

Simulation sowie experimentelle Untersuchung von Materialschädigungen bei Umformprozessen

DOMINIK WICK



SIEGENER WERKSTOFFKUNDLICHE BERICHTE | BAND 22/2019
HERAUSGEBER: PROF. DR.-ING. HABIL. H.-J. CHRIST



Dominik Wick

Simulation sowie experimentelle Untersuchung von Material-
schädigungen bei Umformprozessen

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen
Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über
<http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Dissertation, Universität Siegen, 2019

Herausgeber:
Prof. Dr.-Ing. habil. H.-J. Christ
Lehrstuhl für Materialkunde und Werkstoffprüfung
Institut für Werkstofftechnik
Paul-Bonatz-Str. 9-11
Universität Siegen
D-57068 Siegen

© Copyright Dominik Wick 2019

© Copyright Lehrstuhl für Materialkunde und Werkstoffprüfung,
Universität Siegen 2019

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdruckes,
der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung
in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

urn:nbn:de:hbz:467-15259
<https://dspace.ub.uni-siegen.de/handle/ubsi/1525>
<https://doi.org/10.25819/ubsi/467>
ISSN 2193-5114

Simulation sowie experimentelle Untersuchung von Materialschädigungen bei Umformprozessen

Dissertation
zur Erlangung des akademischen Grades
DOKTOR-INGENIEUR

vorgelegt von
M.Sc. Dominik Wick
aus Bad Berleburg

eingereicht dem
Department Maschinenbau
an der Fakultät IV der Universität Siegen
April 2019

Erstgutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. H.-J. Christ
Zweitgutachter: PD Dr.-Ing. habil. R. J. Hellmig

Tag der mündlichen Prüfung: 05. April 2019

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkstofftechnik der Universität Siegen und meiner Teilzeitbeschäftigung bei der Firma EJOT GmbH & Co. KG. Besonderer Dank gilt dem Leiter des Lehrstuhls, Herrn Prof. Dr.-Ing. H.-J. Christ für seine aktive Betreuung und Unterstützung, seine konstruktiven Diskussionen und sein stetiges Vertrauen in das Gelingen meiner Arbeit während der gesamten Promotionszeit.

Ein großer Dank gilt der Firma EJOT, insbesondere dem Geschäftsführer Herrn W. Schwarz, der mir dieses Promotionsprojekt erst ermöglicht hat und auch für die Finanzierung meiner Stelle am Lehrstuhl für Werkstofftechnik verantwortlich war. Durch die freundschaftliche und kollegiale Zusammenarbeit zwischen der Universität Siegen und der Firma EJOT konnte ich mich optimal in vielen Gebieten weiterentwickeln.

Herrn Privatdozent Dr. R. J. Hellmig, Leiter der Abteilung Forschung und Entwicklung der Firma EJOT, gebührt mein besonderer Dank für die Ermöglichung und die kritische Durchsicht meiner Arbeit und die hochgeschätzten Anregungen. Ebenso wie bei meiner Bachelor- und Masterarbeit schenkte er mir während der Promotionszeit stets ein offenes Ohr und sein volles Vertrauen, wobei er mich fortwährend entschlossen fachlich unterstützt hat.

Ferner bedanke ich mich recht herzlich bei den Kollegen der Abteilung F&E, insbesondere bei Herrn Dipl.-Ing. M. Achenbach und Herrn Dipl.-Ing. L. Reinhardt, welche mir immer tatkräftig zur Seite gestanden sind und mich auf sämtlichen theoretischen und vor allem praktischen Gebieten unterstützt haben. Weiterhin habe ich ein hervorragendes Arbeitsklima kombiniert mit einer sehr großen Hilfsbereitschaft in der Abteilung F&E erleben dürfen. Überaus wertvolle Hilfe habe ich von Herrn Dipl.-Ing. I. Selimi erhalten, der mir während meiner gesamten Promotionszeit viele wichtige Modellierungshilfen geben konnte und mir stets zur Seite stand. Unvergesslich bleiben die lustigen Zeiten im Büro.

Allen Mitarbeitern des Instituts für Werkstofftechnik der Universität Siegen möchte ich recht herzlich für die offene Arbeitsatmosphäre und ihre freundschaftliche, kollegiale Unterstützung sowie Hilfsbereitschaft danken. Ohne deren Hilfe wäre die Arbeit nicht in der vorliegenden Qualität möglich gewesen. Wesentlich zum Erfolg der Arbeit trugen die studentischen Hilfskräfte M. Walter, M. Dutschk, H. Tahmaz und F. Schneider des Lehrstuhls bei, welche mir durch die enge Zusammenarbeit viel experimentelle Arbeiten abnehmen konnten. Auch entstanden intensive fachliche Diskussionen mit den Doktoranden des Instituts für Werkstofftechnik, welche wesentlich zum Erfolg meiner Arbeit beigetragen haben. Hervorzuheben an dieser Stelle sind A. Grigorescu, A. Kolyshkin und B. Dönges. Ein besonderer Dank geht an A. Grigorescu, der mich tatkräftig bei den TEM-Untersuchungen unterstützt hat. Ebenso ist hier Dr. rer. nat. Y. Sakalli zu nennen, der mir zu Ende meiner Promotionszeit bei den TEM-Untersuchungen unter die Arme gegriffen hat. In Zusammenhang mit den rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen möchte ich an dieser Stelle Herrn A. El-Chaik für die Hilfestellungen sowie praktischen Ratschläge danken.

Weiterhin danke ich Herrn Dipl.-Ing. P. Kramer von der Technischen Universität Darmstadt in seiner Funktion als Abteilungsleiter für Tribologie für die enge Zusammenarbeit und tatkräftige Unterstützung bei der Durchführung der notwendigen tribologischen Versuche.

Besonders möchte ich an dieser Stelle Herrn Dr. H. Pfaff von Agilent Technologies Sales and Services GmbH danken, welcher mir die Möglichkeit eröffnete, sämtliche Versuche der

Nanoindentierung unentgeltlich in Zusammenarbeit mit ihm durchzuführen.

Ganz herzlich danke ich meinen Freunden, Bekannten, Verwandten, Fußball- und Imkerkollegen für das ständige Verständnis der zusätzlichen Belastung.

Ein sehr großer Dank gebührt meiner Familie, welche mich während der gesamten Zeit ermutigt, sowie direkt oder indirekt unterstützt hat.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Zielsetzung	1
2	Grundlagen und Literaturkenntnisstand	3
2.1	Kaltumformung	3
2.1.1	Werkstoffeinfluss	4
2.1.2	Spannungseinfluss	5
2.1.3	Arten des Werkstoffversagens	7
2.2	Metallphysikalische Grundlagen	7
2.2.1	Kristallaufbau	7
2.2.2	Gitterfehler, Versetzungen und Versetzungsbewegungen	8
2.2.3	Rekristallisation	9
2.3	Bestimmung des Formänderungsvermögens	10
2.3.1	Makroskopisch, zeitunabhängige Schädigungsansätze	10
2.3.2	Makroskopisch, zeitabhängige Schädigungsansätze	11
2.3.3	Mikromechanische Schädigungsansätze	12
2.4	Tribosystem	15
2.4.1	Reibung	16
2.4.2	Verschleiß	17
2.4.3	Schmierung	18
2.4.4	Reibwertermittlung	19
2.5	Grundlagen der Materialermüdung	19
2.5.1	Wechselverformungskurve	20
2.5.2	Spannungs-Dehnungs-Hysterese	21
2.5.3	Wöhlerdiagramm	22
2.5.3.1	Abgrenzungsverfahren	23
2.5.3.2	Treppenstufenverfahren	24
2.5.3.3	$\arcsin P$ -Transformation	24

2.6	Gewindeherstellung.....	26
2.6.1	Charakteristische Kenngrößen.....	26
2.6.2	Herstellverfahren.....	28
2.6.3	Mannesmanneffekt.....	29
2.7	Walzprozess.....	30
2.7.1	Aufbau der Anlage.....	31
2.7.2	Aufbau der Walzbacken.....	33
2.7.3	Prozessüberwachung.....	38
2.7.4	Fehler und Ursachen beim Gewindewalzen.....	42
3	Experimentelle Untersuchungen.....	46
3.1	Rüsten der Walzmaschine.....	46
3.1.1	Einbau der Walzbacken.....	47
3.1.2	Einstoßschieber.....	48
3.1.3	Walzspalt.....	48
3.1.4	Einlaufprobe.....	49
3.1.5	Berechnung des DMI-Balkens.....	51
3.2	Ideal ausgewalzte Schraube.....	53
3.2.1	Stadienmuster.....	54
3.2.2	Mikroskopie.....	54
3.2.3	Metallographie.....	58
3.2.4	EBSD-Untersuchungen.....	59
3.2.5	Prozessüberwachung.....	60
3.2.6	Zusammenfassende Beurteilung.....	62
3.3	Werkstoffbezogene Untersuchungen.....	63
3.3.1	Draht.....	63
3.3.2	Walzwerkzeuge.....	64
3.4	Typische Fehleinrichtungen - neue Walzwerkzeuge.....	65
3.4.1	Falsche Zuführung und falsche Walzbackenausrichtung.....	65

3.4.1.1 Walzbackenausrichtung	66
3.4.1.2 Zuführschiene nicht rechtwinklig	67
3.4.1.3 Gekippte Walzbacken	69
3.4.1.4 Prozessüberwachung.....	70
3.4.2 Falsche Druckeinstellungen	72
3.4.2.1 Zu niedriger Einlaufdruck	73
3.4.2.2 Zu hoher Einlaufdruck	74
3.4.2.3 Zu niedriger Auslaufdruck	75
3.4.2.4 Zu hoher Auslaufdruck	76
3.4.2.5 Prozessüberwachung.....	78
3.4.3 Zusammenfassende Beurteilung	80
3.5 Typische Fehleinrichtungen - verschlissene Walzwerkzeuge	81
3.5.1 Ideale Walzmaschineneinrichtung	83
3.5.2 Walzbackenausrichtung	86
3.5.3 Zu niedriger Einlaufdruck	87
3.5.4 Zu hoher Einlaufdruck	87
3.5.5 Zu niedriger Auslaufdruck	88
3.5.6 Zu hoher Auslaufdruck	89
3.5.7 Prozessüberwachung.....	89
3.5.8 Zusammenfassende Beurteilung	89
3.6 Zusammenfassung der typischen Fehleinrichtungen	91
4 FE-Analyse des Walzprozesses	93
4.1 Vorgehensweise	93
4.2 3D-Modelle der Walzwerkzeuge	95
4.3 Geschwindigkeitsbestimmung der beweglichen Walzbacke.....	99
4.4 Materialmodell	100
4.4.1 Zugversuche.....	100
4.4.2 Druckversuche	105
4.4.3 Nanoindentierung	109
4.5 Reibmodell.....	112

4.5.1 Versuchsaufbau und -programm.....	112
4.5.2 Bestimmung der Proben- und Stempelgeometrie	114
4.5.3 Auswertung der Gleitstauchversuche.....	115
4.6 Schädigungsmodelle	117
4.6.1 Cockcroft und Latham	117
4.6.2 Lemaitre.....	118
4.6.3 Phasenfeldansatz	119
5 Simulation des Gewindewalzens – DELTA PT®-Gewinde	121
5.1 Simulation der Vorgeschichte (Pressen).....	121
5.2 Aufbau der Gewindewalzsimulation.....	123
5.3 Simulation der Auffederung der beweglichen Walzbacke	124
5.4 Stadienmuster – Experiment vs. Simulation	125
5.5 Vergleich zum Gleitstauchversuch.....	126
5.6 Simulation der Rückfederung der elastischen Anteile	127
5.7 Simulation materialflussbedingter Schädigungen	127
5.8 Simulation von Hohlwalzungen.....	129
5.9 Simulation mit verschlissenen Walzbacken	132
5.10 Simulation des Risswachstums bei unterschiedlichen Materialschädigungen	133
5.10.1 Schraube ohne Risse - elastische und elastisch-plastische Rechnung -.....	134
5.10.2 Risse im Gewindegrund und in den -flanken	135
5.10.3 Hohlgewalzte Schrauben mit Rissen im Gewindegrund und in den -flanken ...	136
5.11 Zusammenfassende Beurteilung	136
6 Anwendungsbeispiel 1: Spindel	138
6.1 Problemstellung.....	138
6.2 Simulationsergebnisse der verkürzten Spindel	138
6.2.1 Materialflussbedingte Auffälligkeiten	139
6.2.2 Schädigungsentwicklung im Spindelkern	140
6.2.3 Taumelbewegungen der Spindel.....	143

6.3	Simulationsergebnisse der kompletten Spindel	144
6.4	Verifikation der Ergebnisse	146
7	Anwendungsbeispiel 2: Schneckenwelle	147
7.1	Problemstellung	147
7.2	Simulationsergebnisse	147
7.3	Verifikation der Ergebnisse	151
7.4	Detektion einer Hohlwalzung mittels Körperschallwellen.....	152
8	Auswirkungen der Materialschädigungen auf das Ermü-	
	dungsverhalten von Schrauben	154
8.1	Ideal ausgewalzte Schraube	154
8.2	Schrauben mit zahlreichen Materialschädigungen	157
8.3	Schrauben aus verschlissenen Walzwerkzeugen	159
8.4	Mikrostrukturuntersuchungen der Ermüdungsproben.....	160
	8.4.1 Probenvorbereitung	160
	8.4.2 TEM-Untersuchungen	161
9	Zusammenfassung	165
10	Literaturverzeichnis	167
11	Anhang.....	177

Abbildungsverzeichnis

Bild 1.1: Schliffbilder möglicher Materialschädigungen beim Gewindewalzen.....	2
Bild 2.1: Einfluss des Spannungszustandes auf das Umformvermögen [Ste65]	6
Bild 2.2: Kristallgitter (nach [Chr04,Fri10])	8
Bild 2.3: Prinzipskizze des Schädigungsmodells nach Lemaitre [Lem84]	14
Bild 2.4: Mechanismen bei der Interaktion von Oberflächen [Eck09,Klo06]	16
Bild 2.5: Versuche für Reibwertermittlung [Mül12]	19
Bild 2.6: Von der zyklischen Verformung zum Restbruch [Sch03,Sch04]	20
Bild 2.7: Wechselverformungskurve [Chr11].....	21
Bild 2.8: Spannungsverlauf bei einer Schwingbeanspruchung (links) und Spannungs-Dehnungs-Hysterese (rechts) [Chr11].....	21
Bild 2.9: Schematisches Wöhlerdiagramm einer Aluminiumlegierung vs. Stahl nach [Chr04].....	23
Bild 2.10: Charakteristische Kenngrößen eines Gewindes [Klos07,DIN99-A]	26
Bild 2.11: Faserverlauf eines geschnittenen und gewalzten Gewindes [NN11-A]	27
Bild 2.12: Gewindewalzprozess (schematisch) [Ree78].....	28
Bild 2.13: Verschiedene Verfahren des Gewinderollens [Weg08]	29
Bild 2.14: Mannesmanneffekt (links) und Anwendungsbeispiel nach [Ber06] (rechts).....	30
Bild 2.15: Fertigungsschritte einer Schraube	31
Bild 2.16: Aufbau des Walzsystems mit einer Detailansicht der Zuführeinheit	32
Bild 2.17: Blick zwischen die Walzbacken	33
Bild 2.18: 2D-Zeichnungsableitung einer kurzen DELTA PT®-Walzbacke.....	34
Bild 2.19: Materialverdrängung vom Vormaß-Ø (blau) in die Gewindekernkontur (rot)	35
Bild 2.20: Materialflussverhalten beim Walzen (1) [DIN03-B].....	35
Bild 2.21: Materialflussverhalten beim Walzen (2) [DIN03-B].....	35
Bild 2.22: Anordnung von metrischen und nicht metrischen Walzbacken [Hec00]	37
Bild 2.23: Prozessüberwachungssystem bei der verwendeten Walzmaschine (Sensor 1 (S1) bis Sensor 6 (S6)).....	39
Bild 2.24: Ursache für vertikale Walzkräfte [Kop00]	40
Bild 2.25: DMI-Anzeige zur Visualisierung einer korrekten Walzmaschineneinstellun.....	41

Bild 2.26: Ishikawa-Diagramm für ein fehlerhaftes Gewinde: Ursachenkategorie (rot); Hauptursache (grün); Nebenursache (gelb); Wirkung: Fehlerhaftes Gewinde	45
Bild 3.1: Rüstzeitverteilung beim Gewindewalzen [Rot00].....	47
Bild 3.2: Positionierung der Walzbacken.....	47
Bild 3.3: Ablauf des Walzprozesses	48
Bild 3.4: Überprüfung der gegenseitigen Lage der Walzbacken mittels Messklotz	49
Bild 3.5: Erstellung einer Einlaufprobe zur Beurteilung der Positionierung der Walzbacken zueinander nach einer halben Rohlingsumdrehung	49
Bild 3.6: Verstellung der beweglichen Walzbacke und deren Auswirkungen auf den DMI (Varianten (1) bis (7)).....	51
Bild 3.7: Oben links und rechts im Bild sind die Kraftkurven der Sensoren 1 und 2 abgebildet. Nach Anwendung eines Algorithmus zur Generierung der Kraftminima (nahe der Nulllinie) erhält man das Bild unten links. Die optimale Spurung laut DMI nach einer halben Rohlingsumdrehung ergibt sich für die hellblaue Kurve, da hier die geringsten Kräfte auftreten, siehe in der vergrößerten Darstellung unten rechts im Bild. Zuordnung der Kurven zu Varianten: Dunkelrot (1), rot (2), orange (3), grün (4), hellblau (5), blau (6), schwarz (7)	52
Bild 3.8: Erstellung von Stadienmustern nach jeder halben Rohlingsumdrehung	54
Bild 3.9: Stadienmuster eines optimal ausgewalzten DELTA PT®-Gewindes. Bild oben: Darstellung der Spurung nach einer halben und vollen Rohlingsumdrehung. Bild unten: Aufnahmen von der Vorder- und Rückseite nach jeder halben Rohlingsumdrehung.....	55
Bild 3.10: Unterschied zwischen einer manuell und maschinell durchgewalzten Schraube	56
Bild 3.11: Kern- und Außendurchmesser sowie Unterkopfabstand und Schraubenslänge einer optimal ausgewalzten Schraube (H_1 = manuell, M_1 = maschinell nach der Erstellung der Stadienmuster, P_1 = maschinell vor der Erstellung der Stadienmuster).....	57
Bild 3.12: Schließfalte bei einer korrekt ausgewalzten Schraube (GZ= Gewindezahn.....	59
Bild 3.13: Längen der Schließfalten einer optimal ausgewalzten Schraube.....	59
Bild 3.14: Phase, Kornorientierung sowie Korngröße vor und nach dem Gewindewalzen	60
Bild 3.15: Kraftkurven der idealen Walzmaschineneinstellung der Sensoren S1-S6	61
Bild 3.16: Mikrobereichsanalyse eines Einschlusses.....	63
Bild 3.17: Standmengen von DELTA PT® 60-Walzbacken, Stand 2012	64

Bild 3.18: Falsche horizontale Walzbackenausrichtung	66
Bild 3.19: Schliffbilder bei einer zu niedrig eingebauten beweglichen Walzbacke	67
Bild 3.20: Zuführschiene nicht rechtwinklig zu den Walzwerkzeugen eingerichtet. Darstellung von mikroskopischen Aufnahmen der Vorder- und Rückseite des Walzrohlings	67
Bild 3.21: Schliffbilder von zu hoch zugeführten Rohlingen. Zu sehen ist eine Hohl- holzung nicht infolge der Walzeinstellung, sondern aufgrund zahlreicher Einschlüsse im Draht.....	68
Bild 3.22: Spaltmaße bei einem engeren Walzspalt im oberen Bereich der Walz- werkzeuge.....	69
Bild 3.23: Mikroskopische Aufnahmen von Rohlingen bei gekippten Walzbacken	70
Bild 3.24: Walzkraftverläufe der Sensoren 1 und 3 bei falscher Walzbackenaus- richtung und falscher Rohlingszuführung im Vergleich zur idealen Ein- stellung.....	71
Bild 3.25: Walzkraftverläufe der Sensoren 5 und 6 bei falscher Walzbackenaus- richtung und falscher Rohlingszuführung im Vergleich zur idealen Einstellung.....	72
Bild 3.26: Aufnahmen bei zu niedrigem Einlaufdruck.....	73
Bild 3.27: Schliffbilder bei zu niedrigem Einlaufdruck.....	74
Bild 3.28: Aufnahmen bei erhöhtem Einlaufdruck	74
Bild 3.29: Schliffbilder bei zu hohem Einlaufdruck: Überwalzungen, Risse, An- lappungen sowie Schließfalten sind zu sehen	75
Bild 3.30: Mikroskopische Aufnahmen von Rohlingen bei zu niedrigem Auslaufdruck	76
Bild 3.31: Mikroskopische Aufnahmen von Rohlingen bei zu hohem Auslaufdruck.....	76
Bild 3.32: Schliffbilder bei einem zu hohen Auslaufdruck.....	77
Bild 3.33: Walzkraftverläufe der Sensoren 1 und 3 bei unterschiedlichen Druck- einstellungen (ED: Einlaufdruck, AD: Auslaufdruck) im Vergleich zur idealen Einstellung	78
Bild 3.34: Walzkraftverläufe der Sensoren 5 und 6 bei unterschiedlichen Druckein- stellungen (ED: Einlaufdruck, AD: Auslaufdruck) im Vergleich zur idealen Einstellung.....	79
Bild 3.35: Topografie des Einlaufbereiches der langen Walzbacke (nach 715000 gewalzten Schrauben).....	82
Bild 3.36: Laufbilder der kurzen Walzbacke im Ein- und Auslaufbereich.....	83
Bild 3.37: Vergleich der Einlaufproben einer neuen und verschlissenen Walzbacke.....	83

