p$ - Wertepaare annähernd auf einer Geraden mit der Gleichung $\varphi_p = 0,06 + 5,906 \cdot 10^{-4} \cdot \sigma_p$ liegen. Für die Scheitelspannung $\sigma_p = 745 \text{ MPa}$ ergibt sich aus diesem Zusammenhang eine Scheiteldehnung φ_p von 0,5.

Für die Konstruktion der synthetischen Fließkurve hat man neben dem Punkt der Elastizitätsgrenze und dem Scheitelpunkt noch ein drittes Wertepaar aus den Betriebsparametern von Böhler, nämlich die Umformfestigkeit k_f von 725 MPa bei dem Vergleichsumformgrad von 0,372. Dieser Wert wurde aus einem von Böhler in Auftrag gegebenen Torsionsversuch gewonnen.

Mit diesen drei Wertepaaren (Fließgrenze, Versuchswert Böhler und Scheitelspannung) wurde die synthetische Fließkurve für $T = 1060^\circ\text{C}$, $\varphi_v = 0,372$ und $\dot{\varphi}_v = 199 \text{ s}^{-1}$ konstruiert. Sie ist zusammen mit der Fließkurve von [5] in Abbildung 150 dargestellt.

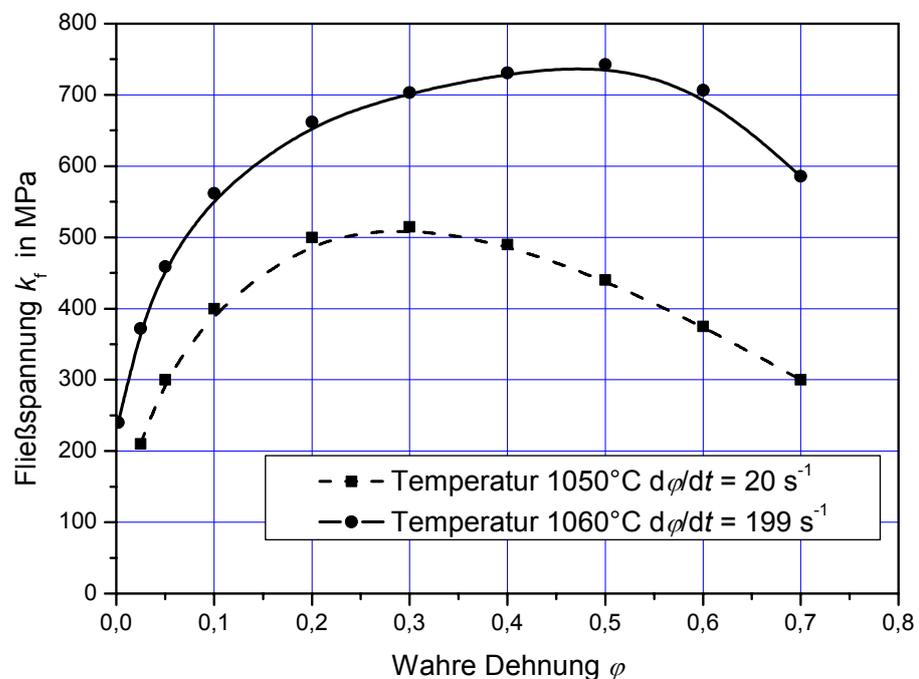


Abbildung 150: Konstruierte Fließkurve für Nicrofer 6020 für die Walzung im DB03 des zweiten Versuchs.

Es muss an dieser Stelle deutlich betont werden, dass die Konstruktion einer Fließkurve bei Vorliegen von nur drei Wertepaaren (die ebenfalls abgeleitet wurden) und der vagen Kenntnis des qualitativen Verlaufs mit großen Unsicherheiten behaftet sein muss. Hinzu kommt, dass der Draht bis zum DB03 bereits eine Vielzahl von Umformvorgängen hinter sich hat. Streng genommen müsste man also bereits den einlaufenden Draht mit einer ortsabhängigen Anfangsverformung modellieren. Da jedoch die Rekristallisation bei Temperaturen um 1100°C sehr rasch abläuft

(nach der Definition der Warmumformung schneller oder gleich schnell wie die Umformung), wurde vorausgesetzt, dass auf der Strecke zwischen zwei Drahtblöcken (ca. 3 Meter zwischen DB02 und DB03) die Ausheilung von Versetzungen vollständig abläuft (in etwa 0,4 s Laufszeit zwischen DB02 und DB03) und ein versetzungsfreies Material mit $\varphi_v = 0$ vor jedem Drahtblock vorliegt. Eine Aussage über die Qualität dieses Materialmodells kann nur durch den Vergleich zwischen der in der 3-D-FEM-Berechnung erhaltenen Walzkraft, jener von Böhler angegebenen sowie der selbständig analytisch berechneten Kraft getroffen werden.

Für die Simulation wird schließlich noch der Reibungskoeffizient zwischen Walze und Nicrofer 6020 benötigt. Da weder Messungen möglich waren, noch Literatur zu dieser speziellen Situation existiert, wurde der Reibwert anhand von Tabellen [3], die für glatte, geschliffene Stahlwalzen, Drahttemperaturen zwischen 1000 und 1100 °C, Walzgeschwindigkeiten höher 5 m/s und für das Walzen von Nickellegierungen Gültigkeit haben, mit 0,25 bestimmt.