Bild 3.38: Stadienmuster bei der Idealeinstellung mit verschlissenen Walzwerkzeugen	84
Bild 3.39: Kraftkurven von neuen und verschlissenen Walzbacken.....	85
Bild 3.40: Schliffbilder bei einer zu hoch eingebauten beweglichen Walzbacke	87
Bild 3.41: Darstellung des Gewindekerndurchmessers bei zu hohem Einlaufdruck.....	88
Bild 3.42: Schliffbilder bei zu hohem Auslaufdruck.....	89
Bild 4.1: Komponenten eines FEM-Programms [Doe10]	94
Bild 4.2: 3D-Elementtypen für die Finite-Elemente-Methode [Awi11]	94
Bild 4.3: Messung mittels eines Formmessgeräts der Firma ALICONA [NN12].....	96
Bild 4.4: Vergleich zwischen Konstruktionswerten und experimentellen Messwerten.....	97
Bild 4.5: 3D-Modelle der Walzwerkzeuge.....	98
Bild 4.6: Herleitung der Bewegungsgleichungen eines Kurbelantriebs	99
Bild 4.7: Position und Geschwindigkeit der beweglichen Walzbacke.....	100
Bild 4.8: Aufbau der verwendeten servohydraulischen Prüfmaschine	101
Bild 4.9: Wegmessung mit Dehnungsaufnehmer (links oben) und Dehnungsmessstreifen (rechts oben) sowie Darstellung der Vollbrückenschaltung (unten) nach [Fri14,Hof84-1,Hoff84]	102
Bild 4.10: Temperaturabhängiger E-Modul.....	103
Bild 4.11: Zugversuche im Vergleich zur Anpassungsfunktion	104
Bild 4.12: Zugversuche im Vergleich zur FE-Simulation.....	105
Bild 4.13: Aufbau der Wegmessung beim Druckversuch mit digitalem Höhentaster (links) und Fernfeldmikroskop (Mitte)	106
Bild 4.14: Vergleich des Spannung-Dehnung-Verhaltens berechnet aus Kolbenweg, Höhentaster, Fernfeldmikroskop und manueller Messung der Fläche	107
Bild 4.15: Druckversuche im Vergleich zum Fit	107
Bild 4.16: Simulation der Druckversuche (Prüfgeschwindigkeit 1 mm/min)	108
Bild 4.17: Kraft und Nanohärte über Eindringtiefe an sieben Messstellen in Schraubenmitte.....	109
Bild 4.18: Versuchsdurchführung der Nanoindentierung	110
Bild 4.19: Ergebnisse der Nanoindentierung als Verlauf der Nanohärte	110
Bild 4.20: Umformgrade in der Verformungslandkarte.....	111
Bild 4.21: Zuordnung der Härtewerte nach Nanoindentierung zu Fließspannungen.....	111
Bild 4.22: Druckversuche sowie Daten aus Nanoindentierung im Vergleich zum Fit	112

Bild 4.23: Schematischer Ablauf des Gleitstauchversuchs	113
Bild 4.24: Bild von der Versuchsanlage (links) sowie Zeichnungen der Gleitplatten (rechts)	113
Bild 4.25: Kraft-Weg-Verlauf unterschiedlicher Proben- und Stempelgeometrien (simulativ) beim Gleitstauchversuch	114
Bild 4.26: Proben bei unterschiedlichen Stauchkräften nach einem Gleitweg von 8 mm	115
Bild 4.27: Ergebnisse der Reibkoeffizienten aus den Gleitstauchversuchen (Stauch- kraft bei 200 kN)	116
Bild 4.28: Technisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei einer Prüfgeschwin- digkeit von 500 mm/min (Raumtemperatur) mit wichtigen Kenngrößen für das Modell nach Lemaitre	118
Bild 4.29: Relativer Schädigungswert nach Lemaitre an unterschiedlichen Proben- orten (1-8) im Zugversuch (Bruch tritt bei einer relativen Schädigung von 1 auf)	119
Bild 5.1: Simulationsmodell des Pressens (Vorstauchen)	121
Bild 5.2: Simulationsergebnisse des Pressens (Farbskala für das Schnittbild angepasst)	122
Bild 5.3: Aufbau (links) sowie Ergebnisse (rechts) des simulativen Abscher- prozesses	122
Bild 5.4: Aufbau des Simulationsmodells für das Gewindewalzen	123
Bild 5.5: Walzkräfte der Sensoren 1 und 3 in y-Richtung	124
Bild 5.6: Oben: Stadienmuster – Experiment vs. Simulation nach jeder halben Rohlingsumdrehung. Unten: Ausmessen von Außen- und Kern- durchmesser	125
Bild 5.7: Kontaktspannungen (simulativ) beim Gleitstauchversuch und beim Gewindewalzen	126
Bild 5.8: Rückfederung der elastischen Spannungsanteile	127
Bild 5.9: Links: Umformgrade zu Ende der Simulation. Mitte: Schnitt durch das Bild von links (Netzdarstellung). Rechts: Materialflussbedingte Schädigungen, wie z.B. Schließfalten, Risse und Überwalzungen	128
Bild 5.10: Darstellung der Normalspannung in alle drei Raumrichtungen	129
Bild 5.11: Hydrostatischer Druck während des Walzens an zwei verschiedenen Orten	130
Bild 5.12: Simulationsergebnisse des Mannesmanneffektes	131
Bild 5.13: 3D-CAD-Modell einer verschlissenen langen Walzbacke	132

Bild 5.14: Entwicklung der Schließfalte bei neuen und verschlissenen Walzbacken	133
Bild 5.15: 2D-CAD-Modell partitioniert (links) und mit Vierecken vernetzt (rechts), Einheiten in [mm]	133
Bild 5.16: Vernetzungen der 2D-Schraube mit der Software GMSH, Einheiten in [mm]	134
Bild 5.17: Phasenfeldvariable (rot: Riss, blau: kein Riss) bei elastischer und elastisch-plastischer Berechnung (Material: 23MnB4)	134
Bild 5.18: Phasenfeldvariable (rot: Riss, blau: kein Riss) bei Rissen im Gewinde- grund und in den -flanken (obere Reihe) sowie experimentelle Bruchbilder (untere Bilder)	135
Bild 5.19: Phasenfeldvariable (rot: Riss, blau: kein Riss) bei hohlgewalzten Schrauben mit Rissen im Gewindegrund und in den -flanken	136
Bild 6.1: Problemdarstellung: Flitterbildung im oberen Teil einer Spindel	138
Bild 6.2: Vernetzung eines Teilbereichs (links) sowie der kompletten Spindel (rechts) ...	138
Bild 6.3: Materialaufwurf kurz vor der Kalibrierstrecke (A1-Walzbacken)	139
Bild 6.4: Materialaufwurf bei A2-Walzbacken (oben) und B-Walzbacken (unten)	140
Bild 6.5: Ergebnisse bei mehr Einlauf- und weniger Auslaufdruck (A2-Walzbacken)	140
Bild 6.6: Schädigungsentwicklung im Spindelkern	141
Bild 6.7: Fließlinienentwicklung zwischen den Stadienmustern 4,5 bis 7 Rohlings- umdrehungen. Vergleich zwischen A2- und B-Walzbacken im oberen Bereich der Spindeln	142
Bild 6.8: Simulationsergebnisse bei vergrößertem Walzspalt bei B-Walzbacken	142
Bild 6.9: Definition von Punkten auf der Ober- und Unterseite des Bolzens	143
Bild 6.10: Verschiebungen der Punkte 30 und 376 quer sowie längs zur Walz- richtung	143
Bild 6.11: Verschiebungen der Punkte 30 und 376 in Spindellängsachse	144
Bild 6.12: Umformgrad im oberen (links), mittleren (Mitte) und unteren Bereich (rechts) der Spindel	144
Bild 6.13: Werkstück-Werkzeug-Kontakt (rot: Kontakt; blau: kein Kontakt)	145
Bild 6.14: Fließlinien im oberen, mittleren und unteren Bereich der Spindel in Abhängigkeit von der Prozesszeit (in % des Gesamtprozesses; WB: Walzbacke, SP: Spindel)	145
Bild 6.15: Bild einer flitterfreien Spindel	146
Bild 7.1: 3D-CAD-Modell sowie hohlgewalzte Schneckenwelle im Querschliff	147
Bild 7.2: Simulationsergebnisse nach unterschiedlichen Prozesszeiten	148

Bild 7.3: Umformgrad eines in der Mitte der Walzwerkzeuge zugeführten Bolzens (links) sowie eines Bolzens mit insgesamt sieben ausgewalzten Gewindeflanken (rechts).....	148
Bild 7.4: Spurung nach einer halben Rohlingsumdrehung	149
Bild 7.5: Kern- und Außendurchmesser an zehn unterschiedlichen Proben (Teile 1-10) im Vergleich zur simulierten Schneckenwelle (Teil 11)	149
Bild 7.6: Schädigungsentwicklung im Kern der Schneckenwelle (Cockcroft & Latham)	150
Bild 7.7: Normalspannungen in y- und z-Richtung bei einer Prozesszeit von ca. 68%...	150
Bild 7.8: Schädigung nach Cockcroft & Latham bei unterschiedlichen Materialeigenschaften	151
Bild 7.9: Walzversuche mit weichgeglühten (oben) und modifizierten Bolzen (unten)....	151
Bild 7.10: Körperschallbild einer gewalzten Schneckenwelle [Fil16]	152
Bild 7.11: Energiesignaturen einer stark ausgeprägten (oben) und einer sehr schwach ausgeprägten Hohlwalzung (unten) [Fil16].....	153
Bild 8.1: Aufbau des Wöhlerversuchs	154
Bild 8.2: Schematischer Aufbau eines Resonanzprüfstandes	155
Bild 8.3: Wöhlerkurven ideal ausgewalzter Schrauben (DELTA PT® 60)	155
Bild 8.4: REM-Aufnahmen einer ideal ausgewalzten Schraube nach ca. 3,8 Millionen Zyklen.....	156
Bild 8.5: REM-Aufnahmen einer ideal ausgewalzten Schraube nach ca. 9,7 Millionen Zyklen.....	157
Bild 8.6: REM-Aufnahmen einer ideal ausgewalzten Schraube nach ca. 6,8 Millionen Zyklen.....	157
Bild 8.7: REM-Aufnahmen einer ideal ausgewalzten Schraube nach ca. 170000 Zyklen	157
Bild 8.8: Wöhlerkurven von Schrauben mit unterschiedlichen Materialschädigungen	158
Bild 8.9: REM-Aufnahmen der Risseinleitung sowie -ausbreitung	159
Bild 8.10: REM-Aufnahmen einer hohlgewalzten Schraube nach ca. 6,2 Millionen Zyklen	159
Bild 8.11: Wöhlerkurven von Schrauben aus verschlissenen Walzbacken (blaue und orange Linien) im Vergleich zu Schrauben aus neuen Walzbacken.....	160
Bild 8.12: Ablauf der TEM-Probenvorbereitung	161
Bild 8.13: TEM-Bilder eines Drahtabschnitts.....	162
Bild 8.14: TEM-Bilder inmitten eines Pressrohlings	163

Bild 8.15: TEM-Bilder inmitten eines Walzrohrlings	163
Bild 8.16: TEM-Bilder aus ideal ausgewalzten Schrauben nach 24,8 Millionen Lastzyklen.....	164
Bild 8.17: TEM-Bilder von Schrauben aus verschlissenen Walzbacken mit zahlreichen Rissen im Gewindegrund nach 26,8 Millionen Ermüdungszyklen	164

Nomenklatur

Lateinische Zeichen

<u>Zeichen</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Einheit</u>
a_{lin}	Linearisierter Koeffizient	-
a_p	Horizontale Länge des Pleuels	mm
$a_{\text{über}}$	Koeffizient für die Linearisierung im Übergangsbereich	-
a_v	Materialparameter der modifizierten Voce-Gleichung	-
a_{zeit}	Koeffizient für die Linearisierung im Zeitfestigkeitsbereich	-
A	Materialparameter bei dem Modell nach Oyane	-
A_0	Ausgangsfläche	mm ²
A_{eff}	Effektive Fläche	mm ²
A_{HS}	Materialparameter für das Modell Hensel-Spittel	-
A_i	Aktuelle Querschnittsfläche	mm ²
A_{Poren}	Fläche der Poren	mm ²
A_R	Rolldurchmesser	mm
b_0	Ausgangsbreite	mm
b_{01}	Flankenspitzenbreite	mm
b_1	Breite nach der Umformung	mm
b_2	Maß des Einlaufräasers beim 45°-Anteil	mm
b_3	Maß des Einlaufräasers beim 90°-Anteil	mm
b_{lin}	Linearisierter Koeffizient	-
b_p	Vertikale Länge der Schwungscheibe	mm
$b_{\text{über}}$	Koeffizient für die Linearisierung im Übergangsbereich	-
b_v	Materialparameter der modifizierten Voce-Gleichung	-
b_{zeit}	Koeffizient für die Linearisierung im Zeitfestigkeitsbereich	-
B	Walzbackentiefe	mm
B_0	Materialparameter bei dem Modell nach Osakada	-
B_1	Materialparameter bei dem Modell nach Osakada	-
c_v	Materialparameter der modifizierten Voce-Gleichung	-
C	Kritischer Schädigungsparameter bei Cockcroft & Latham	-

d	Außendurchmesser des Bolzens	mm
d_2	Flankendurchmesser des Bolzens	mm
d_3	Kerndurchmesser des Bolzens	mm
d_{pr}	Probendurchmesser	mm
d_T	Materialparameter für die Temperaturabhängigkeit	-
D	Außendurchmesser der Mutter	mm
D_2	Flankendurchmesser der Mutter	mm
D_3	Kerndurchmesser der Mutter	mm
D_{0S}	Ausgangsdurchmesser beim Spike-Test	mm
D_{1S}	Enddurchmesser beim Spike-Test	mm
D_{abs}	Absolute Schädigung nach Lemaitre	-
D_{ar}	Außendurchmesser beim Ringstauchversuch	mm
D_A	Außendurchmesser	mm
D_{ASoll}	Sollaußendurchmesser	mm
D_{Ayada}	Schädigungsparameter nach Ayada	-
D_{Brozzo}	Schädigungsparameter nach Brozzo	-
$D_{C\&L}$	Schädigungsparameter nach Cockcroft & Latham	-
$D_{Freudenthal}$	Schädigungsparameter nach Freudenthal	-
D_{Gosh}	Schädigungsparameter nach Gosh	$(N/mm^2)^2$
D_{Gurson}	Schädigungsparameter nach Gurson	-
D_i	Innendurchmesser	mm
D_{krit}	Kritischer Schädigungswert nach Lemaitre	-
D_K	Kerndurchmesser	mm
D_l	Lokale Schädigung	-
$D_{Lemaitre}$	Schädigungsparameter nach Lemaitre	-
$D_{Osakada}$	Schädigungsparameter nach Osakada	-
D_{Oyane}	Schädigungsparameter nach Oyane	-
D_U	Unterkopfabstand	mm
$D_{Rice\&Tracey}$	Schädigungsparameter nach Rice & Tracey	-
$D_{Z\&K}$	Schädigungsparameter nach Zhao & Kuhn	-
D_{σ_v}	Schädigungsparameter bezogen auf die Vergleichsspannung	-
D_{φ}	Schädigungsparameter bezogen auf den Bruchumformgrad	-

e_T	Materialparameter für die Temperaturabhängigkeit	-
E	Elastizitätsmodul	N/mm ²
f	Prüffrequenz	1/s
f_1	Länge beim Einlauffasenwinkel bis zum ersten Teilflankenwinkel	mm
$f(\eta)$	Funktion in Abhängigkeit von der Mehrachsigkeit	-
$f_v(y)$	Funktion der modifizierten Voce-Gleichung	-
f_T	Materialparameter für die Temperaturabhängigkeit	-
F	Kraft	N
F_{Gleit}	Kraft beim Gleiten	N
F_i	Aktuelle Kraft	N
F_N	Normalkraft	N
F_{Stauch}	Stauchkraft	N
ΔF	Schwingbreite der Kraft	N
g	Länge der Einlauffase	mm
$g_T(x)$	Funktion für die Temperaturabhängigkeit	-
G_c	Energiefreisetzungsrate	J/mm ²
h_3	Gewindetiefe	mm
h_P	Vertikale Länge des Pleuels	mm
h_{Pr}	Probenhöhe	mm
H	Walzbackenhöhe	mm
H_1	Schrauben von Hand durchgewalzt	-
H_0	Ausgangshöhe	mm
H_{1S}	Höhe nach der Umformung beim Spike-Test	mm
H_3	Flankenüberdeckung	mm
i	Probennummer	-
I_{12}	Strom zwischen erster und zweiter Messstelle	A
I_{34}	Strom zwischen dritter und vierter Messstelle	A
k	Proportionalitätsfaktor beim DMS	-
k_f	Fließspannung	N/mm ²
k_w	Steigung der Wöhlerkurve	-
K_v	Materialparameter für die allgemeine Voce-Gleichung	-
l	Walzbackenlänge	mm

l_0	Ausgangslänge	mm
l_1	Länge nach der Umformung	mm
l_p	Länge des Pleuels	mm
L_f	Gesamtlänge einer Schraube	mm
Δl	Längendifferenz	mm
m_1	Materialparameter für das Modell Hensel Spittel	-
m_2	Materialparameter für das Modell Hensel Spittel	-
m_3	Materialparameter für das Modell Hensel Spittel	-
m_4	Materialparameter für das Modell Hensel Spittel	-
m_s	Scherreibfaktor	-
m_{s1}	Schwingmasse beim Dauerschwingversuch	kg
m_{s2}	Schwingmasse beim Dauerschwingversuch	kg
M_1	Gewalzte Schrauben nach der Erstellung der Stadienmuster	-
n	Anzahl der Proben	-
N	Zyklenzahl	-
N_B	Bruchschwingspielzahl	-
N_D	Schwingspielzahl bei Dauerfestigkeit	-
N_W	Anzahl der Werkstückumdrehungen	-
p_n	Porenvolumen bei Nukleation	-
p_v	Porenvolumen	-
P	Bruchwahrscheinlichkeit	%
P_1	Gewalzte Schrauben vor der Erstellung der Stadienmuster	-
P_A	Ausfallwahrscheinlichkeit	%
P'	Rillenteilung	mm
P_s	Gewindesteigung	mm
$P_{\text{Über}}$	Bruchwahrscheinlichkeit im Übergangsbereich	%
P_{Zeit}	Bruchwahrscheinlichkeit im Zeitfestigkeitsbereich	%
r	Anzahl der gebrochenen Proben	-
r_p	Radius der Schwungscheibe	mm
R	Spannungsverhältnis	-
R_1	Widerstand am ersten DMS	Ω
R_{11}	Übergangsradius an den Walzbacken	mm

R_2	Widerstand am zweiten DMS	Ω
R_3	Widerstand am dritten DMS	Ω
R_4	Widerstand am vierten DMS	Ω
R_B	Bruchspannung	N/mm^2
R_m	Zugfestigkeit	N/mm^2
s	Standardabweichung	-
s_1	Stegbreite beim Endprofil der DELTA PT®-Walzbacke	mm
s_e	Einlauffase	mm
s_{ij}	Spannungsdeviator	N/mm^2
s_U	Abstand zwischen zwei Stadienmustern	mm
s_t	Stegbreite	mm
s_x	Deviatorspannung in x-Richtung	N/mm^2
s_y	Deviatorspannung in y-Richtung	N/mm^2
s_z	Deviatorspannung in z-Richtung	N/mm^2
S_D	Schädigungswiderstand	-
t	Zeit	s
t_0	Ausgangtiefe	mm
t_1	Tiefe nach der Umformung	mm
T	Temperatur	$^{\circ}\text{C}$
T_P	Periodendauer	s
T_R	Rekristallisationstemperatur	$^{\circ}\text{C}$
T_S	Schmelztemperatur	$^{\circ}\text{C}$
U_{12}	Spannung zwischen erster und zweiter Messstelle	V
U_{43}	Spannung zwischen dritter und vierter Messstelle	V
U_A	Messspannung	V
U_E	Speisespannung	V
ΔU_{12}	Spannungsdifferenz zwischen erster und zweiter Messstelle	V
ΔU_{42}	Spannungsdifferenz zwischen vierter und zweiter Messstelle	V
v_P	Geschwindigkeit des Pleuels	mm/s
V_0	Ausgangsvolumen	mm^3
V_1	Volumen nach der Umformung	mm^3
w_1	Länge beim Einlauffasenwinkel bis zum zweiten Teilflankenwinkel	mm

w_2	Länge beim Einlauffasenwinkel bis zum dritten Teilflankenwinkel	mm
x_p	Position des Pleuels	mm
Y_0	Anwalzstrecke	mm
Y_a	Abwalzstrecke	mm
Y_e	Verformungsstrecke	mm
Y_K	Kalibrierstrecke	mm
Y_S	Sandstrahlstrecke	mm

Griechische Zeichen

<u>Zeichen</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Einheit</u>
α	Verdrehwinkel	°
α_1	Teilflankenwinkel	°
α_2	Teilflankenwinkel	°
α_F	Flankenwinkel	°
α_P	Winkel der Schwungscheibe	°
α_W	Verdrehwinkel der Walzbacken	°
$\dot{\alpha}$	Ableitung des Winkels der Schwungscheibe	-
β	Rampenwinkel	°
β_1	1. Teilflankenwinkel beim DELTA PT®-Gewinde	°
β_2	2. Teilflankenwinkel beim DELTA PT®-Gewinde	°
β_3	3. Teilflankenwinkel beim DELTA PT®-Gewinde	°
β_4	4. Teilflankenwinkel beim DELTA PT®-Gewinde	°
ρ	Einlauffasenwinkel	°
ε	Dehnung	-
ε_1	Dehnung am ersten DMS	-
ε_2	Dehnung am zweiten DMS	-
ε_3	Dehnung am dritten DMS	-
ε_4	Dehnung am vierten DMS	-
ε_a	Dehnungsamplitude	-
ε_{el}	Elastische Dehnung	-
ε_m	Mitteldehnung	-
ε_t	Technische Dehnung	-
ε_w	Wahre Dehnung	-
$\varepsilon_{w,pl}$	Wahre, plastische Dehnung	-
$\dot{\varepsilon}$	Dehnrage	1/s
$\dot{\varepsilon}_{pl}$	Plastische Dehnrage	1/s
$\Delta\varepsilon$	Schwingbreite der Dehnung	-
$\Delta\varepsilon_{pl}$	Schwingbreite der plastischen Dehnung	-
η	Spannungstriaxialität (Mehrachsigkeit)	-

κ	Anwalzwinkel	°
μ	Reibwert	-
ν	Querkontraktionszahl	-
ν_1	Vorschubgeschwindigkeit	mm/s
σ	Spannung	N/mm ²
σ_1	Erste (maximale) Hauptnormalspannung	N/mm ²
σ_2	Zweite Hauptnormalspannung	N/mm ²
σ_3	Dritte Hauptnormalspannung	N/mm ²
σ_a	Spannungsamplitude	N/mm ²
σ_{aB}	Ertragbare Spannungsamplitude nach Basquin	N/mm ²
σ_D	Dauerfestigkeit	N/mm ²
σ_H	Hydrostatische (mittlere) Spannung	N/mm ²
σ_{HS}	Fließspannung nach Hensel Spittel	N/mm ²
σ_{ij}	Spannungstensor	N/mm ²
σ_m	Mittelspannung	N/mm ²
σ_N	Normalspannung	N/mm ²
σ_o	Oberspannung	N/mm ²
σ_r	Normalspannung in radialer Richtung	N/mm ²
σ_s	Sättigungsspannung	N/mm ²
σ_{Str}	Streckgrenze	N/mm ²
σ_u	Unterspannung	N/mm ²
σ_U	Maximal übertragbare Spannung im nichtgeschädigten Material	N/mm ²
σ_v	Vergleichsspannung von Mises	N/mm ²
σ_w	Wahre Spannung	N/mm ²
σ_x	Normalspannung in x-Richtung	N/mm ²
σ_y	Normalspannung in y-Richtung	N/mm ²
σ_z	Normalspannung in z-Richtung	N/mm ²
σ_θ	Normalspannung in Umfangsrichtung	N/mm ²
$\Delta\sigma$	Schwingbreite	N/mm ²
$\Delta\sigma_s$	Schwingbreite bei Sättigung	N/mm ²
τ_{rz}	Schubspannung in der r-z-Ebene	N/mm ²
τ_R	Reibschubspannung	N/mm ²

τ_{xy}	Schubspannung in der x-y-Ebene	N/mm ²
τ_{yz}	Schubspannung in der y-z-Ebene	N/mm ²
τ_{zx}	Schubspannung in der z-x-Ebene	N/mm ²
φ_b	Umformgrad bezogen auf die Breite	-
φ_B	Bruchumformgrad	-
φ_B^{pl}	Wahre Dehnung bei Probenbruch	-
$\varphi_{R_m}^{pl}$	Wahre Dehnung bei Zugfestigkeit	-
φ_h	Umformgrad bezogen auf die Höhe	-
φ_m	Mittlerer Umformgrad	-
φ_V	Vergleichsumformgrad	-
φ_l	Umformgrad bezogen auf die Länge	-
φ_{xf}	Umformgrad in axialer Richtung	-
$\varphi_{\theta f}$	Umformgrad in Umformrichtung	-
$\dot{\varphi}$	Dehnrage	1/s
$\dot{\varphi}_k$	Plastischer Anteil des makroskopischen Dehnungsincrements	1/s
$\dot{\varphi}_V$	Vergleichsumformgeschwindigkeit	1/s
Φ	Steigungswinkel	°
ψ	Abwalzwinkel	°
ω	Fasenwinkel	°

Abkürzungen

ADM	Adaptive Die Match
CAD	Computer Aided Design (rechnerunterstützte Konstruktion)
DMI	Die Match Indicator
DMS	Dehnungsmessstreifen
DS	Druckschraube
EBS	Electron Backscatter Diffraction
FEM	Finite-Elemente-Methode
GZ	Gewindezahn
hdp	Hexagonal dichteste Packung
HEX6	Hexaederelement mit sechs Berechnungspunkten
HEX20	Hexaederelement mit 20 Berechnungspunkten
HFIM	Hoch-Frequenz-Impuls-Messung
HN	Härte nach Nanoindentierung
HV	Härte nach Vickers
kB	Kurze, feststehende, stationäre Walzbacke
kfz	Kubisch flächenzentriertes Kristallgitter
krz	Kubisch raumzentriertes Kristallgitter
IB	Lange, bewegliche Walzbacke
PENT6	Pentaederelement mit 6 Berechnungspunkten
REM	Rasterelektronenmikroskop
S1	Sensor 1
S2	Sensor 2
S3	Sensor 3
S4	Sensor 4
S5	Sensor 5
S6	Sensor 6
SP	Spindel
TEM	Transmissionselektronenmikroskop
TET4	Tetraederelement mit vier Berechnungspunkten
TET10	Tetraederelement mit zehn Berechnungspunkten
WB	Walzbacke
WS	Werkstück
ZS	Zugschraube

1 Einleitung und Zielsetzung

Aus Gründen der Kosteneffizienz werden heutzutage Werkstoffe bis an die Belastbarkeitsgrenzen beansprucht. Bei Überschreitung dieser Grenzen kann es zu strukturellen Versagensprozessen kommen, welche zu makroskopischen und mikroskopischen Materialschädigungen führen können [Hau03]. Das Ziel der Arbeit ist es, das Verständnis über die Mechanismen solcher Materialschädigungen bei einem Gewindewalzprozess zu erlangen. Darauf aufbauend sollen wichtige Informationen zur gezielten Optimierung der Prozesssteuerung und -einrichtung abgeleitet werden. Bei einem elastisch-plastischen Prozess muss ein besonderes Augenmerk auf das Materialverhalten bei unterschiedlichen Temperaturen, die Reibung, die Schädigungsevolution und die Maschinendynamik gelegt werden. Bedingt durch den ansteigenden Wettbewerbsdruck, die erhöhten Qualitäts- und Kostenanforderungen bei gleichzeitiger Reduktion der Produktentwicklungszeiten ist es heutzutage immer wichtiger auf die Werkzeuge der virtuellen Techniken, wie z.B. der Finite-Elemente-Simulationen, zurückzugreifen [Dah10]. Diese sind prädestiniert für die Simulation von gesamten Fertigungsprozessen und ermöglichen eine realitätsnahe Vorfertigung der Werkstücke [Rim05]. Dadurch können Nachweise über die fertigungstechnische Machbarkeit erbracht werden [Sch07]. Der Einsatz der FE-Simulationen erlaubt es, die während der Umformung aufgetretenen Spannungen und Dehnungen im gesamten umgeformten Volumen zu bestimmen. Durch diese Entwicklung verliert die elementare Plastizitätstheorie mehr und mehr an Bedeutung.

Innerhalb dieser Arbeit werden die Grundlagen von Materialschädigungen bei industriell eingesetzten Kaltmassivumformprozessen am Beispiel der Gewindeherstellung von Schrauben erarbeitet. Die Anforderungen an die Automobilzulieferer hinsichtlich Null-Fehler-Qualität, exakt ausgeformter Schraubengewinde ohne Materialschädigungen bei niedrigen Herstellkosten begleiten die heutigen Unternehmen [Bar00]. Ebenso muss den hohen kunden- und produktspezifischen Anforderungen wie auch den sicherheitsrelevanten Anwendungen Rechnung getragen werden, indem permanent Neu- und Weiterentwicklungen von verschiedenartigen Gewindeformen durchgeführt werden. Dabei spielt das Walzen unterschiedlichster Profilgeometrien und Schraubenabmessungen eine zentrale Rolle, um auf dem Markt bestehen zu können. Durch die immer häufiger werdenden sicherheitsrelevanten Anwendungen steigen die Anforderungen an die gewalzten Gewinde immens an [Kop00]. Bislang ist der Prozess des Gewindewalzens nur unzureichend bekannt, wodurch die Notwendigkeit einer geeigneten FE-Simulation unterstrichen wird. Dieses Hilfsmittel erlaubt eine qualitative und quantitative Beurteilung des Walzprozesses während der Umformung. Zu den typischen Materialschädigungen beim Gewindewalzen infolge nicht korrekter Walzmaschineneinstellungen oder verschlissener Walzwerkzeuge zählen die Schließfalte, Überwalzungen und Risse im Gewindegrund oder Hohlwalzungen bei einem zu engen Walzspalt im Auslaufbereich der Walzwerkzeuge. Zur Einordnung dieser Materialschädigungen sind in **Bild 1.1** entsprechende Schliffbilder einer materialfehlerbehafteten Schraube dargestellt. Um die Mechanismen von Materialschädigungen bei der Gewindeherstellung von Schrauben zu analysieren, wird der Gewindewalzprozess mit der FE-Simulationssoftware SIMUFACT.FORMING abgebildet. Somit ist ein Schwerpunkt dieser Arbeit die Charakterisierung der Materialschädigungen durch klassische metallographische

und weitreichende elektronenmikroskopische Methoden. Insbesondere sollen die Auswirkungen dieser Materialschädigungen auf das Ermüdungsverhalten untersucht werden, da gerade die schwingenden Zug- und Druckbelastungen im späteren Einsatz der Schrauben von zentraler Bedeutung sind. Ein weiteres Ziel ist es, einen geeigneten Simulationsprozess zur Vorhersage von Materialschädigungen zu erstellen, wobei dies zur gezielten Entwicklung von Walzbacken mit komplizierten Geometrien zukünftig genutzt werden soll. Dadurch soll eine sehr gute Werkzeugausnutzung bei einer optimalen Materialumformung eingestellt werden. Derzeit ist es nur bedingt möglich, diese Fehlstellen bei komplizierten Walzprozessen mit geeigneten Modellen abzubilden, da mitunter der experimentelle sowie der simulative Aufwand für die Ermittlung eines geeigneten Material-, Reib- und Schädigungsmodells zu groß sind.

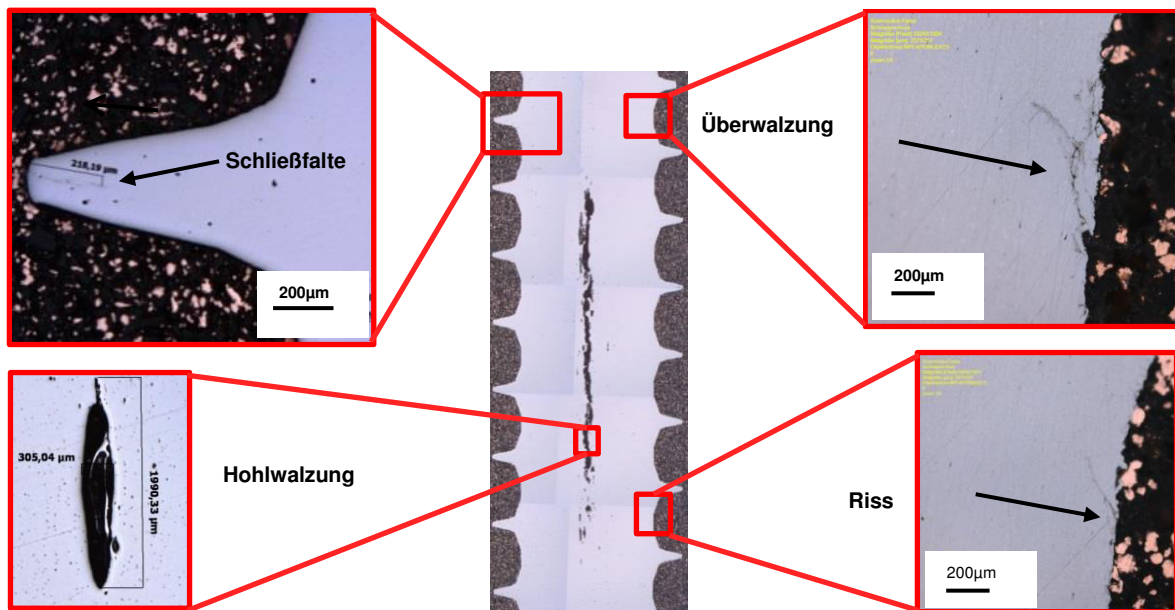


Bild 1.1: Schlibbilder möglicher Materialschädigungen beim Gewindewalzen

Die Schlibbilder unterstreichen die Wichtigkeit einer exakten Vorhersage, da solch gravierende Gewindefehler unweigerlich zum frühzeitigen Bauteilversagen unter Betriebsbedingungen führen müssen. Besonderes Augenmerk wird hier auf die Simulation einer Hohlwälzung inmitten einer Schraube gelegt, da die Vorhersage dieser Materialschädigung ohne Simulationsrechnungen oft unmöglich ist. Es wird versucht, diese Materialschädigung durch existierende Schädigungsmodelle zu beschreiben, wobei die Kalibrierung dieser Ansätze mit sehr hohem Aufwand verbunden war.

2 Grundlagen und Literaturkenntnisstand

In diesem Kapitel werden die Grundlagen der Kaltumformung in Bezug auf den Werkstoff- und Spannungseinfluss sowie die Arten des Werkstoffversagens beschrieben. Im Anschluss daran werden die metallphysikalischen Grundlagen und verschiedene makro- und mikromechanische Schädigungsansätze vorgestellt. Daran schließt sich die Beschreibung des Tribosystems an. Weiterhin werden in diesem Kapitel die Grundlagen des Ermüdungsverhaltens dargestellt, wobei der Fokus auf die mathematischen Auswertemöglichkeiten einer Wöhlerkurve gelegt wird. Abgerundet wird dieses Kapitel mit der Beschreibung der Gewindeherstellung und des Gewindewalzprozesses. Im Vordergrund stehen hier der Aufbau der Anlage und der Walzbacken sowie die Darstellung möglicher Materialfehler, welche beim Gewindewalzen auftreten können.

2.1 Kaltumformung

Den metallischen Werkstoffen wird die größte wirtschaftliche Bedeutung in der Umformtechnik zugeschrieben. Nach DIN 8580 [DIN03-A] ist „Umformen“ ein Fertigen durch bildsames (plastisches) Ändern der Form eines festen Körpers, wobei Masse und Stoffzusammenhalt erhalten bleiben [Bög09]. Die Umformung eines Abschnitts aus gewalztem Stabstahl (runder Querschnitt) wird auch als Massivumformung bezeichnet, womit sich diese von der Blechumformung unterscheidet, deren Ausgangswerkstoff in flach gewalztem Zustand vorliegt [Dah11]. Weiterhin ergeben sich bei der Blechumformung geringere Formänderungen, geringere Verfestigungen des Werkstoffes und geringere Kräfte als bei der Massivumformung [Klo09]. Die Bezeichnung „massiv“ bedeutet in diesem Zusammenhang, dass die Form des Ausgangswerkstoffes ein voluminöses Bauteil ist [Arb06]. Derartige Prozesse weisen große und ausgedehnte plastische Umformungen auf [Sch04,Kri07]. Zur Massivumformung zählen eine Reihe von Verfahren, welche warm ($900^{\circ}\text{C} < T < 1300^{\circ}\text{C}$ [Klo09]), halbwarm ($T < 900^{\circ}\text{C}$) oder kalt (Raumtemperatur) durchgeführt werden können [Dah11]. Dabei ist insbesondere das Zusammenspiel von Werkstoff, Bauteilgestalt und Umformtemperatur zu beachten, um optimale Bauteileigenschaften und eine wirtschaftliche Fertigung sicherzustellen. Der Kernpunkt eines jeden Umformprozesses ist die Werkzeugtechnologie, welche maßgeblich zur Qualität und Wirtschaftlichkeit des Prozesses beiträgt [Dah10].

Die Warmumformung kommt lediglich dann zum Einsatz, wenn der Werkstoff einen erhöhten Verformungswiderstand aufweist, das Stauchverhältnis sehr groß ist oder aber große Längen und Durchmesser des Rohlings bewerkstelligt werden müssen [NN11-A]. Als besonders nachteilig erweisen sich bei der Warmumformung der hohe Energieaufwand für die Erwärmung, Maßfehler durch Materialschrumpfung sowie Nachbehandlungen wegen Zunderbildung. Das gängige Verfahren für die Formgebung von Verbindungselementen ist die Kaltumformung, welche sich für die Massenfertigung bei kleinen und mittleren Stauchverhältnissen anbietet [Weg08].

Das Grundprinzip der Umformung wird folgendermaßen beschrieben: In Folge der Arbeit einer Umformmaschine treten während der Umformung hohe Kräfte und Momente auf [Eng11]. Wenn die daraus resultierenden Spannungen die Fließbedingung erfüllen, tritt

plastisches Fließen auf. Die plastischen Formänderungen äußern sich in Längen- und Winkeländerungen. In der Regel handelt es sich bei der Kaltumformung um elastisch-plastische Vorgänge verbunden mit einer stark anisotropen Kaltverfestigung [Leh60]. In der FE-Simulation wird bei den Werkstoffmodellen und -beschreibungen unterschieden zwischen starrplastischen Werkstoffen mit Verfestigung, idealplastischen Werkstoffen ohne Verfestigung, pseudo-idealplastischen Werkstoffen, ideal-elastischen und linear-plastischen Werkstoffen [Eng11]. Für inkrementelle Berechnungen werden meist realitätsnähere Beschreibungen vorgenommen [Eng11].

Hauptmerkmale für den Prozess der Kaltumformung sind ein festigkeitssteigernder Faserungsverlauf, optimale Werkstoffausnutzung, gute Oberflächengüte und eine hohe Maßgenauigkeit (keine Maßfehler durch Schwindung), daher geringste Toleranzen [Pie12,Klo06,Ebe12]. Weiterhin bietet die Kaltmassivumformung das Potenzial der Automatisierbarkeit (hohe Stückzahlen), nahezu keinerlei Nachbearbeitungskosten und der Bearbeitung bei Raumtemperatur [Pie12,Klo09,Kri07]. Nachteilig erweist sich, dass nicht alle Stahlwerkstoffe für die Umformung geeignet sind, daher sollte der Kohlenstoffgehalt unter 0,5% liegen [Dah11]. Die maschinelle Umformung erfordert höchste Anforderungen an die verwendeten Werkzeuge, da neben hohen Fließspannungen die Werkstoffverfestigung mit steigendem Umformgrad deutlich zunimmt. Kennzeichnend für einen plastischen Fließvorgang ist die sogenannte Volumenkonstanz, bei welcher das Volumen des umgeformten Kontinuums idealerweise gleich dem Ausgangsvolumen ist [Klo06,Eng11]. Veranschaulicht wird die Volumenkonstanz durch **Gl. 2.1** [Fri10]:

$$V_0 = l_0 b_0 t_0 \equiv V_1 = l_1 b_1 t_1 \quad \text{Gl. 2.1}$$

Zur Errechnung des Volumens kann die Guldinsche Regel [Ron04] angewandt werden, wobei das Volumen über den Flächenschwerpunkt ausgerechnet wird. Der Umformgrad stellt hierbei das logarithmische Verhältnis zwischen den veränderlichen Breiten, Längen und Höhen dar und dient der Bestimmung des Kraft- und Arbeitsaufwandes, siehe **Gl. 2.2** [Gro11]:

$$\varphi_h = \ln\left(\frac{h_1}{h_0}\right); \varphi_b = \ln\left(\frac{b_1}{b_0}\right); \varphi_l = \ln\left(\frac{l_1}{l_0}\right) \quad \text{Gl. 2.2}$$

2.1.1 Werkstoffeinfluss

Der meist verwendete Werkstoff in der Kaltmassivumformung ist Stahl [Klo06], wobei der Werkstoffzustand durch die Zusammensetzung, die Fertigungsschritte sowie entscheidend durch die Wärmebehandlung beeinflusst wird. Im folgenden sollen die Eigenschaften der Legierungselemente auf die mechanischen Eigenschaften von C-Stählen herausgearbeitet werden. Mit zunehmendem Kohlenstoffgehalt steigt der Zementit- und Perlitgehalt an, während der Volumenanteil an Ferrit abnimmt. Ein höherer Zementit- und Perlitgehalt führt zu höherer Festigkeit, jedoch zu einer verminderten Umformbarkeit [Klo06]. Durch geeignete Wärmebehandlung kann die Geometrie des eingebrachten Zementits in eine globulare Form versetzt werden, was sich weniger negativ auf die Kaltumformbarkeit auswirkt [Bre07]. Mit den meisten anderen Legierungselementen verhält es sich ähnlich wie mit Kohlenstoff, sodass mit steigendem Gehalt das Formänderungsvermögen sinkt und die Fließspannung steigt [Bre07]. Beispielsweise hat Chrom eine erhöhte Affinität zu Kohlenstoff (Chromkarbidbildung), wodurch die erreichbare Härte deutlich erhöht wird [Klo06]. Ferner

führt eine Mangansulfidbildung (Mangan-Schwefel-Verbindung) zur Reduzierung der Umformbarkeit.