Anhang C Ermittlung der notwendigen Netzdichte für Walze und Draht

Wie bei den thermomechanischen Berechnungen ist auch für die strukturmechanische Analyse die Wahl der Elementgröße von entscheidender Bedeutung für die Qualität der Ergebnisse. Die größte Aufmerksamkeit ist wegen des keramischen Walzenwerkstoffes dem Zugspannungsbereich am Rand der Kontaktzone zu widmen. Der zugbelastete Bereich erstreckt sich über wenige Millimeter, die Diskretisierung des FE-Netzes muss dementsprechend fein sein. Um diese notwendige Netzdichte zu ermitteln, wurde zunächst ein einfaches 2-D-Modell erstellt, auf dem eine Flächenpressung, wie sie bei dem Hertz'schen Kontakt Zylinder gegen Platte auftritt, aufgebracht wurde. Abbildung 151 zeigt dieses Modell schematisch. Die Reibungskräfte können für diese Aufgabenstellung vernachlässigt werden, obwohl, wie in Abschnitt 7.3.3.4 dokumentiert, deren Einfluss auf die Spannungsverteilung auf der Walzspur nicht unerheblich ist.

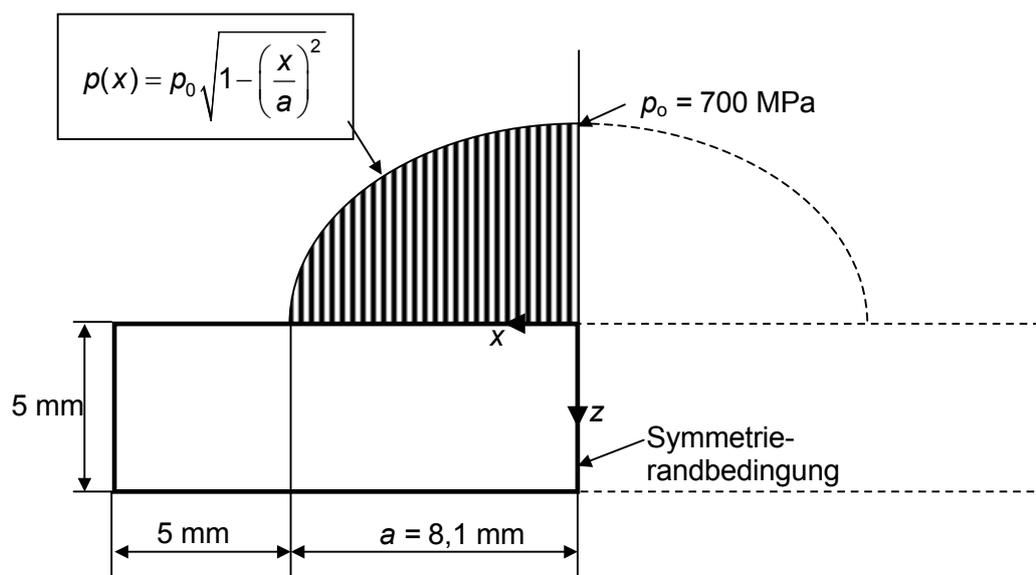


Abbildung 151: Modell zur Ermittlung der notwendigen Netzdichte für die 2-D-Walzsimulation.

Da ein symmetrischer Zylinder-Platte Kontakt angenommen wird, reicht es aus, nur eine Hälfte zu modellieren. Die Flächenpressung wird in Form der ellipsenförmigen Verteilung nach HERTZ [33] aufgebracht. Die gesamte Kontaktlänge ($2a$) beträgt in Anlehnung an die Verhältnisse im DB03 16,2 mm. Die maximale Flächenpressung p_0 wurde willkürlich mit 700 MPa festgelegt. Ermittelt wird in dieser Berechnung der Einfluss der Elementgröße auf Höhe und Lage der größten auftretenden ersten Hauptspannung. Es wurden fünf Berechnungen mit Elementgrößen von 0,4, 0,2, 0,1, 0,05 und 0,025 mm durchgeführt.

Die Abbildung 152 zeigt die Verteilung der ersten Hauptspannung σ_1 für vier Netzichten. Die Darstellung der Verformung ist überzeichnet.