2.1.2 Spannungseinfluss

In der Regel erfolgt die Gewindeherstellung in der Massenfertigung von Schrauben durch Kaltmassivumformung, d.h. dass die Abschnitte für den mehrstufigen Umformvorgang zuvor nicht vorgewärmt werden. Bei dem Gewindewalzprozess liegen vorwiegend ein- oder mehrachsige Druckspannungszustände im Material vor [Ste96]. Für die Vergleichsspannungen werden verschiedene Hypothesen verwendet, z.B. gilt nach von Mises, **Gl. 2.3** [Doe10, Ide08]:

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad \text{Gl. 2.3}$$

Im kartesischen Koordinatensystem wird jeder Punkt eines Körpers durch neun Spannungsgrößen, drei Normalspannungen ($\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$) und sechs Schubspannungen ($\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}, \tau_{yx}, \tau_{zx}, \tau_{zy}$) charakterisiert [Bre07]. Da oftmals rotationssymmetrische Werkstücke behandelt werden, empfiehlt sich die Schreibweise des Spannungstensors in Zylinderkoordinaten. Aufgrund der Axialsymmetrie ergibt sich keine Schubspannung senkrecht zur Betrachtungsebene, sodass sich vier der sechs Schubspannungen zu Null ergeben. Folgende Form des Spannungstensors hat sich bewährt [Bet01], **Gl. 2.4**. Die Eigenwerte des Spannungstensors sind hierbei die Hauptnormalspannungen.

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_r & 0 & \tau_{rz} \\ 0 & \sigma_\theta & 0 \\ \tau_{zr} & 0 & \sigma_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{pmatrix} \quad \text{Gl. 2.4}$$

Die Transformation beinhaltet die Konvention, dass $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ ist. Aus der ersten Invarianten des Spannungstensors berechnet sich die mittlere Normalspannung σ_H (hydrostatische Spannung), siehe **Gl. 2.5**. Daraus kann auch die oft verwendete Spannungstriaxialität nach **Gl. 2.6** berechnet werden [Fan08]:

$$\sigma_H = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad \text{hydrostatische Spannung} \quad \text{Gl. 2.5}$$

$$\eta = \frac{\sigma_H}{\sigma_v} \quad \text{Spannungstriaxialität (Mehrachsigkeit)} \quad \text{Gl. 2.6}$$

mit: σ_H = hydrostatische Spannung
 σ_v = Vergleichsspannung nach von Mises
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ = Hauptspannungen

Die Spannungstriaxialität sowie die Verformungseigenschaften des Materials spielen eine fundamentale Rolle bei der Rissentstehung in duktilen Materialien. Da die mittlere Normalspannung eine Invariante des Spannungstensors bildet, beeinflusst sie die Größe der Schubspannungen nicht. Auch ist die mittlere Normalspannung nicht beim plastischen Fließen beteiligt [Bre07]. Deswegen kann diese vom Spannungstensor getrennt werden, sodass sich der Spannungsdeviator s_{ij} ergibt, **Gl. 2.7** [Bre07]. Von der Größe des Deviators kann abgeleitet werden, ob plastisches Fließen auftritt oder nicht, was auch von der Fließspannung des Werkstoffes abhängig ist [Bre07].

$$s_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} \sigma_H & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_H & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_H \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} s_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & s_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & s_z \end{pmatrix} \quad \text{Gl. 2.7}$$

Die Fließbedingung ist charakterisiert durch $\sigma_v = k_f$. Im einachsigen Fall tritt Fließen genau dann ein, wenn $\sigma_1 = k_f$ ist. Im mehrachsigen Spannungszustand muss anhand des Spannungszustandes eine Vergleichsspannung (z.B. nach von Mises) errechnet werden, um einen Vergleich mit dem einachsigen Zustand herzustellen. Solange die Vergleichsspannungen σ_v kleiner sind als die Fließspannungen k_f , liegen rein elastische Formänderungen vor. Die wahre Spannung, Definition in **Gl. 2.8**, wird auch als Fließspannung bezeichnet [Fri10]. Fließen eines Werkstoffes ist dann erreicht, wenn eine bleibende, irreversible Formänderung die Folge ist [Gro11, Leh60].

$$k_f = \frac{F_i}{A_i} \quad \text{Gl. 2.8}$$

Der im Werkstoff vorliegende Spannungszustand beeinflusst das Formänderungsvermögen [Dah93]. Weiterhin ist das Zusammenspiel der Spannungen und die zeitliche Entwicklung während des Umformprozesses entscheidend [McC68]. Da die Deviatorspannungen für das plastische Fließen verantwortlich sind, bestimmt der hydrostatische Spannungszustand das Umformvermögen eines Werkstoffes [Bre07]. Nach Stenger [Ste65] kann für den Einfluss des Spannungszustandes auch der Quotient aus hydrostatischer Spannung zur Fließspannung genommen werden, siehe **Bild 2.1**. Diesen Quotienten benennt er als Mehrachsichtigkeit η . Bei einem reinen Zugversuch ergibt sich ein Wert von 0,33, beim Torsionsversuch von 0 und bei einem einachsigen Druckversuch ein Wert von -0,33. Umso kleiner die Mehrachsichtigkeit η ist, desto größer ist der ertragbare Bruchumformgrad φ_B . Dabei wird vorausgesetzt, dass die zweite Hauptnormalspannung konstant ist [Bre07].

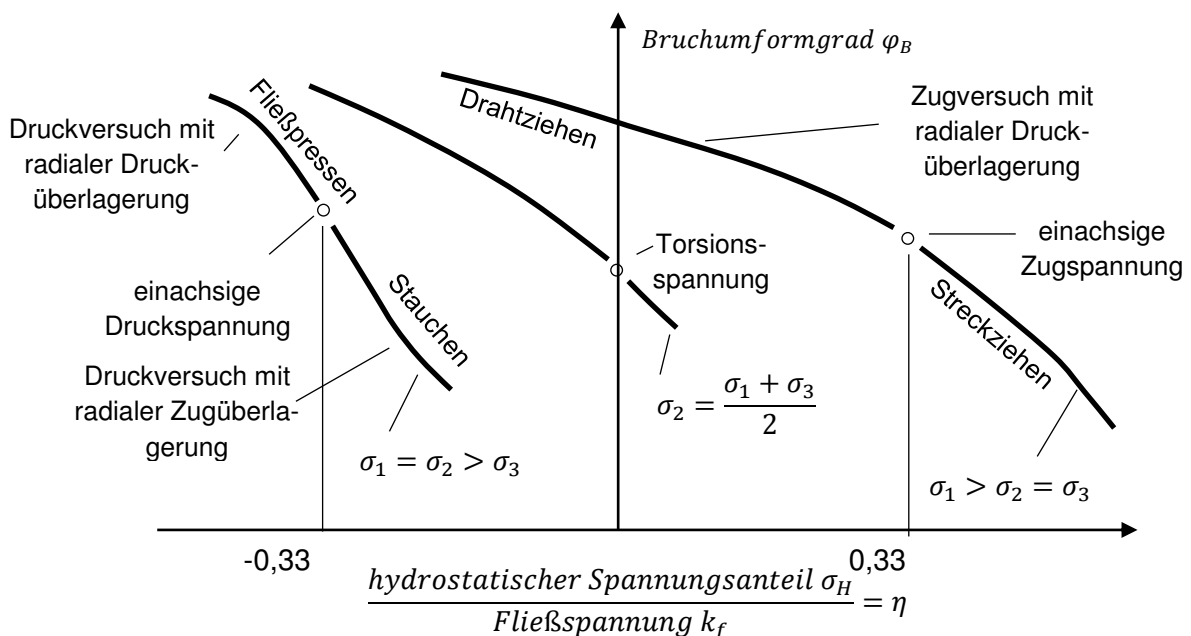


Bild 2.1: Einfluss des Spannungszustandes auf das Umformvermögen [Ste65]

Unter der Voraussetzung einer konstanten Mehrachsichtigkeit und einer Verschiebung der zweiten Hauptnormalspannung in Richtung der kleinsten Hauptnormalspannung σ_3 ergibt

sich eine Erhöhung des Formänderungsvermögens. Sofern die zweite und dritte Hauptnormalspannung identisch sind bei einer immer größer werdenden ersten Hauptnormalspannung (Streckziehen, $\eta > 0,33$), reduziert sich der Bruchumformgrad deutlich. Aus der Tatsache heraus, dass überlagerte Druckspannungen der Rissöffnung entgegenwirken, sind schließlich nur mittlere Druckspannungen (also negative Werte von σ_H) für eine Steigerung der Umformgrade verantwortlich. Hingegen sind mittlere Zugspannungen ungünstig, da diese den Riss öffnen und für Rissausbreitung sorgen [Ste65]. Um dem vorzubeugen, versucht man oftmals innerhalb der Fertigungsverfahren einen Druckspannungszustand herbeizuführen, um das Formänderungsvermögen zu erhöhen. Im Zugversuch steigt die Bruchdehnung, jedoch nicht die Brucheinschnürung mit zunehmender Umformgeschwindigkeit bei Raumtemperatur an, welche eher ein Maß für das Formänderungsvermögen ist [Bre07]. Auch können die Belastungsgrenzkurven für die Bewertung der Schädigungsinitiierung während eines Prozesses herangezogen werden, da hier eine Quantifizierung des Formänderungsvermögens hinsichtlich des Spannungszustandes erfolgt [Lem08]. Um ein Grundverständnis der Umformtechnik zu bekommen, ist es zwingend notwendig, die Metallstruktur genauer zu untersuchen. Daher werden im folgenden Abschnitt die metallphysikalischen Grundlagen behandelt.

2.1.3 Arten des Werkstoffversagens

Zunächst soll eine Abgrenzung zwischen einem Riss und einem Bruch getroffen werden. Ein Riss stellt eine teilweise Trennung des Werkstoffmaterials dar, während der Bruch den gesamten Querschnitt erfasst [Grä93]. Grundsätzlich unterscheidet man zwischen einem spröden und einem duktilen Werkstoffversagen, wobei der Riss von der Oberfläche oder vom Werkstoffinneren ausgeht. Beim duktilen Bruch erreicht der Werkstoff fast vollständig die Plastizitätsgrenze und reagiert auf eine äußere Belastung mit einer ausgeprägten plastischen Verformung [Lan01]. Die Abgleitung erfolgt entlang der Ebene mit der maximalen Schubspannung. Hingegen zeigt sich beim Spröbruch, dass sich die plastische Verformung unmittelbar auf die Umgebung einer Kerbe oder eines Mikrorisses konzentriert, so dass eine schlagartige Rissausbreitung folgt [Müll01].

2.2 Metallphysikalische Grundlagen

2.2.1 Kristallaufbau

Aus technischer Sicht wird der Aufbau des Metalls als homogenes Kontinuum beschrieben. In der Metallphysik besteht ein Metall aus vielen einzelnen Kristallen, welche unterschiedlich orientiert sein können und dessen Gitter Fehlstellen aufweisen kann. Der kristalline Aufbau der Metalle kann verschiedene Kristallstrukturen aufweisen. Bei Metallen treten am häufigsten kubisch-raumzentrierte (krz), kubisch-flächenzentrierte (kfz) sowie hexagonale (hdp) Gitterstrukturen auf (**Bild 2.2**) [Dah11]. Das krz-Gitter ist gekennzeichnet durch eine Anordnung der Atome auf den Ecken eines Einheitswürfels und eines weiteren Atoms in der Mitte des Würfels. Dadurch ergibt sich eine maximale Raumfüllung von 68% [Dah11]. Bei der kfz-Kristallstruktur sind acht Atome so angeordnet, dass sie die Ecken eines Würfels bilden und weitere sechs Atome, welche die Würfelflächen mittig belegen. Der Raumerfüllungsgrad bei den kfz- und hdp-Gittern beträgt 74%, welcher der dichtesten Kugelpackung

entspricht [Rös06]. Das hexagonal dichtest gepackte Gitter besitzt ein regelmäßiges Sechseck als Grund- und Deckfläche [Dah11]. Dazwischen befinden sich zusätzlich drei weitere Gitterpunkte.

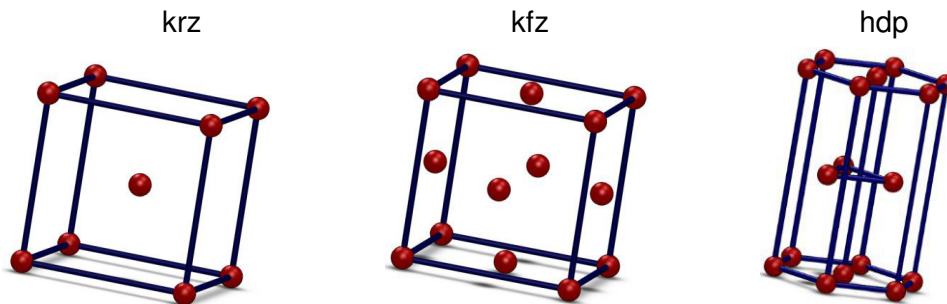


Bild 2.2: Kristallgitter (nach [Chr04,Fri10])

Die jeweiligen Kristallstrukturen haben einen unterschiedlich großen Einfluss auf die Fließspannung und Duktilität des Metalls [Dah11]. An den Stellen der dichtesten Anordnung der Atome sind Verschiebungen bevorzugt möglich, welche durch Gleitebenen und Gleitrichtungen charakterisiert werden [Lan08]. Bei der Betrachtung des Periodensystems ist ersichtlich, dass Metalle nur wenige Außenelektronen besitzen [Rös06]. Um eine vollständige Elektronenschalenkonfiguration zu erreichen, besteht die Möglichkeit der Elektronenabgabe [Rös06]. Da nur sehr wenige Valenzelektronen vorhanden sind, ist die entsprechende Ionisierungsenergie bei Metallen normalerweise niedrig [Rös06]. Bei einer metallischen Bindung geben die Metallatome jeweils ihre Außenelektronen ab, welche ihrerseits ein Elektronengas aus losgelösten, negativ geladenen Elektronen bilden, worin sich die positiv geladenen Atomrümpfe bewegen [Chr04]. Durch Temperaturzufuhr ist es möglich, dass sich Reineisen unter Kristallneubildung in eine neue, thermodynamisch stabile Kristallstruktur verändert. Kristallographisch bedeutet dies, dass sich die kubisch-raumzentrierte Struktur (α -Eisen, Ferrit) in die kubisch-flächenzentrierte Struktur (γ -Eisen, Austenit) umwandelt [Dah11].

2.2.2 Gitterfehler, Versetzungen und Versetzungsbewegungen

Das Umformvermögen bzw. Festigkeitsverhalten von Werkstoffen wird maßgeblich durch Gitterfehler, Versetzungen und Versetzungsbewegungen bestimmt [Dah11]. Der kristalline Aufbau der Metalle ist dadurch gekennzeichnet, dass die einzelnen Kristalle durch Korngrenzen voneinander getrennt sind [Dah11]. Die Kristalle selbst können null- oder mehrdimensionale Gitterfehler aufweisen. Es wird zwischen 0-, 1-, 2- oder 3-dimensionalen Kristallbaufehlern unterschieden [Chr10,Got07]:

- 0-dimensionale Fehler: Zwischengitteratome, Substitutionsatome, Leerstellen
- 1-dimensionale Fehler: Stufen- und Schraubenversetzung
- 2-dimensionale Fehler: Korngrenzen, Phasengrenzflächen, Stapelfehler
- 3-dimensionale Fehler: Ausscheidungen, Poren, Risse

Die größte Bedeutung für den Fundamentalmechanismus der Umformung wird den Versetzungen zugesprochen, welche sich entweder als Stufen- oder Schraubenversetzungen ausbilden [Dah11]. Die plastische Verformung ist durch die Bewegung, Erzeugung und Vernichtung (Versetzungssannihilation) von Versetzungen gekennzeichnet [Got07]. Sofern die

Belastung oberhalb der Elastizitätsgrenze erfolgt, reagiert der Werkstoff mit einer plastischen, bleibenden Verformung des Werkstoffs [Kop99]. Ein realer Kristall besteht aus einer Vielzahl von Versetzungen, welche bei der Kristallbildung, d.h. bei der Erstarrung, Rekristallisation oder Gefügeumwandlung entstehen.

Die Stufen- und Schraubenversetzungen können bei ausreichend hoher Scherspannung durch den Kristall bis zum nächsten Hindernis (Ausscheidung, Korngrenze oder Versetzung) wandern. Eine weitere Verformung des Kristalls bzw. eine weitere Versetzungsbewegung ist nur bei erhöhten Spannungen möglich, da dieser Versetzungsaufstau eine deutliche Hinderniswirkung darstellt. Dieser erhöhte Kraftaufwand wird in der Umformtechnik als Kaltverfestigung bezeichnet [Ble01]. Um eine weitere Verformung zu ermöglichen, müssen weitere Gleitsysteme aktiviert werden. Mit zunehmender Anzahl an angestauten Versetzungen kommt es zu Fließbehinderungen und der Werkstoff verfestigt [Bre07]. Durch Erhöhung der anliegenden Spannungen bilden sich an den blockierten Versetzungen sogenannte Versetzungsquellen, wodurch die Anzahl der Versetzungen im Kristall deutlich ansteigt. Im Falle der Kaltumformung bleibt die Menge an Versetzungen erhalten, jedoch verringert sich die Anzahl der Versetzungen bei der Halbwarm- oder Warmumformung durch Rekristallisations- und Erholungsvorgänge [Dah11]. Sobald der Werkstoff sein Grenzformänderungsvermögen erreicht, kommt es zur Rissbildung [Bre07].

2.2.3 Rekristallisation

Eine zunehmende Werkstücktemperatur kann zu Erholungs- und Rekristallisationsvorgängen führen, d.h. es kommt zu Kornneubildungen während der Umformung, sodass ein Versetzungsaufstau verhindert wird [Bre07]. Eine Erhöhung der Temperatur führt in der Regel zur Steigerung des Formänderungsvermögens [Dah74]. Jedoch kommt es bei der Kaltumformung in der Regel nicht zu Temperaturen oberhalb von 300°C, sodass die Fließspannung und das Formänderungsvermögen nicht beeinflusst werden [Tre01]. Früher wurde die Rekristallisationstemperatur als Grenze zwischen Kalt- und Warmumformung angesehen [Klo06,Fri10]. Als grober Anhaltspunkt kann daher die Beziehung in **Gl. 2.9** zur Abgrenzung verwendet werden [Klo06].

$$T_R \approx 0,4 T_S$$

Gl. 2.9

Problematisch an dieser Aussage ist die Tatsache, dass die Metalle sehr unterschiedliche Schmelztemperaturen T_S aufweisen und somit Missverständnisse auftreten [Klo06]. Für die Umformtechnik ist die Rekristallisation von entscheidender Bedeutung, da bei der Grenze der Umformung entweder die erforderliche Presskraft nicht ausreicht, um auch bei zunehmender Kaltverfestigung noch plastisches Fließen aufrechtzuerhalten, oder weil das Umformvermögen des Werkstoffes erschöpft ist und bereits erste Mikrorisse entstehen [Klo06]. Voraussetzung für die als Diffusionsprozess zeitabhängige Rekristallisation ist eine zuvor stattgefundenene Kaltverfestigung (erhöhte Versetzungsdichte) [Dah11]. Mit zunehmender Temperatur verlaufen die Diffusionsprozesse beschleunigt ab, wodurch sich Versetzungsstrukturen umlagern und Erholungsvorgänge (Versetzungssannihilation) stattfinden können [Dah11]. Nach weiterem Temperaturanstieg beginnt die Rekristallisation in Bereichen hoher Versetzungsdichte, indem neue, versetzungsärmere Körner keimen und anschließend wachsen [Dah11]. Bei den beiden Vorgängen Rekristallisation und Erholung handelt es sich um thermisch-aktivierte Platzwechselprozesse im Gitter [Klo06]. Die sich einstellende Abhängigkeit zwischen dem Durchmesser der rekristallisierten Körner von der Verformung ist

in [Dah11] dargestellt. Dabei stellt sich eine umso kleinere Korngröße hin zu höheren Verformungen ein, da mehr Versetzungen gebildet werden und somit mehr Rekristallisationskeime vorliegen [Dah11]. Daraus folgt, dass die Rekristallisation an mehreren Stellen einsetzen kann und die Körner schneller aneinanderstoßen, wodurch die resultierende Korngröße der neu gebildeten Körner umso kleiner ausfällt, sofern dann ein weiteres Kornwachstum unterbunden werden kann [Dah11].

2.3 Bestimmung des Formänderungsvermögens

Die Anforderungen an Schädigungsmodelle sind neben der genauen Vorhersage von Ort und Zeit auch der Verlauf der Schädigung. Ebenso muss die Simulation die realen Prozessbedingungen möglichst genau beschreiben können. Auch ist es vorteilhaft, wenn die Schädigungsmodelle bei der Simulation leicht implementierbar sind und auch die Parameteridentifizierung in einem angemessenen Versuchsaufwand steht. Bei den Schädigungsmodellen unterscheidet man zwischen ungekoppelten und gekoppelten Beschreibungsansätzen [Fan08]. Bei den gekoppelten Ansätzen spielt die Spannung-Dehnungs- sowie die Schädigungsgeschichte eine zentrale Rolle, im Gegensatz zu den nicht gekoppelten Beschreibungen. Um Materialschädigungen eines Werkstücks oder auch eines Werkzeugs in der Simulation sichtbar zu machen, bedarf es neben eines Materialmodells eines geeigneten Schädigungsmodells. Mittels eines Materialmodells können Materialverfestigungen, materialflussbedingte Schädigungen wie z.B. die Entstehung von Schließfalten, Graten, Rissen und Überwalzungen abgebildet werden. Weiterhin können Gefügestände berücksichtigt werden. Mit Hilfe des Schädigungsmodells können sowohl mikro- als auch makroskopische Materialschädigungen, bedingt durch zu hohe Konzentrationen von Normal- und Scherspannungen in der Umformzone berechnet werden [NN06]. Durch die Entstehung eines Risses wird die kritische Zone ‚schlagartig‘ entspannt und der Riss wächst weiter [NN06]. Grundsätzlich wird bei den mathematischen Rissentstehungs- und Rissfortpflanzungsmodellen zwischen mikro- und makromechanischen (zeitabhängigen und zeitunabhängigen) Modellen unterschieden [Bre07]. Bei diesen Ansätzen ist ein Bauteil genau dann geschädigt, wenn ein kritischer Schädigungswert (abhängig von Spannungsverteilung, Gefügestand, Temperatur, Umformgrad und -geschwindigkeit) aus einem Analogieversuch überschritten wird [Kai00].

2.3.1 Makroskopisch, zeitunabhängige Schädigungsansätze

Die makroskopischen, zeitunabhängigen Schädigungsansätze beziehen sich auf einen aktuellen Zeitpunkt, wobei der zeitliche Verlauf der Spannungen unberücksichtigt bleibt [Bre07]. Hier wird der Schädigungswert direkt mit der Vergleichsspannung σ_v (Gl. 2.10) oder aber mit dem Bruchumformgrad φ_B (Gl. 2.11) verglichen, um daraus den Zeitpunkt der Rissentstehung zu bestimmen. Oftmals kommen die Hypothesen nach Gosh [Gos76] in Gl. 2.12 oder nach Zhao & Kuhn [Kuh73] in Gl. 2.13 zur Anwendung. Problematisch bei der Betrachtung der Vergleichsspannung ist, dass die räumliche Aufteilung des Spannungszustandes nicht berücksichtigt wird [Bre07]. Gleiches würde gelten, wenn z.B. lediglich eine Hauptnormalspannung auf die Fließspannung bezogen würde. Eine bessere Beschreibung des duktilen Bruchs wird erreicht, wenn der aus dem Zugversuch ermittelte Bruchumformgrad als Schadenskriterium herangezogen wird.

$$D_{\sigma_v} = \sigma_v \quad \text{Gl. 2.10}$$

$$D_{\varphi} = \varphi_B \quad \text{Gl. 2.11}$$

$$D_{Gosh} = \left(1 + \frac{\sigma_2}{\sigma_1}\right) \sigma_1^2 \quad \text{Gl. 2.12}$$

$$D_{Z\&K} = \varphi_{\theta f} - \frac{1}{2} \varphi_{xf} \quad \text{Gl. 2.13}$$

mit: $\varphi_{\theta f}$ = Umformgrad in Umfangsrichtung
 φ_{xf} = Umformgrad in axialer Richtung
 $\sigma_{1,2}$ = Hauptnormalspannungen
 D_i = Schädigungsparameter

Sofern die Simulation einen größeren Wert als der experimentelle Bruchumformgrad anzeigt, wird von einem Rissstart ausgegangen [Bre07]. Die Grenzen dieses Kriteriums sind leicht anhand des Zug- und Druckversuchs erkennbar, da beim Druckversuch deutlich höhere Umformgrade entstehen und der größte Umformgrad im Inneren des Werkstückes auftritt, jedoch die Rissinitiierung von der Oberfläche ausgeht [Bre07]. Zhao & Kuhn erweiterten das Modell insofern, dass sie zwei Umformgrade in Längen- und Breitenrichtung definierten. Somit kann mit einem Grenzformänderungsschaubild beurteilt werden, mit welcher Sicherheit eine Rissbildung verhindert werden kann [Bre07].

2.3.2 Makroskopisch, zeitabhängige Schädigungsansätze

Bei den makroskopischen, zeitabhängigen Schädigungsansätzen wird der zeitliche Verlauf der Spannung miteinbezogen. Als Ursache von kritischen Materialzuständen werden hier die zeitlichen Entwicklungen von Spannungen und Dehnungen herangezogen [NN06]. Prinzipiell handelt es sich um Integrale von Funktionen mit angenommenen Haupteinflussgrößen auf die Schädigungsentstehung über die lokale Dehnung in der Umformzone. Bei dem meist verbreiteten Modell nach Cockcroft und Latham [Coc68] wird z.B. die erste Hauptnormalspannung als Schädigungsentstehung verwendet, siehe **Gl. 2.14** (nach [NN06, Bjö12]).

$$D_{C\&L} = \int \frac{\sigma_1}{\sigma_v} \dot{\epsilon} dt \geq C \quad \text{Gl. 2.14}$$

mit: $D_{C\&L}$ = Schädigungsparameter nach Cockcroft & Latham
 σ_1 = max. erste Hauptnormalspannung (max. Zugspannung)
 $\dot{\epsilon}$ = Dehnrage
 C = kritischer Schädigungsparameter bei Cockcroft & Latham
 σ_v = Vergleichsspannung nach von Mises

Hier wird eine plastische Arbeit errechnet, die in den Werkstoff eingebracht werden muss, damit sich eine Schädigung ergibt. Es besteht die Möglichkeit der Vorgabe eines Schädigungsschwellwertes C , sodass nach Überschreiten des Wertes Elemente bei der Simulation eliminiert werden und ein Riss entsteht. Mit dem Schädigungsmodell Cockcroft und Latham kann ein korrektes Risswachstum nicht simuliert werden, jedoch kann die Vorhersage rissempfindlicher Bereiche ohne Berücksichtigung von metallurgischen Faktoren (ohne Ausscheidungen, Korngrenzen, Phasenverteilung, Poren, uvm.) sehr gut wiedergegeben werden [Dua04]. Ein weiterer Nachteil des Modells ist die Tatsache, dass lediglich die erste Hauptnormalspannung als relevante Größe für die duktile Schädigung genommen wird. Durch eine Elimination von Elementen kann eine numerische Simulation sehr instabil

werden, da nach dem Verschwinden neue Kontaktstellen generiert werden müssen (Kontaktfindungsschwierigkeiten). Da bei dem Schädigungsmodell nach Cockcroft und Latham die plastische Arbeit als Referenz für die Schädigung herangezogen wird, kann es unter Umständen bei hohen plastischen Umformgraden problematisch werden, weil gerade hier eine hohe plastische Arbeit verrichtet wird. Dadurch können Elemente an diesen Stellen verschwinden, obwohl im Experiment noch keine Rissinitiierung zu erkennen ist. Daher besteht in der FE-Software die Möglichkeit der fortwährenden Aufsummierung eines Schädigungswertes, ohne die Definition eines Schwellenwertes. Dies bedeutet, dass keine Elemente verschwinden, sondern lediglich ein Schädigungsparameter $D_{C\&L}$ als Ergebnisgröße berechnet wird. Das Maximum dieses Parameters wird logischerweise zu Ende der Simulation erreicht, d.h. es gibt keinen absoluten Grenzwert für einen Risseintritt [NN06]. Der lokal berechnete Schädigungsparameter $D_{C\&L}$ ist kein materialspezifischer Grenzwert [NN06]. Mit Hilfe der qualitativen Berechnung des Schädigungsparameters $D_{C\&L}$ können rissempfindliche Bereiche visualisiert werden.

Alternative aus der Literatur bekannte duktile Schädigungsmodelle sind z.B. nach Atkins [Atk85] und nach Wilkins [Wil80] (hydrostatische und asymmetrische Spannung werden für die duktile Schädigung herangezogen). Cockcroft und Latham [Coc65,Coc68] stellten fest, dass der Einfluss der Vorverformung auf die Duktilität eines Werkstoffes sehr gering ist, sofern die Vorverformung unter hohen Druckspannungen durchgeführt wurde. Weitere duktile Schädigungsmodelle sind von Han & Kin [Han03] (das Modell nach Cockcroft und Latham wurde um einen Schubspannungsanteil erweitert) von Freudenthal [Fre50] in **Gl. 2.15**, von Brozzo [Bro72] in **Gl. 2.16** und von Ayada [Aya84] in **Gl. 2.17** entwickelt. Der Vergleichsumformgrad kann als Maß der Versetzungsdichte im Werkstoff angesehen werden [Bre07].

$$D_{Freudenthal} = \int_0^{\varphi_B} \sigma_v d\varphi_V \quad \text{Gl. 2.15}$$

$$D_{Brozzo} = \int_0^{\varphi_B} \frac{2\sigma_1}{3(\sigma_1 - \sigma_H)} d\varphi_V \quad \text{Gl. 2.16}$$

$$D_{Ayada} = \int_0^{\varphi_B} \frac{\sigma_H}{\sigma_v} d\varphi_V \quad \text{Gl. 2.17}$$

mit: φ_B = Bruchumformgrad
 φ_V = Vergleichsumformgrad
 σ_H = hydrostatische Spannung
 σ_1 = erste Hauptnormalspannung
 D_i = Schädigungsparameter

Anhand der Formulierungen dieser Ansätze ist zu erkennen, dass die Haupteinflussgrößen recht willkürlich gewählt werden, sodass keine werkstoffmechanischen Vorgänge, wie z.B. Porenbildung, Porenwachstum sowie das Aufbrechen metallischer Verbindungen berücksichtigt werden [NN06]. Dies ist jedoch in den mikromechanischen Modellen integriert.

2.3.3 Mikromechanische Schädigungsansätze

Nach Überschreiten z.B. einer lokal zu hohen Zugspannung brechen die Werkstoffverbin-

dungen bevorzugt an sehr harten Einschlüssen oder an Korngrenzen auf und das Risswachstum beginnt [NN06]. Die zuvor genannten makromechanischen Modelle sind nicht hinreichend genau, um die Bildung eines duktilen Bruchs zu beschreiben. Bekannte mikro-mechanische Modelle stammen von Oyane, **Gl. 2.18** [Oya80], Osakada, **Gl. 2.19** [Osa78], Gurson, **Gl. 2.20** [Gur75], Rousselier [Rou87,See07], Kachanov [Kac90], Johnson und Cook [Joh83], Rice & Tracey **Gl. 2.21** [Ric69] und Lemaitre **Gl. 2.22** [Lem94,Lem96]. Rice & Tracey stellten fest, dass sich die Volumenänderung aufgrund von Porenwachstum deutlich stärker auf die Duktilität eines Werkstoffs auswirkt als die Porenform. Daraus folgt, dass die hydrostatische Spannung einen entscheidenden Einfluss auf das Porenwachstum hat.

$$D_{Oyane} = \int_0^{\varphi_B} \left(1 + A \frac{\sigma_H}{\sigma_v}\right) d\varphi_V \quad \text{Gl. 2.18}$$

$$D_{Osakada} = \int_0^{\varphi_B} (B_0 + \varphi_V + B_1 \sigma_H) d\varphi_V \quad \text{Gl. 2.19}$$

$$D_{Gurson} = (1 - p_v) \dot{\varphi}_k + \frac{p_n}{s\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\varphi_V - \varphi_m}{s}\right)^2\right] \dot{\varphi}_V \quad \text{Gl. 2.20}$$

$$D_{Rice\&Tracey} = \int_0^{\varphi_B} \exp\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_H}{\sigma_v}\right) d\varphi_V \quad \text{Gl. 2.21}$$

$$D_{Lemaitre} = D_{krit} \frac{\sigma_U^2}{(\sigma_v \sqrt{f(\eta)})^2} (1 - D_{abs})^2 \quad \text{Gl. 2.22}$$

mit:	A, B_0, B_1	= Materialkonstanten
	D_{abs}	= absoluter Schädigungswert nach Lemaitre
	D_{krit}	= kritischer Schädigungswert
	D_i	= Schädigungsparameter
	$f(\eta)$	= Funktion in Abhängigkeit von der Mehrachsigkeit
	p_n	= Porenvolumen bei Nukleation
	p_v	= Porenvolumen
	s	= Standardabweichung
	σ_H	= hydrostatische Spannung
	σ_v	= Vergleichsspannung nach von Mises
	σ_U	= maximal übertragbare Spannung im nicht geschädigten Material
	φ_B	= Umformgrad bis zum Bruch
	$\dot{\varphi}_k$	= plastischer Anteil des makroskopischen Dehnungsinkrements
	φ_m	= mittlerer Umformgrad
	φ_V	= Vergleichsumformgrad
	$\dot{\varphi}_V$	= Vergleichsumformgeschwindigkeit

Dieses Modell hat große Ähnlichkeit mit den makroskopisch, zeitabhängigen Ansätzen, lediglich die Spannungen sind unterschiedlich miteinander verknüpft. Die Schädigungsansätze von Oyane, Osakada und Gurson berechnen das Porenwachstum in Abhängigkeit von Umform- und Spannungszustand. Das Schädigungsmodell nach Oyane wurde von einem für spröde Materialien entwickelten Materialmodell abgeleitet und bezieht sich auf die Spannungstriaxialität. Oyane machte zahlreiche Experimente bzgl. des Einflusses der Vorverformung auf die Dauerfestigkeit und die Zugfestigkeit eines Werkstoffes. Dabei fand er

zunächst heraus, dass sich die Dauerfestigkeit deutlich reduziert, sofern die im Vorfeld eingebrachte Vorverformung das Formänderungsvermögen bereits aufgebraucht hat. Eine schematische Darstellung des Modells der effektiven Spannungen von Lemaitre nach **Gl. 2.22** wird in **Bild 2.3** gezeigt. Dieser Ansatz erlaubt eine Vorhersage des Zeitpunktes und der Position des Schädigungseintritts. Zu den Grundannahmen des Modells zählen zum einen, dass nur Zugspannungen für eine Schädigung verantwortlich sind und zum anderen dass die Schädigung ab Beginn der Gleichmaßdehnung einsetzt. Das Werkstoffmaterial ist nicht geschädigt bei $D_{abs} = 0$, hingegen tritt bei $D_{abs} = 1$ vollständiges Versagen auf. Sobald eine Pore entsteht und wächst, vermindert dies die effektive Fläche und das Element muss die gleiche Kraft auf eine kleinere Fläche übertragen, wodurch die Spannung durch die Schädigung ansteigt.

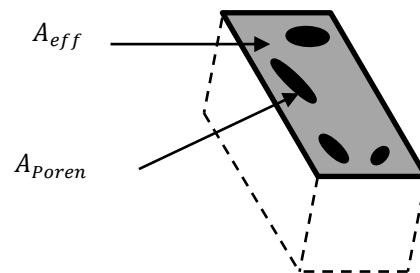


Bild 2.3: Prinzipskizze des Schädigungsmodells nach Lemaitre [Lem84]

Im realen Versuch würde die Spannung auf benachbarte Flächen ausweichen [NN06]. Dabei wird der absolute Schädigungsparameter D_{abs} nach **Gl. 2.23** [Fan08] definiert:

$$D_{abs} = \frac{A_{Poren}}{A_0} = 1 - \frac{A_{eff}}{A_0} \quad \text{Gl. 2.23}$$

mit: A_{Poren} = Fläche der Poren
 A_0 = Ausgangsfläche
 A_{eff} = effektive Fläche
 D_{abs} = absoluter Schädigungsparameter nach Lemaitre

Neben der Definition der absoluten Schädigung in **Gl. 2.23** müssen weitere Größen herangezogen werden, um einen makroskopischen Riss einzuleiten. Hinzu kommt die kritische Schädigung D_{krit} , welche ein Maß für die Rissanfälligkeit im einachsigen Fall darstellt, **Gl. 2.24** [NN06]. Nach Überschreiten der Einschnürung kommt es (vereinfacht) zum linearen Schädigungswachstum bis hin zur Bruchspannung.

$$D_{krit} = 1 - \frac{R_B}{R_m} \quad \text{Gl. 2.24}$$

mit: D_{krit} = kritische Schädigung
 R_B = Bruchspannung
 R_m = Zugfestigkeit

Zur Beschreibung des mehrachsigen Spannungszustandes wird der relative Schädigungswert nach Lemaitre herangezogen, welcher sich aus dem Quotient zwischen absoluter Schädigung D_{abs} und kritischer Schädigung D_{krit} errechnet. Aus dem Vergleich zwischen absoluter und kritischer Schädigung kann man ableiten, ob der Umformprozess rissanfällig ist. Auch muss ein Schädigungswiderstand errechnet werden, welcher den Widerstand gegen duktile Schädigungsentwicklung angibt. Hier wird eine vereinfachte Formel herangezogen.

gen, **Gl. 2.25** [NN06]. Aus den zuvor gezeigten Gleichungen ist zu erkennen, dass die Kalibrierung von mikromechanischen Modellen aufwändiger ist als diejenige von makromechanischen Modellen, da einige Materialparameter bestimmt werden müssen. Jedoch können mikromechanische Modelle oftmals den realen physikalischen Effekt besser im Vergleich zu den energiebasierten Modellen beschreiben. Jedoch haben alle beschriebenen mikromechanischen, wie auch die makromechanischen Modelle gemein, dass kein allgemeingültiger Schädigungsgrenzwert für sämtliche Umformprozesse definiert werden kann, der die Rissentstehung exakt quantifizieren kann [Bre07]. Zwar können in Analogieversuche Grenzwerte ermittelt werden, aber für den relevanten Umformprozess sollten diese gegebenenfalls angepasst werden. In [Bre07] wird beschrieben, dass die meisten makro- und mikromechanischen Ansätze den Ort der Rissentstehung sehr gut im Gegensatz zum Versagenszeitpunkt wiedergeben können. Hier kommt es zu einer großen Streubreite der maximal erreichbaren Schädigungswerte bei Rissinitiierung, was damit begründet wurde, dass die Geometrieverhältnisse der Umformprozesse deutlich unterschiedlich waren.

$$S_D = \frac{R_B^2}{2E(1-D_{krit})^2 \frac{dD_l}{d\varphi_V}} = \frac{R_m^2}{2E \frac{dD_l}{d\varphi_V}}, \quad \frac{dD_l}{d\varphi_V} = \frac{D_{krit}}{\varphi_B^{pl} - \varphi_{R_m}^{pl}} \quad \text{Gl. 2.25}$$

mit:	D_{krit}	= kritische Schädigung
	D_l	= lokale Schädigung
	E	= E-Modul
	R_B	= Bruchspannung
	R_m	= Zugfestigkeit
	S_D	= Schädigungswiderstand
	φ_V	= Vergleichsumformgrad
	φ_B^{pl}	= wahre Dehnung beim Probenbruch
	$\varphi_{R_m}^{pl}$	= wahre Dehnung bei R_m

In [Bre07] wird als Erweiterung von mikromechanischen Modellen ein Schädigungsmodell entwickelt, welches basierend auf einer großen Datenbank an Umformgeschichten (Spannungs- und Dehnungstensor) unter Anwendung statistischer und mathematischer Algorithmen Muster extrahiert mit dem Ziel der Bruchvorhersage. Durch die Verwendung solcher neuronalen Netze kann die Vorhersagegenauigkeit verbessert werden.

2.4 Tribosystem

Für ein tiefgehendes Prozessverständnis ist die Kenntnis des tribologischen Systems unabdingbar, um den Gewindewalzprozess realitätsnah abbilden zu können. Anderenfalls könnten Machbarkeitsprüfungen von Gewinden fehlerhaft ausfallen, wodurch sich Testschleifen mit Realversuchen zu einem großen Zeit- und Kostenfaktor entwickeln könnten. Auch führt das mangelnde Prozessverständnis zu einer Verlängerung der Prozesskette. Bislang erfolgte die Reibwertauslegung von Walzprozessen auf der Basis von „trial and error“-Methoden, wodurch keine zuverlässige sowie exakte Prozessauslegung möglich ist. Zunächst soll hier das tribologische System vorgestellt werden. Das tribologische System besteht aus folgenden Elementen: Werkzeug, Werkstück, Zwischenmedium (meist Schmierstoff) und Umgebungsmedium (meist Luft) [Gro11]. Die unterschiedlichen Mechanismen die beim Kontakt von Oberflächen entstehen können, sind in **Bild 2.4** schematisch

dargestellt [Eck09]. Diese Interaktion kann in der Kaltmassivumformung durch die Mechanismen **Adhäsion und Scherung**, **Abrasion** der Oberfläche durch Rauigkeitshügel, **plastische** und **elastische Deformation** in der Kontaktzone beschrieben werden [Eck09]. Als Reibungskenngrößen werden die Reibleistung und die Wärmeentstehung herangezogen [Klo06]. Es wird unterschieden zwischen innerer Reibung (Verschiebung der einzelnen Körner) und äußerer Reibung, welche durch die Relativbewegung bzw. Wechselwirkung von Werkzeug und Werkstück entsteht [Doe10]. Die wichtigsten Kenngrößen in der Berührfläche sind Flächenpressung, Relativgeschwindigkeit, Oberflächenvergrößerung und Temperaturerhöhung aufgrund von Umformenergie in Wärme [Dwu00]. Sowohl die Struktur des Tribosystems als auch das Beanspruchungskollektiv beeinflussen Reibung und Verschleiß, ebenso gilt der Umkehrschluss.