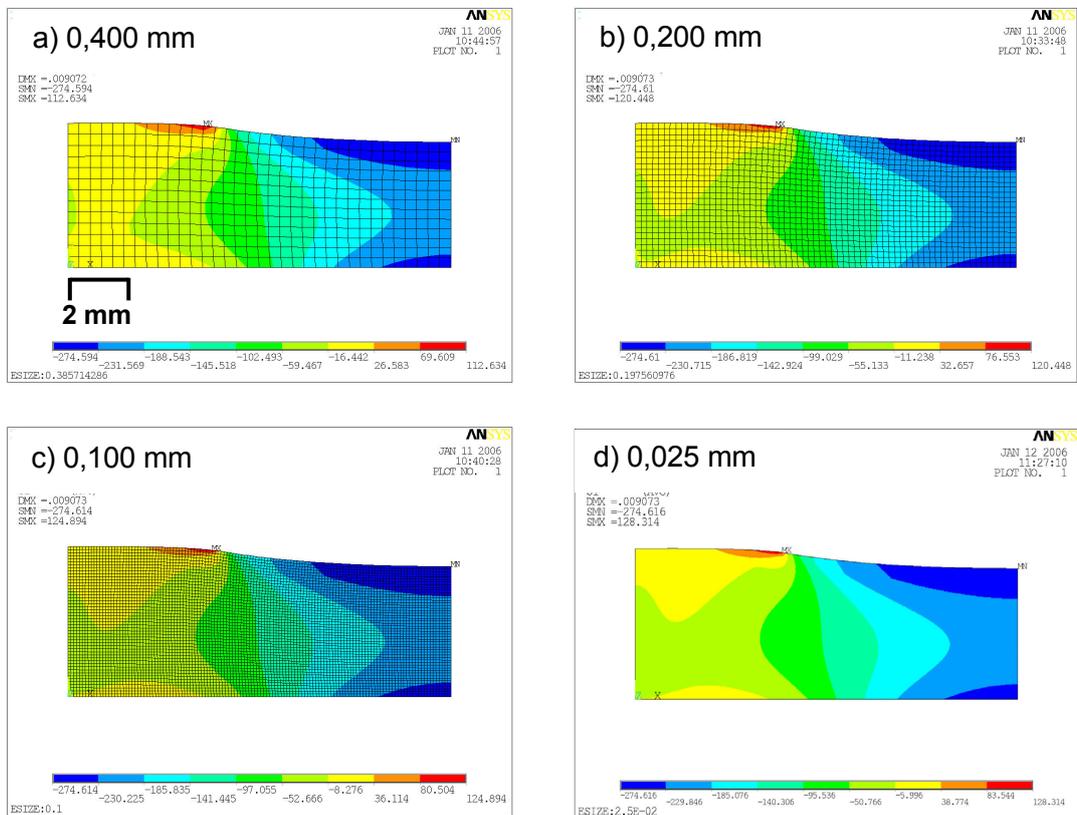


Abbildung 152: Verteilung der ersten Hauptspannung für vier verschiedene Netzichten. Netz in d) nicht mehr dargestellt.

Abbildung 153 zeigt die errechnete maximale Zugspannung $\sigma_{1,max}$ in Abhängigkeit von der verwendeten Elementgröße.

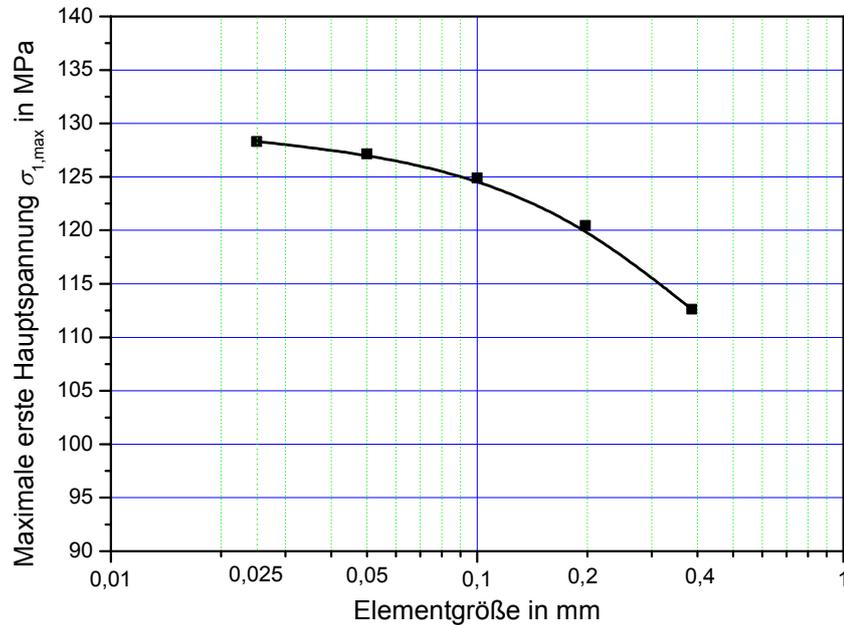


Abbildung 153: Einfluss der Elementgröße auf den Wert der maximalen ersten Hauptspannung.

Die größte auftretende Zugspannung nähert sich mit kleiner werdender Elementgröße einem Grenzwert von 129 MPa an. Bei einer Elementgröße von 0,2 mm errechnet sich $\sigma_{1,max}$ zu 120 MPa. Der Fehler relativ zu dem Grenzwert beträgt dann -6,6 %. Bei einer Elementgröße von 0,1 mm beläuft sich der Fehler auf nur noch -3,2 % (siehe Tabelle 22). Diese Werte sind für die Wahl der Elementgröße in der 2-D- und 3-D-Walzsimulation von großer Bedeutung, da man einerseits den Rechenfehler gering halten muss (also fein vernetzen soll), andererseits hinsichtlich Rechenzeit sowie Speicherkapazität Beschränkungen unterworfen ist, da keine beliebig kleinen Elementgrößen möglich sind.

Tabelle 22: Maximale erste Hauptspannung und Rechenfehler.

Elementgröße in mm	Max. erste Hauptspannung in MPa	Fehler in % bezogen auf 129 MPa
0,4	112,6	-12,7
0,2	120,4	-6,6
0,1	124,9	-3,2
0,05	127,2	-1,4
0,025	128,3	-0,5

Neben dem Zahlenwert der maximalen Zugspannung ist auch deren Position von Interesse. Nach der Theorie von HERTZ [33] tritt diese an der Oberfläche, genau am Rand der Kontaktzone auf. In Abbildung 154 sind die Verläufe der ersten Hauptspannung für die unterschiedlichen Netze im Bereich des Überganges von belastetem zu unbelastetem Bereich¹ aufgetragen.

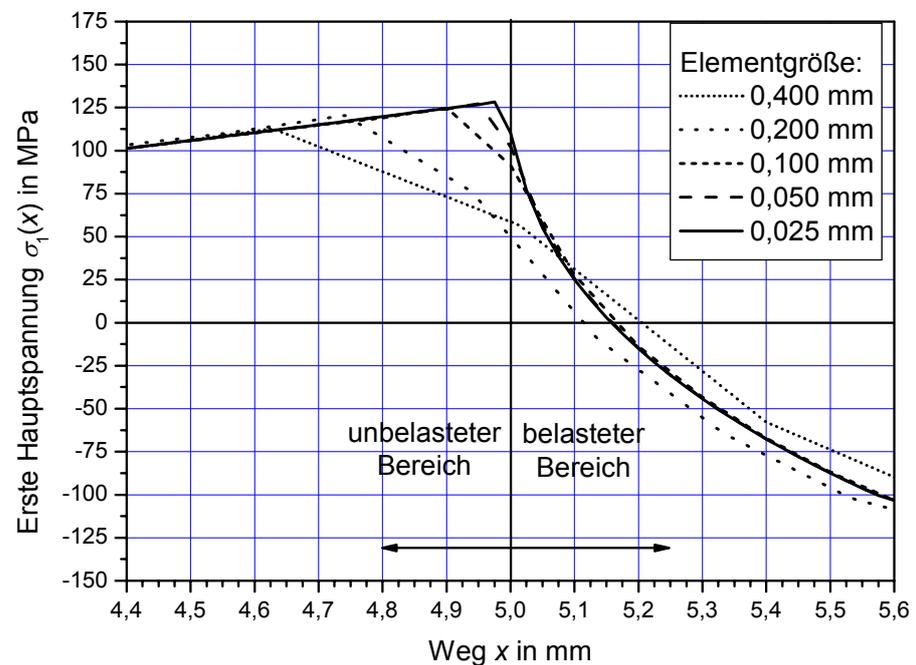


Abbildung 154: Verlauf der ersten Hauptspannung an der Oberfläche für fünf verschiedene Netzdichten.

¹ Die im FE-Modell aufgebraachte Druckbelastung beginnt in einem Abstand von 5 mm vom linken Rand.

Es kann festgestellt werden, dass die Entfernung des numerisch bestimmten Zugspannungsmaximums von der theoretischen Position (dem Kontaktrand) der Elementgröße entspricht. Der Zugspannungsverlauf ist bei den Netzen mit Elementgrößen von 0,1 mm und kleiner annähernd deckungsgleich. Lediglich in der Nähe der maximalen Zugspannung zeigen sich, wie zuvor beschrieben, geringe Unterschiede.

Für die folgende 2-D Berechnung empfiehlt sich somit im Kontaktbereich die Wahl einer Elementgröße in Walzenumfangsrichtung von 0,1 mm, um den Fehler für die Zugspannung unter 3 % zu halten. Falls die Genauigkeit des örtlichen Spannungsverlaufs als untergeordnetes Kriterium eingestuft wird, wäre auch eine Elementgröße von 0,2 mm noch vertretbar. Man unterschätzt damit die maximale Zugspannung um ca. 6 %.

Neben dem tangentialen Verlauf der ersten Hauptspannung ist auch die Ausbildung in die Walze hinein von Bedeutung. Für die später durchzuführende Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors benötigt man eine möglichst genaue Kenntnis über diesen radialen Spannungsverlauf. Abbildung 155 zeigt die Auswertung der ersten Hauptspannung in Tiefenrichtung für die fünf verschiedenen Netzdichten.

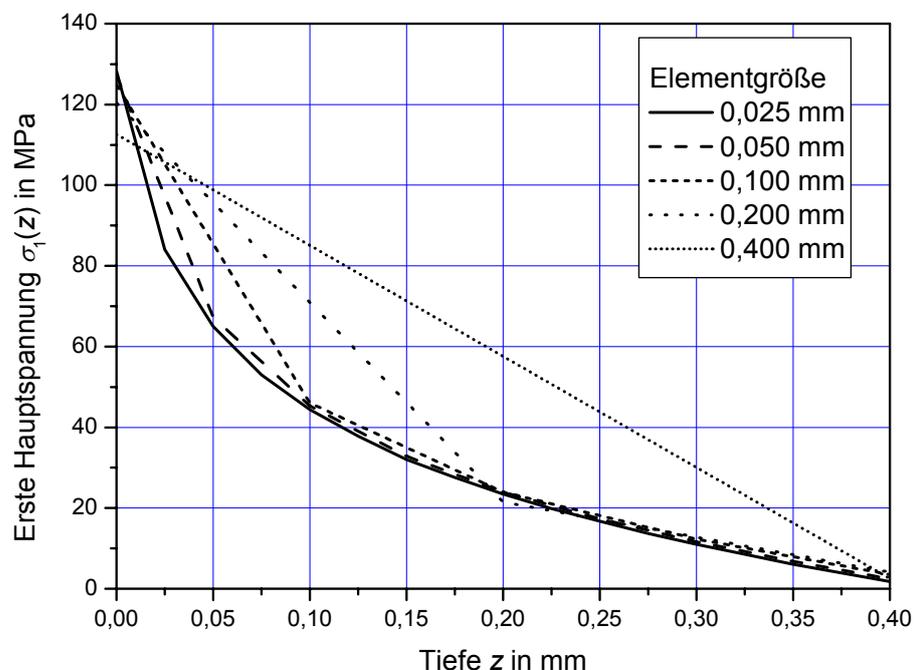


Abbildung 155: Verlauf der ersten Hauptspannung in Tiefenrichtung für fünf verschiedene Netzdichten.

Man erkennt deutlich, dass der radiale Spannungsverlauf weit stärker von der Elementgröße abhängig ist als dies bei dem tangentialen Verlauf an der Oberfläche der Fall war. Erst mit der Elementgröße von 0,025 mm lässt sich der steile Spannungsabfall an der Oberfläche gut auflösen.