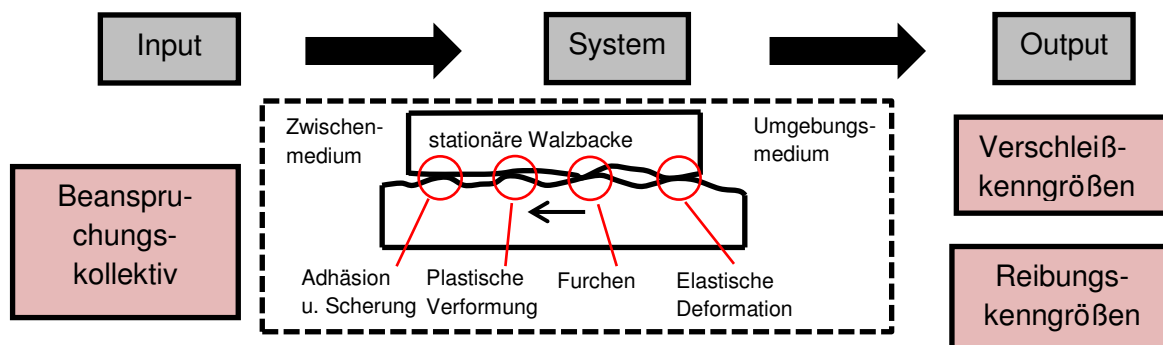


Bild 2.4: Mechanismen bei der Interaktion von Oberflächen [Eck09,Klo06]

Charakteristische Kenngrößen für den Verschleiß sind die Verschleißerscheinungsform (Oberflächenveränderung) und die Verschleiß-Messgröße (Materialverlust) [Klo06].

2.4.1 Reibung

Definitionsgemäß ist „Reibung“ ein Verlust an mechanischer Energie bei Beginn, Ablauf oder Beenden einer Relativbewegung sich berührender Stoffbereiche [Geg04]. In der Grenzfläche zwischen den Oberflächen von Werkzeug und Werkstück entsteht sowohl Misch- als auch hydrostatische Reibung, wobei sehr hohe Presskräfte vorliegen und Umformwärme entsteht [Klo06,Rin09]. Das in der FE-Simulation verwendete Reibgesetz (z.B. nach Coulomb oder das Reibfaktorgesetz) mit dem dazugehörigen Reibfaktor hat einen sehr großen Einfluss auf das Ergebnis der Simulation [Eck09]. Diese Faktoren stehen in direktem Kontakt mit dem Materialfluss und der Umformenergie, welche entscheidend das Berechnungsergebnis beeinflussen. Je höher die vorliegende Reibung, desto größer ist der notwendige Kraft- und Energiebedarf [Klo06]. Auf die Reibeinflüsse wirken sich die Eigenschaften der Reibpartner, wie z.B. wahre Kontaktflächen, Wärmeleitfähigkeit, Adhäsionsverhalten, Verzunderung, usw. unterschiedlich stark aus, ebenso äußere Einflüsse, wie Temperatur, Umformgeschwindigkeit und Atmosphäre [Eck09]. Die Reibgesetze nach Coulomb (**Gl. 2.26**) und das Reibfaktorgesetz (**Gl. 2.27**) haben sich für die Beschreibung der Reibschubspannung τ_R in der Plastizitätstheorie etabliert [Klo06]. Das Gesetz nach Coulomb sagt aus, dass die Reibkraft proportional zur aufgebrauchten Last ist, unabhängig von Gleitgeschwindigkeit und Kontaktfläche. Diese Gesetzmäßigkeit gilt dann, wenn die Kontaktnormalspannung klein gegenüber der Fließspannung ist [Bre07]. Sofern sich die

Reibschubspannung der Fließspannung nähert, würden beide Kontaktkörper in der Kontaktzone aneinanderhaften. Für die Haftbedingung bzw. den Grenzreibwert gilt daher die Formel nach **Gl. 2.27** [Bre07]. Mit größer werdenden Kontaktnormalspannungen nähert sich die Reibschubspannung der Fließspannung an, wobei das Coulomb'sche Gesetz seine Gültigkeit verliert, da keine Grenzfließspannung berücksichtigt wird [Bre07].

$$\tau_R = \mu \sigma_N \text{ nach Coulomb} \quad \text{Gl. 2.26}$$

$$\tau_R = m_s \frac{k_f}{\sqrt{3}} \text{ Reibfaktorgesetz} \quad \text{Gl. 2.27}$$

mit:

- μ = Reibwert
- σ_N = Normalspannung
- τ_R = Reibschubspannung
- k_f = Fließspannung
- m_s = Scherreibfaktor

Im Gegensatz zum Reibgesetz nach Coulomb eignet sich das Reibfaktorgesetz besonders für Umformprozesse mit hohen Kontaktnormalspannungen σ_N , welche bei der Massivumformung vorhanden sind [Klo06]. Das Reibfaktorgesetz ist eine Weiterentwicklung des Reibgesetzes nach Shaw []. Jedoch wird bei niedrigen Kontaktnormalspannungen die Reibschubspannung überschätzt [Pet97]. Neuere Ansätze kombinieren beide Reibgesetze, um die jeweiligen Vorteile auszunutzen und somit die speziellen Anforderungen in der Umformtechnik wiedergeben zu können [Klo06]. Bei der numerischen Implementierung muss ein besonderes Augenmerk auf die Richtungs- und Vorzeichenumkehr der Reibspannung gerichtet werden, wofür Übergangsfunktionen (z.B. Arcus-Tangens oder bilinear) einbezogen werden müssen, welche in [Bar12] beschrieben werden.

2.4.2 Verschleiß

Nach DIN 50320 [DIN79] ist „Verschleiß“ der fortschreitende Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers, hervorgerufen durch mechanische Ursachen, d.h. Kontakt und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers. Im Bereich der Umformtechnik wird diese Definition mit dem Zusatz des Übergangs von Werkstückmaterial auf die Werkzeugoberfläche erweitert [Klo06]. Die Standzeiten von Werkzeugen werden neben der Existenz von Rissen, Werkzeugbrüchen oder plastischer Werkzeugdeformation maßgeblich durch Verschleiß bestimmt [Klo06]. Daneben spielt die Auswahl des Werkstoffes (Festigkeit, verschleißfördernde Stoffe) für Werkstück und Werkzeug sowie die konstruktive Auslegung der Werkzeuge eine wichtige Rolle [Ebe12]. Zu den zentralen Verschleißmechanismen zählen Abrasion, Adhäsion, Oberflächenzerrüttung und tribochemischer Verschleiß [Klo06]. **Abrasion** am Werkzeug erfolgt klassischerweise, wenn sich harte Partikel in der Reibkontaktzone befinden, bedingt z.B. durch intermetallische Phasen, Hartphasen oder anderen Verunreinigungen [Klo06]. Hingegen äußert sich der adhäsive Verschleiß in einem Übertrag von Material des weicheren auf die Oberfläche des härteren Reibpartners und entsteht beim Vorliegen hoher Flächenpressungen [Klo06]. Ferner führen lokale Spannungsüberhöhungen an Rauigkeitsspitzen zu plastischer oder elastischer Werkzeugdeformation. Der Widerstand gegen abrasiven Verschleiß kann durch einen härtesten Werkzeugwerkstoff gesteigert werden [Klo06].

Der **Adhäsionsverschleiß** wird durch die Ausbildung von Grenzflächenbindungen bestimmt, indem intermetallische Oberflächenschichten, wie z.B. Oxide im tribologischen Kontakt aufreißen und abgetragen werden. Dadurch entsteht ein rein metallischer Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug. Wenn diese Grenzflächenbindungen größer sind als die Kohäsion, d.h. der innere Werkstoffzusammenhalt, so erfolgt die Trennung der Verbindung gewöhnlich im Inneren des Werkstückmaterials durch Scherung. Die Folge von adhäsivem Verschleiß sind stark aufgeraute Werkzeugoberflächen, wodurch Riefen am Werkstück entstehen können. Bei sehr unterschiedlichen Werkstoffpaarungen ist die Wahrscheinlichkeit des adhäsiven Verschleißes eher gering. [Klo06]

Bei der **Oberflächenzerrüttung** handelt es sich um eine Ermüdung und Rissbildung der oberflächennahen Bereiche bedingt durch die tribologische Wechselbeanspruchung der Reibpartner, was zu Materialtrennungen führen kann. Hinsichtlich der Ermüdung wird zwischen Kurz- und Langzeitermüdung unterschieden. Als Folge entstehen Oberflächenrisse oder aber Brüche. Hohe Standzeiten der Werkzeuge setzen möglichst niedrige Belastungsamplituden voraus, ebenso sind gute Zähigkeitseigenschaften und hohe thermische und mechanische Wechselfestigkeit erforderlich. [Klo06]

Durch die Interaktion zwischen den Kontaktoberflächen von Werkzeug und Werkstück entsteht Reibungsenergie, welche chemische Reaktionen innerhalb des Tribosystems hervorruft. Dadurch ergeben sich Randschichten mit veränderlichen chemischen Zusammensetzungen und unter Umständen deutlich unterschiedlichen Materialeigenschaften (z.B. hartspröde). Sämtliche Arten des Abtrags chemischer Reaktionsprodukte werden als **tribochemischer Verschleiß** bezeichnet. Um den chemischen Reaktionen zwischen Werkzeug und Schmierstoff entgegenzuwirken, sind eine gute Oxidationsbeständigkeit und eine hohe Wärmeleitfähigkeit zur schnellen Wärmeabfuhr erforderlich. [Klo06]

2.4.3 Schmierung

Detaillierte Beschreibungen von Schmierstoffen, welche zum Trennen und teilweise Umformen von Werkstoffen bzw. zum Kühlen und Schmieren eingesetzt werden, sind in DIN 51385 [DIN13] aufgeführt. Der Schmierstoff soll zum einen die Trennwirkung zwischen den Oberflächen von Werkzeug und Werkstück gewährleisten, sodass der Werkzeugverschleiß minimiert wird, und zum anderen die Reibung minimieren [Rin09]. Des Weiteren soll der Schmierstoff ein Kaltverschweißen verhindern und ein leichteres Aufsteigen des Werkstoffes ermöglichen [Gro05]. Ausführliche Informationen zum Thema Schmierstoffsysteme konkret beim Gewindewalzen sind [Dwu00] zu entnehmen. Darin werden die tribologischen Anforderungen und Auswirkungen für das Fertigungsverfahren Gewindewalzen beschrieben. Ferner werden Schmierstoffsysteme vorgeschlagen und diskutiert. Beispielsweise sollte beim Gewindewalzen der Anteil an Schmierungsträgern nicht zu hoch sein, da sonst ein „Rutschen“ des Schraubenrohlings im Einlaufbereich der Walzwerkzeuge wahrscheinlich ist [Dwu00]. Dabei müssen die Eigenschaften des Schmiermittels bzgl. Viskosität, ausreichender Druckbeständigkeit, hohe Temperaturbeständigkeit, Wärmeausdehnung, chemisches Reaktionsvermögen, usw. berücksichtigt werden [Eck09,Ebe12].

2.4.4 Reibwertermittlung

Die Ermittlung von Reibwerten in der Simulation erfordert Analogieversuche unter Laborbedingungen, welche die Realität möglichst genau widerspiegeln können. Die Versuche müssen das Tribosystem aus Verschleiß (Materialabtrag aus dem Werkzeug bei einer hohen Anzahl von Zyklen), Schmierung (Qualität der Trennwirkung des Schmierstoffs) und Reibung (Kraft zur Überwindung der Reibung bei Relativbewegung) integrieren [Mül12]. Im Hinblick auf ein Reibmodell für das Gewindewalzen ergeben sich erhöhte Anforderungen hinsichtlich hoher Kontaktnormalspannungen sowie hoher Relativgeschwindigkeiten. Auch sind die Oberflächenvergrößerungen und die Temperaturentwicklung während des Prozesses nicht unerheblich und zu beachten. Mögliche Laborversuche sind zum Beispiel: Pin-On-Disk, Ringstauchversuch, Spike-Test oder auch der Gleitstauchversuch, siehe **Bild 2.5**. In **Bild 2.5** ist der Ringstauchversuch, Spike-Test und Gleitstauchversuch insofern dargestellt, dass links der Symmetrieachse der Zustand vor der Umformung und rechts der Zustand nach der Umformung gezeigt wird. Der Pin-On-Disk-Versuch kann als Reib- oder Verschleißtest genutzt werden, jedoch mit dem Nachteil, dass dieser für die Kaltmassivumformung eher ungeeignet ist, da keine Umformung und auch kein Lastkollektiv eingebracht werden. Beim Ringstauchversuch (der Ring ist in gelber Farbe in **Bild 2.5** dargestellt) ist die Verformung abhängig von der Reibung auf der Grundplatte. Diese geometrische Reibwertermittlung setzt die Durchmesser vor und nach dem Versuch ins Verhältnis und vergleicht dieses mit Kalibrierkurven [Sof01]. Der Spike-Test stellt eine Kombination von Vollvorwärtsfließpressen und Querfließpressen dar. Ist die resultierende Spike-Höhe H_1 groß, so handelt es sich um eine geringe Reibung. Die Reibwertermittlung erfolgt über den Abgleich mit Simulationen.

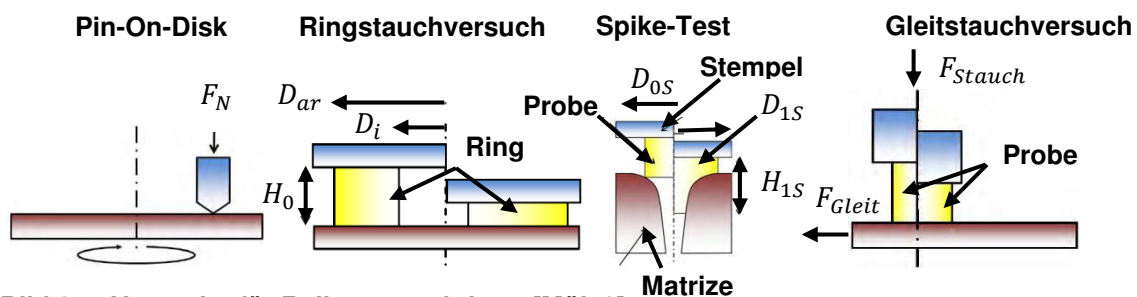


Bild 2.5: Versuche für Reibwertermittlung [Mül12]

Im Hinblick auf das Gewindewalzen ist es notwendig, dass der Laborversuch hohe Kontaktnormalspannungen und auch hohe Relativgeschwindigkeiten realisieren kann, was durch den Gleitstauchversuch wiedergegeben werden kann. Zunächst wird hier eine Probe plastisch verformt und anschließend die Gleitplatte mit einer definierten Geschwindigkeit abgezogen.

2.5 Grundlagen der Materialermüdung

Im Maschinenbau sind 60% aller Schäden auf eine Werkstoffermüdung zurückzuführen [Sch03]. Gerade die schwingende Zug- und Druckbelastung bei Schrauben ist von zentraler Bedeutung für den späteren Einsatz. Nach [Chr11] ist Materialermüdung eine Änderung der Materialeigenschaften infolge einer ständig wiederkehrenden zyklischen Werkstoffbelastung, was in der Regel zur Rissinitiierung und zum Versagen führt. Bei der Ermüdungsris-

ausbreitung wachsen die entstehenden Risse bevorzugt senkrecht zur größten Hauptnormalspannung [Sch03,Sch04]. Die Bruchflächen der Ermüdung unterscheiden sich deutlich von Gewalt- oder Restbruchflächen, da diese eine feinere Strukturierung und geringe Rauigkeit aufweisen. Daher zeichnen sich Ermüdungsbruchflächen durch ein glatteres Aussehen und oftmals durch die Existenz von Rastlinien oder aber Schwingungstreifen aus [Sch04]. Beim Vorliegen von Schwingungstreifen ist die Schadensursache eindeutig auf Materialermüdung zurückzuführen, jedoch gilt der Umkehrschluss nicht zwangsläufig, d.h. wenn keine Schwingungstreifen erkennbar sind, kann die Ursache trotzdem Ermüdung sein [Sch04]. Durch die genaue mikro- und makroskopische Analyse der Bruchflächen lassen sich Rückschlüsse auf die Beanspruchungskomponenten, die Beanspruchungshöhe und die Vorgeschichte schließen, womit eine Rekonstruktion der Rissausgangsstelle und des Rissverlaufs ermöglicht wird [Sch04]. Zu den Schadensfolgen zählen neben direkten (Instandsetzungskosten, Erneuerung) auch indirekte (Folgeschäden durch Stillstand der Maschine, Produktionsausfall) materielle Verluste, ebenso sind Personenschäden denkbar [Sch04,Sch05]. Ein typischer Ablauf ausgehend von der zyklischen plastischen Verformung über die Rissbildung und Rissausbreitung bis zum Restbruch mit den jeweiligen charakteristischen Eigenschaften ist **Bild 2.6** zu entnehmen.

Zyklische plastische Verformung



- Mechanische Hysterese
- Wechselverformungskurven (Ver-/Entfestigung)
- Zyklische Spannungs-Dehnungskurve

Rissbildungen – an oberflächennahen Spannungskonzentrationen



- Spannungswöhlerkurve (Basquin-Kurve)
- Dehnungswöhlerkurve (Manson-Coffin-Kurve)

Vorkritische Rissausbreitung – unter zyklischer Belastung



- Lokalisierung der Schädigung im Rißspitzenbereich
- Kurzrissskinetik
- Da/dN -Kurve (Makrorissskinetik)

Kritische Rissausbreitung – unter Wirkung der Maximallast



- Risswiderstandskurve (R-Kurve)
- Bruchzähigkeit

Restbruch

Bild 2.6: Von der zyklischen Verformung zum Restbruch [Sch03,Sch04]

Daraus geht hervor, dass die zyklische plastische Verformung durch Wechselverformungskurven sowie mechanische Hysteresen gekennzeichnet ist. Bei der Rissbildung spielen die Aspekte Spannungs- oder Dehnungswöhlerlinie eine wichtige Rolle. Einige wichtige Eigenschaften der aufgeführten Charakteristika in **Bild 2.6** werden in den folgenden Abschnitten näher erläutert.

2.5.1 Wechselverformungskurve

Versagensarten können in übermäßiger elastischer Belastung oder in Versetzungsbewegungen liegen, d.h. dass die plastische Verformung beginnt, welche zur plastischen Insta-

bilität führen kann (plastischer Kollaps) [Sch04,Sch05]. Bedingt durch die Versetzungsbe-
 wegung kommt es zur Ver- bzw. Entfestigung (Wechselverformungskurve, siehe **Bild 2.7**),
 abhängig von der mechanischen Vorgeschichte. Mit fortschreitender zyklischer Verformung
 stellt sich das Sättigungsverhalten ein. Anschließend tritt an Oberflächenrauigkeiten oder
 Kerben eine Dehnungslokalisierung auf, welche zur Reduzierung der Spannungsamplitude
 führt. Dabei ist das Trennen von Atombindungen oder das Abscheren von Atomebenen
 möglich, wodurch eine Rissbildung initiiert wird [Sch04,Sch05]. Infolge der fortschreitenden
 Kaltverfestigung durch zunehmende Kaltverformung müssen ungünstige Gleitsysteme ak-
 tiviert werden, wodurch der Kraftbedarf erheblich ansteigt [Eng11]. Nach Überschreiten der
 Versagensgrenzen bzw. des temperaturabhängigen Formänderungsvermögens des Ein-
 satzwerkstoffs treten Mikrorisse auf [Eng11,Lan08].

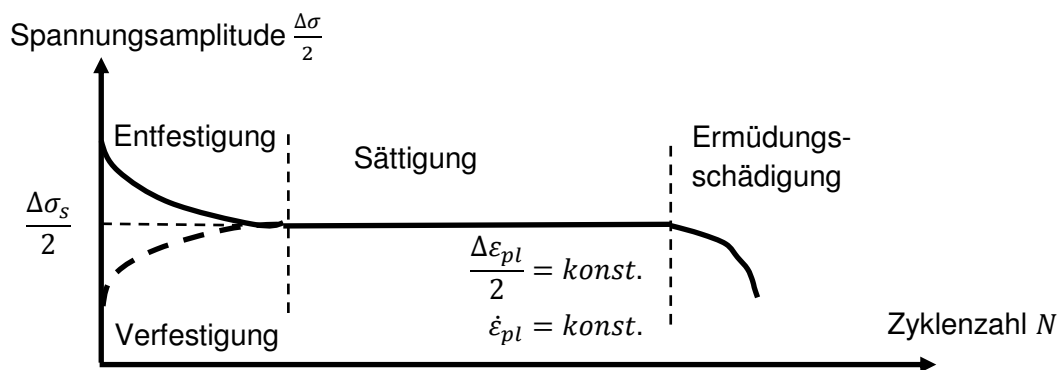


Bild 2.7: Wechselverformungskurve [Chr11]

Nach Definition ist die Formänderung die Eigenschaft eines Werkstoffes, plastische Ände-
 rerungen ohne Bruch zu ertragen [Eng11]. Die anschließende Rissausbreitung kann entwe-
 der stabil, instabil oder allmählich erfolgen [Chr10].

2.5.2 Spannungs-Dehnungs-Hysterese

Für die Beschreibung des Ermüdungsverhaltens sind Spannungs- und Dehnungskenn-
 werte erforderlich. Dafür wird in **Bild 2.8** (links) ein Spannungsverlauf einer sinusförmigen
 Schwingbeanspruchung abgebildet.