Für eine genaue Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors sollte demnach die Elementschicht direkt an der Oberfläche nicht dicker als 0,025 mm sein. Zwei nachfolgende Schichten mit 0,050 und 0,100 mm können eine hinreichend genaue Ermittlung des Spannungsverlaufes in größerer Tiefe gewährleisten. Ab der vierten Elementschicht kann man in Hinblick auf eine geringe Gesamtelementanzahl noch weiter vergrößern.

Basierend auf den in diesem Abschnitt gefundenen Ergebnissen sollte die Vernetzung der Walze in den 2-D- und 3-D-Walzmodellen gemäß der Darstellung in Abbildung 156 erfolgen.

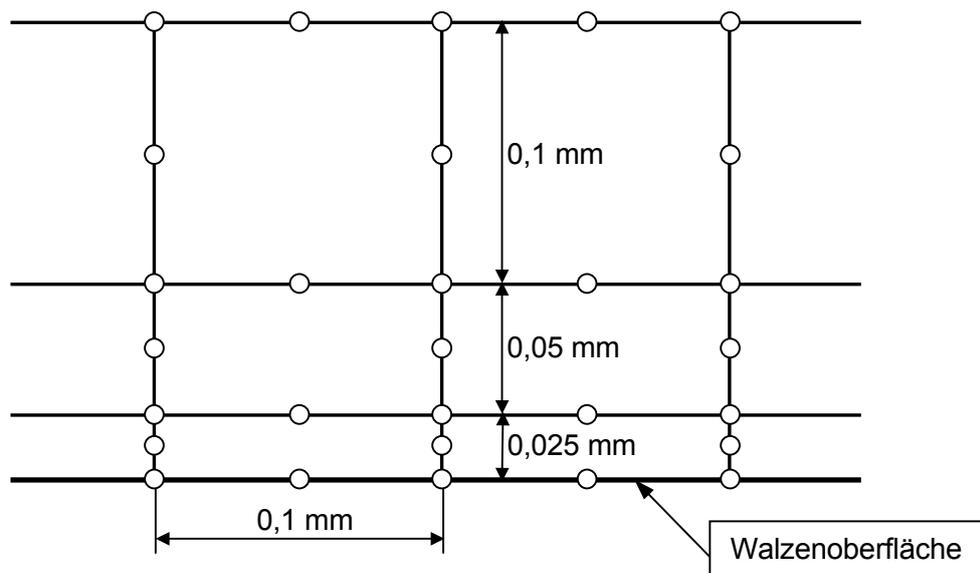


Abbildung 156: Für eine hinreichend genaue Berechnung des kontaktinduzierten Zugspannungsfelds geeignetes Finite-Elemente-Netz.

Damit trotz der geringen Elementgröße die Modelle noch in vernünftigen Rechenzeiten lösbar bleiben, wird der Walzvorgang beginnend mit dem Drahteinlauf nur bis zu jenem Zeitpunkt simuliert, bei dem sich ein stationärer Zustand eingestellt hat. Dies wird frühestens der Fall sein, nachdem eine Drahtposition, die zu Beginn der Berechnung in der Eintrittsebene liegt, bis zur Austrittsebene gewandert ist. Für den hier untersuchten Walzversuch (NiBasis-Legierung im DB03) wären dies

zumindest $8,47^\circ$ (das ist der Greifwinkel α) an notwendiger Walzendrehung. Das bedeutet, dass lediglich ein entsprechend großes Winkelsegment der Walze mit dem Draht in Kontakt kommt und nicht der komplette Walzenumfang mit oben dargestellter Netzdichte diskretisiert werden muss.

Nachdem die Vernetzung für die Walzenoberfläche ermittelt wurde ist, muss noch die notwendige Netzdichte für den Draht bestimmt werden. Zum einen soll die Walzkraft hinreichend genau berechnet werden können, wofür vor allem die Elementgröße im Inneren des Drahtes ausschlaggebend sein wird, zum anderen muss das Netz auf der Drahtoberfläche fein genug sein, um den Zugspannungsverlauf auf der Walzenoberfläche möglichst genau ermitteln zu können. Die Elementgröße an der Drahtoberfläche legt nämlich auch die Größe der Kontaktelemente fest, die später zwischen Walze und Draht erzeugt werden.

Als erster Schritt wird anhand eines 2-D-Modells der Einfluss der Drahtelementgröße auf die notwendige Umformkraft untersucht. Da sich der Draht im realen Walzvorgang längen kann, wurde für die 2-D-Elemente ein Verhalten wie bei Vorliegen eines ebenen Spannungszustandes (ESZ) definiert. Abbildung 157 zeigt das Modell für eine Drahtelementgröße von 0,5 mm.

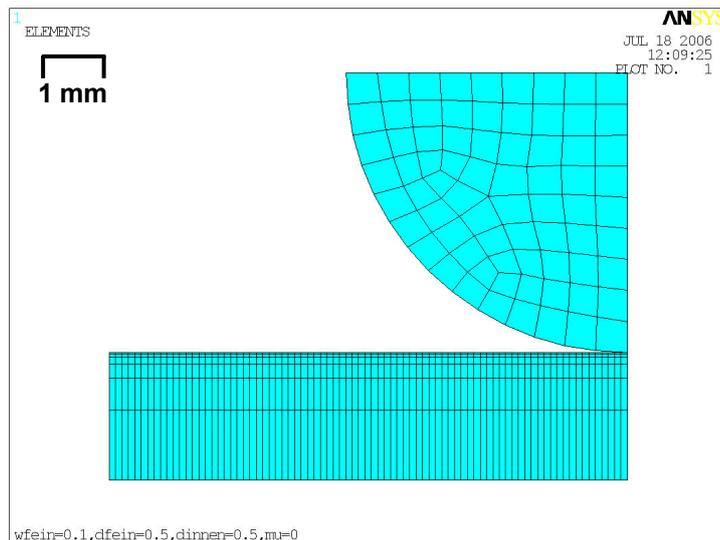


Abbildung 157: 2D-Modell zur Bestimmung der notwendigen Netzdichte im Draht.

In diesem einfachen Modell wird ein Viertel eines kreisförmigen Drahtquerschnittes mit einem Durchmesser von 8,79 mm auf eine ebene Fläche gedrückt. Die Materialeigenschaften des Drahtes entsprechen jenen des Nicrofer 6020 bei Umformung im DB03. Die Rechteckfläche, auf welche der Draht gedrückt wird, stellt die Walzenoberfläche dar und wurde wie weiter oben beschrieben vernetzt (siehe Abbildung 156). Dieser Bereich wurde mit den Materialeigenschaften des Si_3N_4 versehen. Die obere horizontale Linie des Drahtes wird um 1,34 mm nach unten gedrückt. Zwischen den beiden Komponenten wurde Kontakt definiert.

Der Draht wird für die Auswertung des Einflusses der Drahtelementgröße auf die Umformkraft gleichmäßig mit Elementgrößen von 0,1 bis 1 mm vernetzt - eine Elementgröße pro Rechenlauf. Da es sich um ein 2-D-Modell handelt, ist die berechnete „Umformkraft“ eine Linienlast mit der Einheit N/m.

In Abbildung 158 ist der von Mises Vergleichsumformgrad φ_v im Draht nach der Umformung für Elementgrößen von 0,1 und 0,7 mm dargestellt.

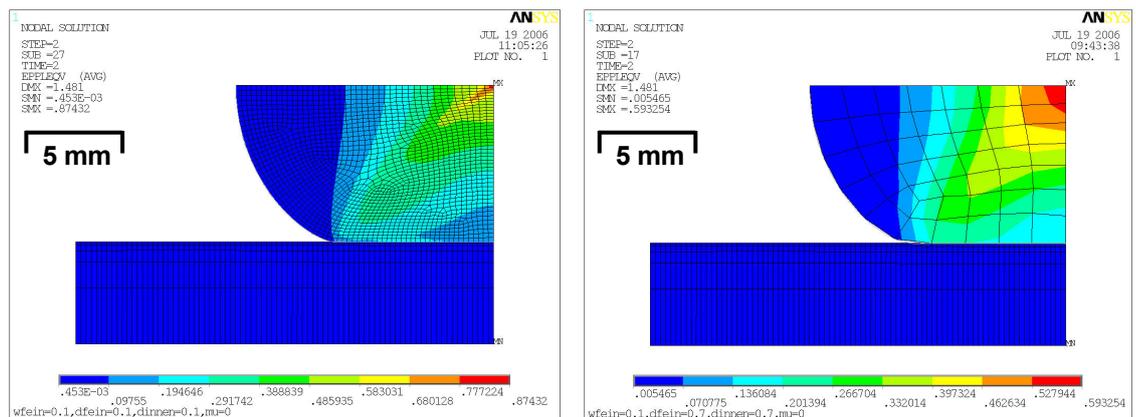


Abbildung 158: Vergleichsumformgrade für Vernetzung des Drahtes mit 0,1 mm (links) und 0,7 mm (rechts) Elementgröße.

Abbildung 159 zeigt die Abhängigkeit der Umformkraft von der Vernetzungsfeinheit. Das Modell reagiert relativ unempfindlich auf die Variation der Elementgröße. Zwischen 0,1 und 0,7 mm bleibt die Linienumformkraft annähernd konstant (zwischen 2587 und 2632 N/mm), erst bei weiter zunehmender Elementgröße zeigen sich kleinere Schwankungen.

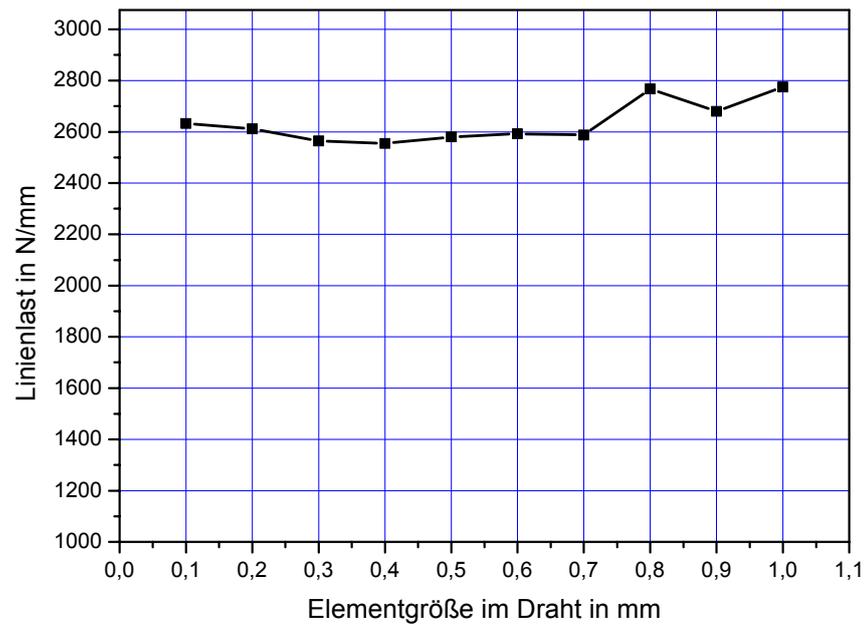


Abbildung 159: Abhängigkeit der Linienlast von der Drahtelementgröße.