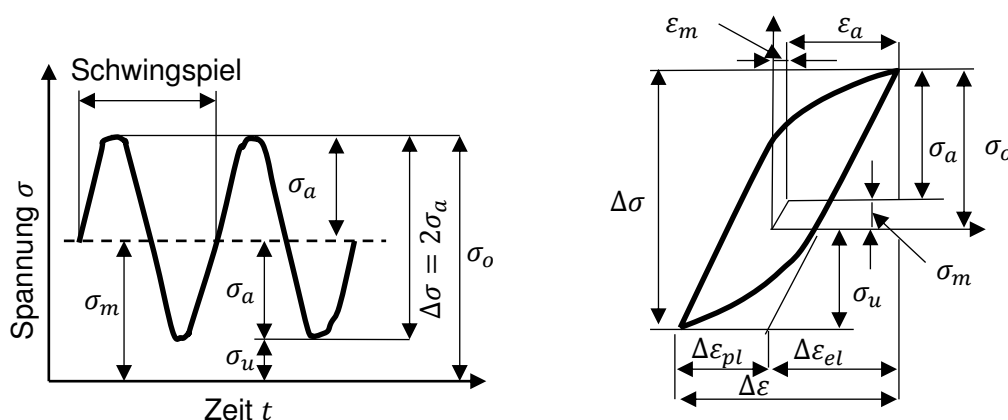


Bild 2.8: Spannungsverlauf bei einer Schwingbeanspruchung (links) und Spannungs-Dehnungs-Hysterese (rechts) [Chr11]

Weiterhin wird in **Bild 2.8** die Werkstoffantwort auf eine zyklische Belastung in Form einer Spannungs-Dehnungs-Hysterese gezeigt. Zentrale Größe bei einer Schwingbelastung sind hierbei die Spannungsamplitude σ_a (**Gl. 2.28**), Mittelspannung σ_m (**Gl. 2.29**), Oberspannung σ_o , Unterspannung σ_u , sowie das Spannungsverhältnis R (**Gl. 2.30**). Anhand des Spannungsverhältnisses erfolgt eine Unterteilung in Druckschwell-, Wechsel- oder Zugschwellbeanspruchung. Bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0$ liegt eine reine Zugschwellbeanspruchung vor. Die reine Wechselbeanspruchung ist durch ein Spannungsverhältnis von $R = -1$ gekennzeichnet.

$$\sigma_a = \frac{1}{2}(\sigma_o - \sigma_u) \quad \text{Gl. 2.28}$$

$$\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_o + \sigma_u) \quad \text{Gl. 2.29}$$

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad \text{Gl. 2.30}$$

mit: σ_a = Spannungsamplitude
 $\sigma_o, \sigma_u, \sigma_m$ = Ober-, Unter- und Mittelspannung
 R = Spannungsverhältnis

Bei spannungsgeregelten Wöhlerversuchen ist beispielsweise die Vorgabe der statischen (entspricht der Mittelspannung) und dynamischen Last (entspricht der Schwingbreite $\Delta\sigma$) notwendig. Die Spannungs-Dehnungs-Hysterese in **Bild 2.8** (rechts) zeigt die Werkstoffantwort einer Schwingbelastung unter konstanter Mittelspannung σ_m sowie konstanter Mitteldehnung ε_m . Die Lastumkehrpunkte kennzeichnen die minimalen und maximalen Spannungs- bzw. Dehnungswerte. Ähnlich dem statischen Zug- oder Druckversuch erfolgt zunächst eine elastische Zu- bzw. Abnahme der Spannung bei konstanter plastischer Dehnung. Zur weiteren Beschreibung der Hysterese ist die Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon$ (ergibt sich aus der Addition von elastischer und plastischer Dehnung) oder auch die Dehnungsamplitude ε_a (ist gleich der halben Dehnungsschwingbreite). Die Dehnungsschwingbreite entspricht der Differenz von minimaler und maximaler Dehnung.

2.5.3 Wöhlerdiagramm

Zur Erstellung eines Wöhlerdiagramms werden Proben auf definierten Spannungsniveaus solange einer Zug-/Druckbelastung ausgesetzt, bis entweder der Probenbruch eintritt oder eine im Vorfeld definierte Grenzlastspielzahl erreicht wird. Eine schematische Darstellung des Wöhlerdiagramms ist

Bild 2.9 zu entnehmen. Je nach Versuchsart bleibt entweder das Spannungsverhältnis oder die Mittelspannung konstant. Im Wöhlerdiagramm erfolgt in der Regel eine doppellogarithmische Auftragung der Spannungs- oder Dehnungsamplitude über der Schwingzahl. Die sich ergebende Wöhlerlinie ist die Versagensgrenzlinie, welche klassischerweise in die drei Bereiche Kurzzeit- (Bruchzyklenzahl $N_B < 10^4$), Zeit- ($10^4 < N_B < 2 \cdot 10^6$) und Dauerfestigkeitsbereich unterteilt werden kann. Sofern eine Werkstoffprobe mehr als $2 \cdot 10^6$ Zyklen ohne Bruch belastet werden kann, gilt diese laut vielen Lehrbüchern oder auch nach VDI2230 [Sch11] als dauerfest. Jedoch haben viele Forschungsthemen gezeigt, dass auch nach einer vermeintlichen Dauerfestigkeit Probenbrüche auftreten können. Daher befassen sich viele Arbeiten mit dem Bereich „Very High Cycle Fatigue“ jenseits der angenommenen Dauerfestigkeit. Korrosive Umgebungsmedien, ungünstige Probengeometrien, Kerben,

Oberflächenzustände oder auch Werkstoffinhomogenitäten können die Dauerfestigkeit erheblich beeinflussen.

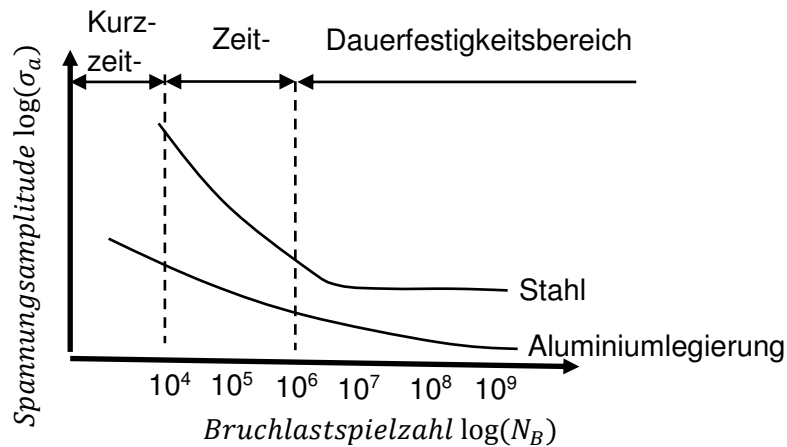


Bild 2.9: Schematisches Wöhlerdiagramm einer Aluminiumlegierung vs. Stahl nach [Chr04]

Für die mathematische Beschreibung des Zeitfestigkeitsbereichs wird oftmals die Basquin-Gleichung verwendet, siehe **Gl. 2.31** [Sch11].

$$\sigma_{aB} = \sigma_D \left(\frac{N_D}{N_B} \right)^{\frac{1}{k_w}} \quad \text{Gl. 2.31}$$

- mit:
- σ_{aB} = ertragbare Spannungsamplitude nach Basquin
 - σ_D = Dauerfestigkeit
 - $-\frac{1}{k_w}$ = Steigung der Wöhlerlinie
 - N_B = Bruchschwingspielzahl
 - N_D = Schwingspielzahl bei Dauerfestigkeit

Mit dieser Gleichung kann die ertragbare Spannungsamplitude innerhalb des Zeitfestigkeitsbereichs mit der Kenntnis der Dauerfestigkeit, Steigung der Wöhlerlinie und Schwingspielzahl errechnet werden. In [Sch11] wurden die Einflüsse von Mittelspannung, Festigkeit und Nenngröße der Schraube auf das Ermüdungsverhalten von metrischen Schrauben untersucht. Es konnte festgestellt werden, dass im Vergleich zu klassischen Werkstoffproben die Mittelspannung keinen Einfluss auf die Dauerfestigkeit hat. Weiterhin wurde herausgefunden, dass die Dauerfestigkeit bei metrischen Schrauben M10 der Festigkeitsklasse 10.9 um etwa 20% höher liegt als bei Schrauben der Festigkeitsklasse 5.6. Bei einem Unterschied der Nenngröße zwischen M10 und M16 wurde aufgrund des größeren Spannungsquerschnitts eine um 10% höhere Dauerfestigkeit festgestellt.

2.5.3.1 Abgrenzungsverfahren

Aufgrund einer hohen Streubreite der Versuchsergebnisse bei Wöhlerversuchen sind statistische Auswertelgorithmen erforderlich. Um die Anzahl der Proben in einem angemessenen Fenster zu halten und auch die Lasthorizonte der Dauerfestigkeit möglichst schnell ausfindig zu machen, werden sowohl das Treppenstufen- als auch das Abgrenzungsverfahren angewendet. Für die Auswertung der Versuchsergebnisse wird die $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation herangezogen. Das Abgrenzungsverfahren dient wie auch das Treppenstufen-

verfahren zur Bestimmung des Übergangsbereiches. Hier werden zwischen dem Zeitfestigkeits- und Übergangsbereich bzw. Übergangs- und Dauerfestigkeitsbereich jeweils zehn Proben auf einem Lasthorizont geprüft [Web10]. Beim Abgrenzungsverfahren wird der erste Versuch auf einem beliebigen Lasthorizont durchgeführt. Sofern die Probe unterhalb einer im Vorfeld definierten Grenzschwingspielzahl versagt, wird die nächste Probe auf einem geringen Lasthorizont geprüft. Dabei wird die Kraft solange gesenkt, bis die erste Probe die Grenzlastspielzahl erreicht hat [DIN97]. Dieses Belastungsniveau wird als oberer Prüfhorizont gewählt. Sollte die erste Probe ein Durchläufer sein, wird die Last solange angehoben bis die erste Probe bricht, was den unteren Lasthorizont darstellen würde.

2.5.3.2 Treppenstufenverfahren

Zur Ermittlung von Streubreite und Lage des Übergangsbereiches wird beim Treppenstufenverfahren, welches auf Dixon und Mood [Dix48] zurückgeht, die Spannungsamplitude stufenweise nach jedem Einzelversuch verändert. Hier muss im Vorfeld der zu erwartende Median der Dauerfestigkeit abgeschätzt werden. Für die Ermittlung der Dauerfestigkeit sind erfahrungsgemäß ca. 15 Proben notwendig (Genauigkeit ca. $\pm 5\%$ bis $\pm 10\%$), jedoch für die Bestimmung des Übergangsbereiches steigt der Probenaufwand deutlich an [DIN97]. Ausgehend von dem ersten Lasthorizont wird die erste Probe geprüft. Sofern Probenbruch eintritt, wird die Belastung solange stufenweise gesenkt bis Nichtbruch auftritt [DIN97]. Anschließend wird die Belastung stufenweise erhöht, bis Bruch eintritt. In der Regel zentriert sich dieses Verfahren sehr schnell auf den Median, jedoch ist die Ermittlung der oberen und unteren Streubandgrenze der Dauerfestigkeit sehr aufwendig. Deswegen kommt hier die $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation zum Einsatz, wodurch ein linearer Zusammenhang zwischen der Bruchwahrscheinlichkeit P und der entsprechenden Zyklenzahl N bzw. der Spannungsamplitude σ_a entsteht.

2.5.3.3 $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation

Mit Hilfe der $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation können nach [Den75] Übergangs- und Zeitfestigkeitsbereich in Abhängigkeit von der gewünschten Ausfallwahrscheinlichkeit P_A bestimmt werden. Die \arcsin -Funktion ist eine beidseitig geschlossene Funktion, sodass auch theoretische Grenzwerte berechnet werden können [Web10]. Dadurch ist es möglich, extreme Ausfallwahrscheinlichkeiten von Wöhlerlinien ($P_A = 0\%$ oder $P_A = 100\%$) zu ermitteln. Zur Erstellung einer vollständigen Wöhlerkurve werden im Zeitfestigkeitsbereich fünf Proben und im Übergangsbereich zehn Proben je Spannungshorizont geprüft. Danach werden die Proben aufsteigend je nach erreichter Zyklenzahl sortiert und fortlaufend Nummern i zugeordnet. Entsprechend **Gl. 2.32** und **Gl. 2.33** ergibt sich die Bruchwahrscheinlichkeit im Zeitfestigkeitsbereich [Zim09].

$$P_{Zeit} = \frac{i}{n} * 100 [\%] \quad \text{für } i < n \quad \text{Gl. 2.32}$$

$$P_{Zeit} = \left(1 - \frac{1}{2n}\right) * 100 [\%] \quad \text{für } i = n \quad \text{Gl. 2.33}$$

mit: P_{Zeit} = Bruchwahrscheinlichkeit im Zeitfestigkeitsbereich
 i = Probennummer
 n = Anzahl der Proben

Mit Hilfe der $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation kann im Zeitfestigkeits- und im Übergangsbereich ein linearer Zusammenhang zwischen $\lg N_B$ und σ_a hergestellt werden. Die $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation errechnet sich im Zeitfestigkeitsbereich nach **Gl. 2.34** [Zim09]:

$$\lg N_B = a_{Zeit} + b_{Zeit} * \arcsin\sqrt{P_{Zeit}} \quad \text{Gl. 2.34}$$

$$a_{Zeit} = \frac{\sum_{i=1}^n \lg N_B - b_{Zeit} \sum_{i=1}^n \arcsin\sqrt{P}}{n} \quad \text{Gl. 2.35}$$

$$b_{Zeit} = \frac{\sum_{i=1}^n \arcsin\sqrt{P} * \lg N_B - (\sum_{i=1}^n \lg N_B) * \frac{\sum_{i=1}^n \arcsin\sqrt{P}}{n}}{\sum_{i=1}^n (\arcsin\sqrt{P})^2 - \frac{(\sum_{i=1}^n \arcsin\sqrt{P})^2}{n}} \quad \text{Gl. 2.36}$$

mit: a_{Zeit}, b_{Zeit} = Koeffizienten
 N_B = Bruchzyklenzahl
 P_{Zeit} = Bruchwahrscheinlichkeit im Zeitfestigkeitsbereich
 n = Anzahl der Proben

Üblicherweise wird das Wöhlerdiagramm doppellogarithmisch auftragen, wobei der Zeitfestigkeitsbereich durch eine Zeitfestigkeitsgerade linearisiert wird. Für den Geradenverlauf der Wöhlerkurve im Zeitfestigkeitsbereich auf mehr als zwei Lasthorizonten ist eine weitere Regressionsrechnung erforderlich. Dafür sind die linearisierten Koeffizienten a_{lin} und b_{lin} nach **Gl. 2.38** und **Gl. 2.39** zu berechnen [Web10]:

$$\lg \sigma_a = a_{lin} + b_{lin} * \lg N_B \quad \text{Gl. 2.37}$$

$$a_{lin} = \frac{\sum_{i=1}^n (\lg(N_B))^2 * \sum_{i=1}^n (\lg \sigma_a) - \sum_{i=1}^n (\lg N_B) * \sum_{i=1}^n (\lg(N_B) * \lg \sigma_a)}{n * \sum_{i=1}^n (\lg(N_B))^2 - (\sum_{i=1}^n \lg N_B)^2} \quad \text{Gl. 2.38}$$

$$b_{lin} = \frac{n * \sum_{i=1}^n (\lg N_B * \lg \sigma_a) - \sum_{i=1}^n (\lg N_B) * \sum_{i=1}^n (\lg \sigma_a)}{n * \sum_{i=1}^n (\lg(N_B))^2 - (\sum_{i=1}^n \lg N_B)^2} \quad \text{Gl. 2.39}$$

mit: a_{lin}, b_{lin} = linearisierte Koeffizienten
 n = Anzahl der Proben
 N_B = Bruchzyklenzahl
 σ_a = Spannungsamplitude

Die resultierenden Zeitfestigkeitsgeraden, jeweils für eine definierte Ausfallwahrscheinlichkeit, werden im Wöhlerdiagramm bis zum entsprechenden Dauerfestigkeitswert im Übergangsbereich verlängert [Web10]. Für die Bestimmung des Geradenverlaufes im Übergangsbereich werden Schwingversuche innerhalb der unteren und oberen Streubandgrenze durchgeführt. Die Streubandgrenze wird nach dem Treppenstufen- bzw. Abgrenzungsverfahren ermittelt. Die Bruchwahrscheinlichkeit der Lasthorizonte errechnet sich hier aus der Anzahl der Probenbrüche und der Gesamtprobenanzahl nach **Gl. 2.40** und **Gl. 2.41** [Web10].

$$P_{\text{Über}} = \frac{r}{n} * 100 [\%] \quad \text{für } r > 0 \quad \text{Gl. 2.40}$$

$$P_{\text{Über}} = \frac{1}{2n} * 100 [\%] \quad \text{für } r = 0 \quad \text{Gl. 2.41}$$

mit: $P_{\text{Über}}$ = Bruchwahrscheinlichkeit im Übergangsbereich
 i = Probennummer
 n = Anzahl der Proben
 r = Anzahl der gebrochenen Proben

Auch hier wird die $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation in Abhängigkeit von der Bruchwahrscheinlichkeit $P_{\text{Über}}$ durchgeführt. Die statistische Bruchwahrscheinlichkeit ergibt sich gemäß **Gl. 2.42** [Mac92].

$$\sigma_a = a_{\text{Über}} + b_{\text{Über}} * \arcsin\sqrt{P_{\text{Über}}} \quad \text{Gl. 2.42}$$

$$a_{\text{Über}} = \frac{\sum_{i=1}^n \sigma_a - b_{\text{Über}} \sum_{i=1}^n \arcsin\sqrt{P}}{n} \quad \text{Gl. 2.43}$$

$$b_{\text{Über}} = \frac{\sum_{i=1}^n \arcsin\sqrt{P} * \sigma_a - (\sum_{i=1}^n \sigma_a) * \frac{\sum_{i=1}^n \arcsin\sqrt{P}}{n}}{\sum_{i=1}^n (\arcsin\sqrt{P})^2 - \frac{(\sum_{i=1}^n \arcsin\sqrt{P})^2}{n}} \quad \text{Gl. 2.44}$$

mit: $a_{\text{Über}}, b_{\text{Über}}$ = Koeffizienten
 n = Anzahl der beanspruchten Proben
 σ_a = Spannungsamplitude
 $P_{\text{Über}}$ = Bruchwahrscheinlichkeit im Übergangsbereich

Somit können die einzelnen Bruchschwingspielzahlen der Lashorizonte sowie die Dauerfestigkeiten berechnet werden.

2.6 Gewindeherstellung

2.6.1 Charakteristische Kenngrößen

Definitionsgemäß entspricht das Gewindewalzen einem rotierenden Druckumformen [Mar06]. Nach DIN 8583-1 [DIN03-B] wird Druckumformen als ein Umformprozess eines festen Körpers beschrieben, bei dem der plastische Zustand im Wesentlichen durch ein- oder mehrachsige Druckbeanspruchung verursacht wird. Bei dem Fertigungsverfahren Walzen erfolgt die Gewindeherstellung entweder spanend oder spanlos [Weg08, NN11-A]. Zunächst sollen die wesentlichen Bestimmungsgrößen eines Gewindes nach DIN 13 [DIN99-A] in **Bild 2.10** verdeutlicht werden. Dem Gewindewalzen wird die größte Bedeutung der Verbesserung der Dauerfestigkeit zugesprochen [Wie07].

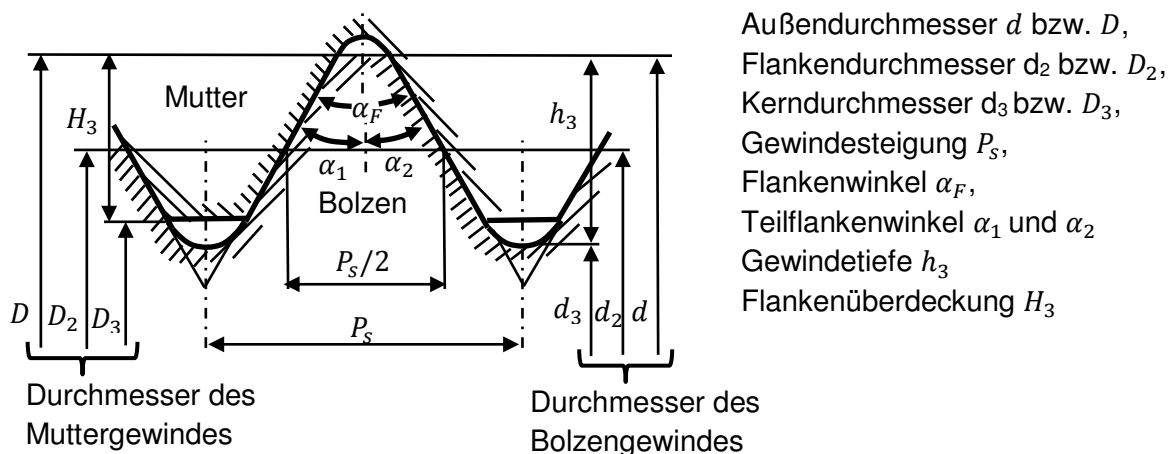


Bild 2.10: Charakteristische Kenngrößen eines Gewindes [Klos07, DIN99-A]

Zentrale Größen sind hierbei der Außen-, (Nenn-), Flanken- und Kerndurchmesser, die Gewindesteigung und der Flankenwinkel, welche alle engen Maßtoleranzen unterliegen. Die

Genauigkeit von Außen-, Flanken- und Kerndurchmesser steht in direktem Zusammenhang mit der korrekten Fertigung von Rohlingsdurchmesser, Gewindeform der Walzbacken sowie der Starrheit der Walzmaschine [DIN03-B].