Eine Vernetzung des Drahtinneren mit einer Elementgröße von 0,7 mm kann demnach in Hinblick auf eine möglichst korrekte Erfassung der Walzkraft bei gleichzeitig geringer Modellgröße als gerade noch zulässig eingestuft werden.

Als letzter Schritt ist noch die notwendige Netzfeinheit an der Oberfläche des Drahtes zu klären. Dazu wird wieder obiges 2-D-Modell verwendet, wobei man nun unterschiedliche Netzgrößen an der Drahtoberfläche und im Drahtinneren verwendet. Das Drahtinnere wird mit 0,7 mm-Elementen vernetzt, die Oberfläche variierend von 0,025 bis 1 mm und so der Einfluss der Elementgröße im Kontaktbereich auf die in der Walze auftretende maximale Zugspannung ermittelt.

Abbildung 160 zeigt eines der berechneten FE-Modelle mit unterschiedlichen Netzgrößen auf der Drahtoberfläche (hier 0,01 mm) und im Drahtinnerem (0,7 mm).

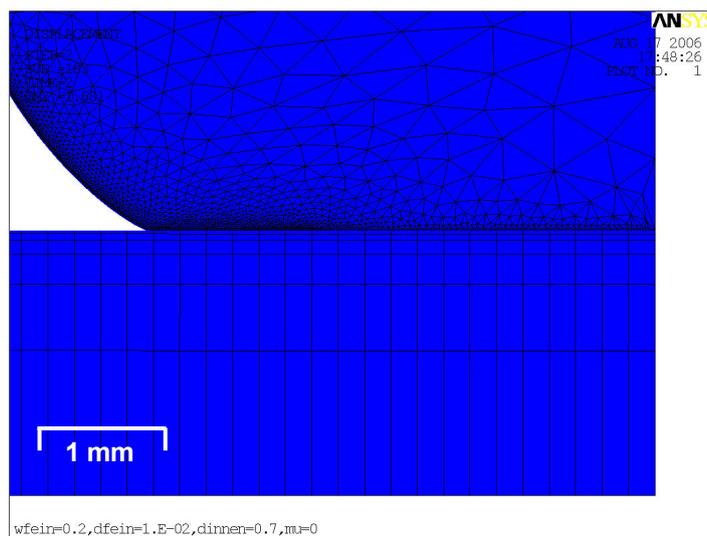


Abbildung 160: 2D-Modell zur Bestimmung der notwendigen Netzdicke auf der Drahtoberfläche.

In Abbildung 161 ist die durch den Kontakt verursachte erste Hauptspannung in der „Walze“ dargestellt.

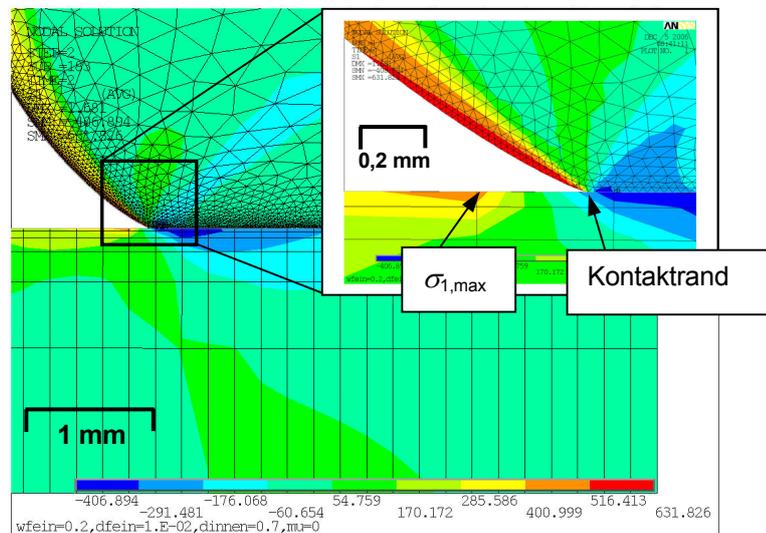


Abbildung 161: Lage der größten ersten Hauptspannung in der „Walzen“oberfläche.

Die maximale Zugspannung tritt bei der numerischen Berechnung nicht am tatsächlichen Kontakttrand auf, da sich an dieser Stelle im allgemeinen Fall kein Knoten des Walzenelements befinden wird und somit dort auch kein Spannungswert berechnet wird. Die numerisch berechnete maximale Zugspannung findet sich deshalb erst am ersten außerhalb des Kontaktbereiches liegenden Knoten. Falls die Vernetzung der Walzenoberfläche zu grob ist, und dieser Knoten weit vom Kontakttrand entfernt liegt, wird die Zugspannung überschätzt, da die Resultate an den Integrationspunkten fehlerhaft auf die Knotenpunkte extrapoliert werden.

Entgegen den Resultaten in der einfacheren Berechnung mit der elliptischen Druckverteilung, stellte sich in dieser Rechnung heraus, dass eine Elementgröße von 0,1 mm auf der Walzenoberfläche viel zu grob ist. Das zeigt die Abbildung 162, in welcher die Abhängigkeit der größten auftretenden Zugspannung von der Elementgröße an der Drahtoberfläche für vier verschiedene Netzdichten auf der Walzenoberfläche dargestellt ist.

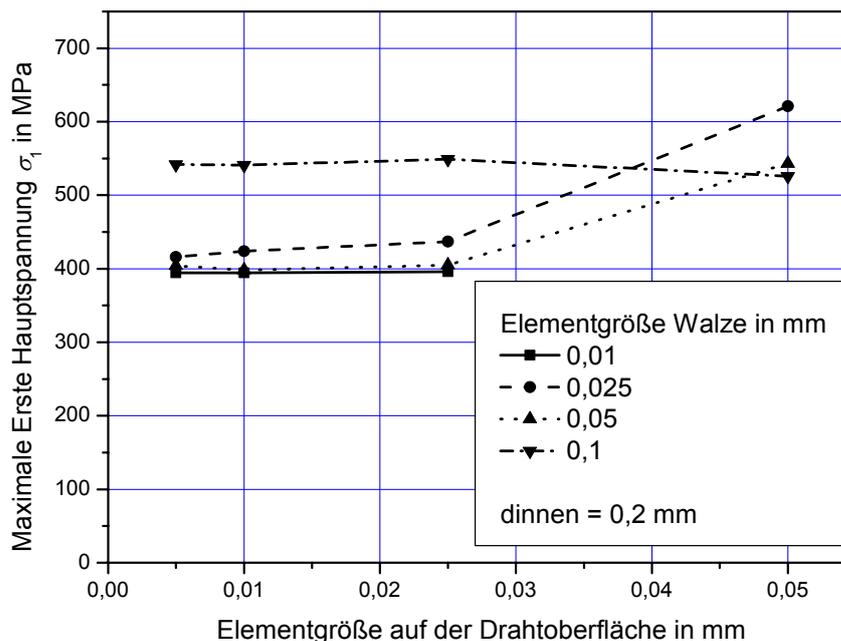


Abbildung 162: Abhängigkeit der maximalen Zugspannung von der Elementgröße an der Drahtoberfläche. („dinnen“ in der Legende bezeichnet die Elementgröße im Drahtinneren).

Man erkennt aus obigem Diagramm deutlich, dass bei der Berechnung mit beiden Kontaktpartnern die Vernetzung der Walze mit einer Elementgröße von 0,1 mm noch zu einer Zugspannung von 550 MPa führt, und erst ab einer Elementgröße kleiner als 0,025 mm für Walzen- und Drahtoberfläche einem numerisch stabilen Wert entgegenstrebt.

Falls man die Walze und den Draht im gesamten Kontaktbereich mit 0,025 mm vernetzen würde, wäre das 3-D-Modell aufgrund der hohen Elementanzahl nicht mehr in vernünftigen Zeiten rechenbar. Deshalb wurde die feine Vernetzung nur in jenen Bereichen von Draht und Walze durchgeführt, die in der Umgebung des Kontaktrandes liegen.

Auch diese Art der Vernetzung wurde zunächst im 2-D-Modell, nun bereits mit den Konturen von Walze und Draht wie im DB03 vorliegend, erprobt. Abbildung 163 zeigt das unverformte und verformte Netz mit lokal fein vernetztem Bereich um den Kontaktrand herum.

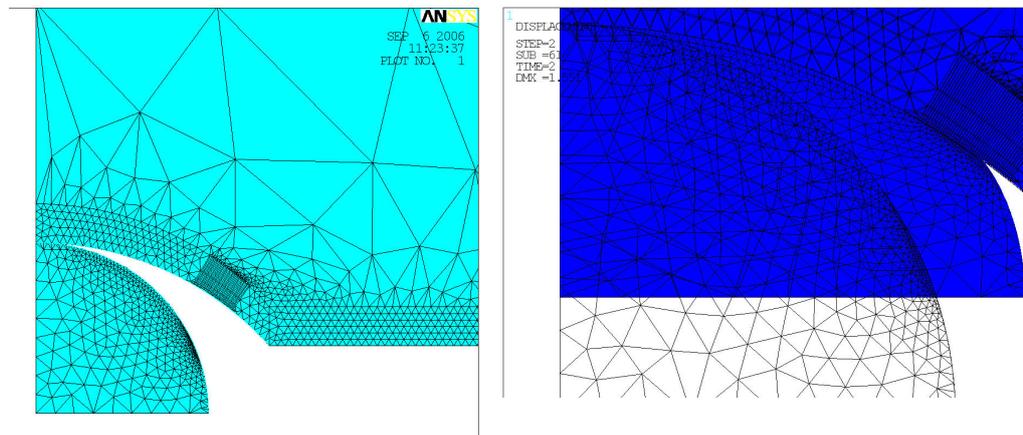


Abbildung 163: 2-D-FE-Modell mit feiner Vernetzung am Kontaktrand. Rechts: Unverformtes Netz, Links: Verformtes und unverformtes Netz in vergrößerter Ansicht.

In dem oben dargestellten Modell wurde der Draht unter Annahme des Vorliegens eines ebenen Spannungszustandes modelliert. Die berechnete Drahtverbreiterung während der Umformung beträgt 1,545 mm, die gemessene im DB03 ist mit 1,560 mm nur um 0,015 mm bzw. 1 % größer. Das heißt, dass bereits das 2-D-Modell brauchbare Ergebnisse liefern kann. Die größte Zugspannung in der Walze errechnet sich in diesem 2-D-Modell zu 420 MPa.

Die in Abbildung 163 dargestellte Art der selektiven Vernetzung kann auch im 3-D-Modell angewendet werden. So kann eine hohe Genauigkeit bei der Berechnung der kontaktinduzierten Zugspannungen in der Walze bei einer gleichzeitig geringen Gesamtelementanzahl gewährleistet werden. Das Finite-Elemente-Netz für die 3D-Berechnung ist in Kapitel 7.3 (3-D-Finite-Elemente-Berechnung) beschrieben.