Bei der spanenden Aufbringung wird das gewünschte Gewindeprofil von formgenauen Werkzeugschneidern aus dem Rohling herausgeschnitten, entweder manuell mit Gewindec Schneideisen oder maschinell mit Gewindec Schneidautomaten, wodurch sich ein gewisses Spiel im Gewinde ergibt [Weg08]. Die anfallenden Späne sollten möglichst spröde, kurz und leicht brechend sein, weshalb oftmals Schwefel- und Manganzusätze innerhalb des Werkzeugwerkstoffes verwendet werden [DIN03-B,Weg08]. Hingegen ergibt sich bei der spanlosen Gewindeherstellung kein Materialverlust [Weg08,Eng11]. Weiterhin zeichnet das spanlose Gewinde eine glatte Oberfläche, ungebrochenen Faserverlauf und eine erhöhte Festigkeit durch Kaltverfestigung aus, ebenso große Werkstoffeinsparungen gegenüber spanenden Verfahren aufgrund optimaler Werkstoffausnutzung [DIN99-B,Pie12]. Der Unterschied zwischen den Faserverläufen von gewalztem (spanlos) und geschnittenem (spanend) Gewinde wird in **Bild 2.11** schematisch dargestellt. Bei dem Gewindeformprozess entspricht der Außendurchmesser des Bolzens in etwa dem Flankendurchmesser der fertigen Schraube [NN11-A]. Hingegen ist beim Gewindec Schneiden der Außendurchmesser des Rohlings gleich dem Nenndurchmesser der Schraube. Beim spanlosen Gewindec Walzprozess wird in der oberflächennahen Randschicht eine Kaltverfestigung erzeugt, welche mit fortschreitender Kaltumformung zunimmt [Ste96]. Diese bewirkt einen Anstieg der Zugfestigkeit, Dehngrenze, Härte, während die Brucheinschnürung und die Gleichmaßdehnung sinken [Klo06]. In Folge der lokalen Kaltverfestigung durch Kaltumformung ergibt sich die höchste Festigkeit im Kerndurchmesser der Schraube (Flankenfuß) [Eng11]. Mikroskopisch bedeutet dies, dass sich Versetzungen gegenseitig behindern oder sich vor Korngrenzen und Phasengrenzflächen anstauen [Klo06].

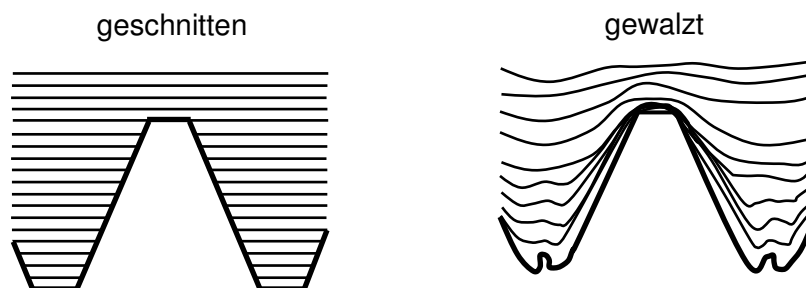


Bild 2.11: Faserverlauf eines geschnittenen und gewalzten Gewindes [NN11-A]

Im Hinblick auf eine hohe Bauteilqualität und Festigkeit, speziell bei hohen Dauerwechselbeanspruchungen, wird ein geeigneter Faserverlauf vorausgesetzt, dessen Ausrichtung beim Umformprozess festgelegt wird [Dah11]. Hinsichtlich des lokalen Plastifizierungsvormögens ergeben sich deutliche Vorteile bei einem gewalzten Gewinde gegenüber einem spielbehafteten, geschnittenen Gewinde, was auf die durch die Fertigung induzierten Druckeigenstressungen zurückzuführen ist [Ste96,Kra09].

Bei der spanlosen Gewindeherstellung drückt das Walzwerkzeug das gewünschte Gewindec profil in den Schraubenrohling ein und verdrängt dabei das Material von dem Gewindec grund in die Gewindec flanken und -spitzen. Dabei befindet sich der Bolzen zwischen zwei gegenüberliegenden profilierten Gewindec walzbacken, welche das unter dem Steigungswinkel verlaufende Gegenprofil der Schraube aufweisen, siehe **Bild 2.12** [Hum06]. Hier wird

der Werkstoff unter Einwirkung der äußeren Kräfte unmittelbar zum Fließen gebracht [Eng11]. Durch die Drehbewegung des Schraubenrohlings, welche durch Haftreibung zwischen Rohling und Werkzeug hervorgerufen wird [Gro06], bekommt dieser den klassischen Gewindecharakter während des Vorwärtshubes der beweglichen Walzbacke auf den Schraubenrohling aufgeprägt, wobei der Rohling nahezu keinerlei axiale Kräfte erfährt [DIN03-B].

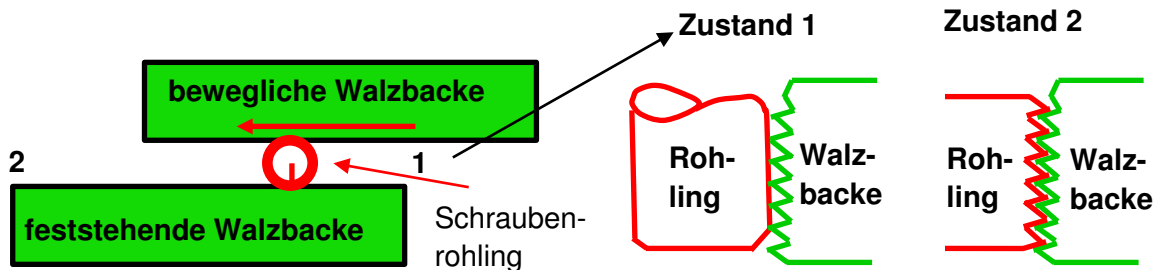


Bild 2.12: Gewindewalzprozess (schematisch) [Ree78]

Die rotierende Bewegung des Rohlings bewirkt ein Wandern der Kontaktstellen auf der Oberfläche [Gro05].

2.6.2 Herstellverfahren

Am häufigsten werden Flachwalzbacken als Umformwerkzeuge beim Gewindewalzverfahren in der Automobilzulieferindustrie verwendet [Fri10]. Hier kommt eine feststehende und eine bewegliche Walzbacke zum Einsatz. Durch die Vorwärtsbewegung der beweglichen Walzbacke wird der Schraubenrohling in eine rotatorische Bewegung versetzt, wobei das entsprechende Gewinde aufgebracht wird. Dabei muss eine ausreichend große Reibung gegeben sein, um zu Beginn das Greifen des Walzguts zu gewährleisten und während der Vorwärtsbewegung der beweglichen Walzbacke, das sogenannte Durchziehen, die Mitnahme des Bolzens zu ermöglichen [Fri10]. Die Mitnahme des Rohlings wird durch Reibschluss gewährleistet. Das Greifvermögen ist abhängig von der Temperatur des Schraubenrohlings, der Walzbackengeschwindigkeit und von der Oberflächenbeschaffenheit von Werkstück und Werkzeug [Fri10]. Weiterhin gilt besonderes Augenmerk auf die Werkstückauffederung nach dem Kaltmassivumformprozess zu legen, da rückfederungsbedingte Maß- und Formänderungen resultieren können [Bau03]. Auf der anderen Seite ergeben sich elastische Deformationen der Walzwerkzeuge bzw. Walzmaschine, welche von Höhe und Verteilung der Kontaktdrücke abhängig sind, ebenso von der Steifigkeit der Umformwerkzeuge [Bau03].

Alternative Gewindeherstellungsverfahren sind u.a. das 2- und 3-Rollen-Verfahren sowie das Rolle-Segment-Verfahren, siehe **Bild 2.13** [Weg08]. Bei dem 2- und 3-Rollen-Verfahren laufen die jeweiligen Rollen alle in der gleichen Richtung [Weg08]. Diese Rollensysteme können für eine Axialverschiebung des Werkstückes ausgelegt werden, sodass Langgewinde im Durchlaufwalzen hergestellt werden können [DIN03-B]. Beim 2- und 3-Rollen-Verfahren wird das Gewinde durch seitlichen Druck von einer bzw. von drei Rollen aufgebracht [Weg08]. Das 3-Rollenverfahren, auch Rollkopfverfahren genannt, ist prädestiniert für beste Walzbedingungen hinsichtlich guter Steuerung der verschiedenen Bearbeitungsgrößen und höchster Gewindegenauigkeit [DIN03-B]. Da das Flachwalzbackenverfahren

und das Rolle-Segment-Verfahren deutlich mehr Schraubenrohlinge pro Zeiteinheit walzen können, eignen sich diese Verfahren besonders für die Massenfertigung von Schrauben.

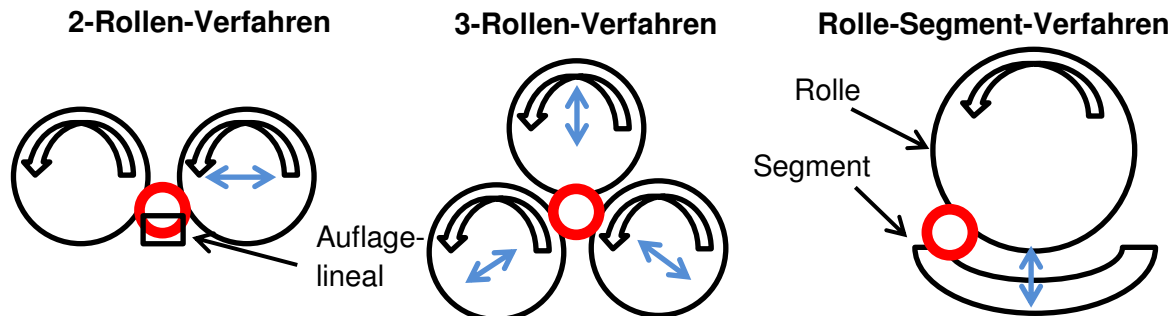


Bild 2.13: Verschiedene Verfahren des Gewinderollens [Weg08]

Das Segment-Verfahren rollt je Umdrehung genauso viele Gewinde auf, wie Segmente vorliegen, wobei der Innenumfang des Segments dem Bolzenumfang entspricht [Weg08]. Der Abstand zwischen Rolle und Segment wird so eingestellt, dass diese Werkzeuge den Schraubenrohling zu Beginn geringfügig berühren [DIN03-B]. Zu Ende des Walzvorgangs ist die Breite des Walzspaltes entsprechend kleiner, um die gesamte Gewindetiefe über die Länge des Segments zu erzeugen. Dieses Verfahren wird bei hohen Anforderungen an die Genauigkeit des Gewindes und wenn immer die gleichen Schraubenabmessungen gefertigt werden, angewendet [Weg08]. Neben dem Vorteil der Produktion von sehr hohen Stückzahlen, da mehrere Rohlinge gleichzeitig innerhalb des Segments gewalzt werden können, ergibt sich der Nachteil, dass nur Walzbacken mit einem gleichbleibenden Profil über den gesamten Bereich eingesetzt werden können, wie z.B. metrische Walzwerkzeuge [DIN03-B]. Bei Blech-, Holz- oder Kunststoffgewinden funktioniert die Umformung analog zu metrischem Gewinde nicht, da sich das Profil der Walzbacken ändert und die entsprechende Konstruktion der dafür notwendigen Werkzeuge sehr kostspielig sind [Hec00]. Da bei der Firma EJOT GmbH & Co. KG in der Regel nicht-metrische Gewindeformen hergestellt werden, kommt das Segment-Verfahren aufgrund der hohen Herstellkosten der Werkzeuge sowie des aufwändigen Umrüstens der Maschine nicht zur Anwendung. Hier kommen Flachbackenwalzmaschinen aus Kosten- und Produktivitätsgründen zum Einsatz.

Gewöhnlich erfolgt die Gewindeherstellung vor dem Vergüten. Bei speziellen Anforderungen kann das Aufbringen des Gewindes auch nach der Wärmebehandlung geschehen, wobei man auch von sogenannten schlussgewalzten Gewinden spricht [Klos07]. Neben der Reihenfolge der Fertigungsschritte und der Art der Gewindeherstellung werden die Werkstoffeigenschaften weiterhin durch Wärme- und Oberflächenbehandlung signifikant beeinflusst [Klos07].

2.6.3 Mannesmanneffekt

Der Mannesmanneffekt ist eine unerwünschte Schädigung einer Probe infolge einer beanspruchungsbedingten Rissbildung im Probenkern bedingt durch wechselnde Zugspannungen [Klo08]. Während der Rotation des Rohlings wird dieser radial verdichtet und es kann der Mannesmanneffekt entstehen. Nach jeder Viertelumdrehung eines Rohlings wechseln sich Zug- und Druckspannungen inmitten des Rohlings ab. Neben den Zugspannungen werden auch überlagerte Scherspannungen für die Porenbildung im Werkstoffinneren verantwortlich gemacht [Cer04]. Scherspannungen sorgen für erhöhte ertragbare plastische

Dehnungen bis über den kritischen Umformgrad hinaus, wodurch Mikrorisse entstehen können, welche sich durch weitere Deformationen zu Poren zusammenlagern können [Cer04].

Gerade beim Gewindewalzen entstehen erhöhte Druckspannungen infolge des Eindringens der Walzwerkzeuge in den Rohling wodurch sekundäre Zugspannungen in Walzrichtung induziert werden, siehe **Bild 2.14**. Die Überlagerung der Spannungsanteile in der Mitte des Werkstückes kann zum Aufplatzen des Kerns in Bolzenlängsachse führen. Durch den triaxialen Spannungszustand ist eine exakte Kenntnis des Materialverhaltens im relevanten Temperaturbereich unabdingbar. In [Fan08] wird beschrieben, dass der Mannesmanneffekt durch die Geschwindigkeit der Walzwerkzeuge beeinflusst wird. Ebenso trägt der Steigungswinkel der profilierten Walzwerkzeuge dazu bei. Im rechten Teil von **Bild 2.14** ist ein Anwendungsbeispiel zu sehen, bei welcher der Mannesmanneffekt gezielt zur Herstellung von nahtlosen Rohren ausgenutzt wird. Die Mannesmannbrüder entdeckten den Effekt der Hohlwalzung infolge des Walzens von Festkörpern [Ber06].

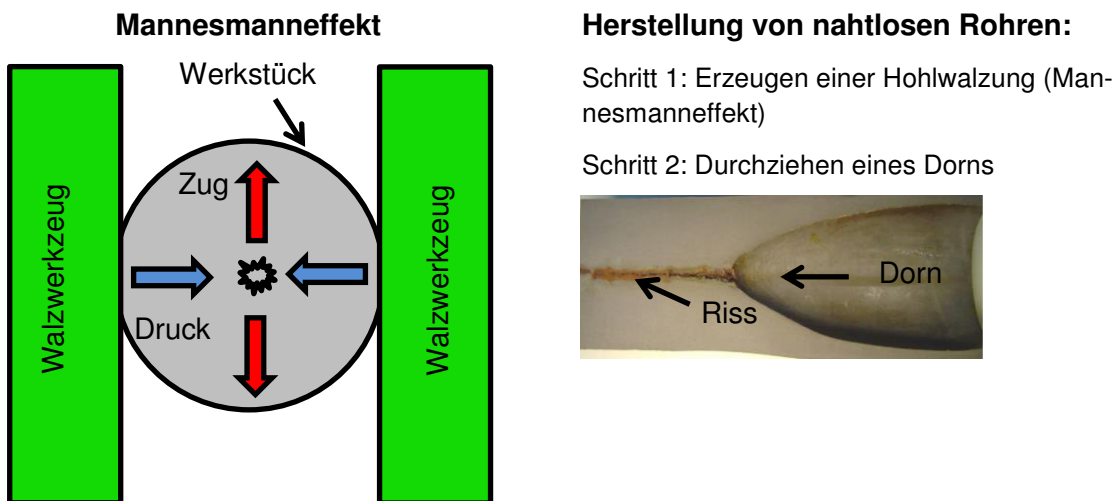


Bild 2.14: Mannesmanneffekt (links) und Anwendungsbeispiel nach [Ber06] (rechts)

Jedoch ist der Mannesmanneffekt bei vielen Walzprozessen unerwünscht, da defekte Bauteile resultieren können [Duf95]. Die Grenzen solcher Prozesse werden durch die Umformbarkeit des Werkstoffes bei gleichzeitigem Verhindern von Materialfehlern an der Oberfläche oder inmitten eines Bauteils bestimmt. Vorgängerprojekte bzgl. der Modellierung des Mannesmanneffektes sind [Spi09] zu entnehmen, wobei sich die Simulationen auf recht einfache Geometrien beschränken. Nach aktuellem Stand der Technik wird für die Beschreibung des Mannesmanneffektes oftmals das gängige makroskopische Schädigungsmodell nach Cockcroft & Latham verwendet. Dieses Kriterium gestattet eine gute Vorhersage des Ortes der Schädigung, jedoch ergeben sich oftmals Schwierigkeiten bei der zeitlichen Schädigungsentwicklung. Eine fortschrittlichere Materialmodellierung des Mannesmanneffektes könnte durch das Modell nach Lemaitre gegeben sein, welches jedoch eine aufwändige Kalibrierung der Materialparameter mit sich zieht.

2.7 Walzprozess

Zur genauen Untersuchung des Gewindewalzens musste auch die Vorgeschichte des zu walzenden Schraubenrohlings betrachtet werden. Daher wird in **Bild 2.15** die Prozesskette

der Schraubenfertigung schematisch dargestellt. Der auf Rollen aufgewickelte Draht (Drahtcoil) wird mit automatischem Vorschub in die Presse eingezogen und dort auf die entsprechende Länge abgeschnitten. Der Drahtabschnitt wird dann zwischen Pressstempeln und Matrizen geführt. Beim Pressvorgang erfolgt die Umformung in mehreren aufeinander folgenden Stufen. In diesem mehrstufigen Kaltfließpressverfahren wird das Verbindungselement durch Stauchen, Fließpressen und Reduzieren oder Kombinationen aus diesen Verfahren geformt. Je höher die Komplexität bzw. der Umformgrad des Schraubenrohlings ist, desto mehr Umformstufen sind erforderlich. Hier spielt bereits die Drahtqualität eine entscheidende Rolle. Je nach Herstellungsverfahren (Strangpressen, Walzen, Ziehen) können die eingesetzten Werkstoffe eine große Streuung der Fließspannungen und der Abmessungstoleranzen aufweisen [Rin09]. Durch diese Umformverfahren erfolgt eine Ausrichtung der Kristallite durch die aufgebrachte Verformung, wodurch ein mehr oder weniger anisotropes Umformverhalten resultiert [Rin09]. Aufgrund einer verminderten Drahtqualität können die Standzeiten der Walzwerkzeuge und die Werkstückqualität erheblich beeinflusst werden. Weiterhin ist die Belastung (statisch oder dynamisch) während der Fertigung des Produktes maßgebend für die zu erwartenden Festigkeitseigenschaften und Eigenspannungszustände im Material, ebenso korrosive Medien bzw. die Atmosphäre und thermische Zustände spielen eine ausschlaggebende Rolle [Eck09].

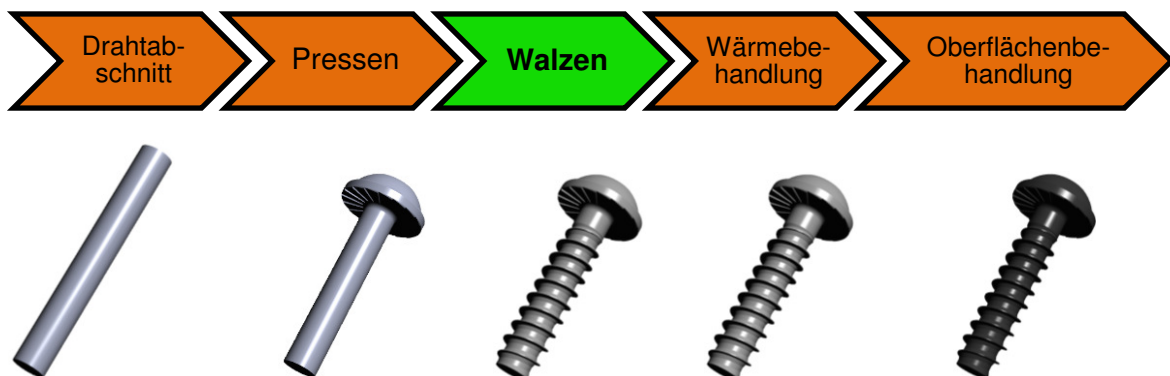


Bild 2.15: Fertigungsschritte einer Schraube

Bevor die Rohlinge der Walzmaschine zugeführt werden können, werden Kopfform, Antrieb und Dicke des Rohlings presstechnisch hergestellt. Bei der Weiterverarbeitung durch Fließpressen können sich Durchmesserabweichungen des verwendeten Drahtes unterschiedlich stark auf das Umformverhalten auswirken. Weiterhin können Schwankungen in der Legierungszusammensetzung des Drahtes, unterschiedliche Korngrößen oder aber Phasenanteile innerhalb des Halbzeugs den Prozess der Kaltumformung signifikant beeinflussen [Rin09]. Ferner können sich Schwingungen der Walzmaschine negativ auf die Lebensdauer und den Zustand der Anlage auswirken, ebenso auf den Umformprozess und somit auf die Werkstückqualität [Mar06].

2.7.1 Aufbau der Anlage

Hinsichtlich des Aufbaus von Walzmaschinen wird unterschieden zwischen Quer- und Längsläufern. Die in dieser Arbeit zum Einsatz kommenden Walzmaschinen arbeiten nach dem Längsläuferprinzip, bei welchem die Schraubenzuführung nahezu längs zum Walzschlitten erfolgt. Typischerweise wird das Schraubengewinde umformend mit profilierten Flachbacken in den Rohling eingebracht. Die eingesetzten Flachbackenwalzmaschinen

sind für einen eingeschränkten Durchmesserbereich bestimmt und erfordern eine entsprechende Backenkorbgröße, wodurch die Walzbackenlänge festgelegt wird [DIN03-B]. Nachdem die Schraubenrohlinge mittels Schwingförderer vereinzelt werden, gleiten die Rohlinge am Kopf anliegend über die Zuführschiene durch die Schwerkraft in Richtung Zuführeinheit (siehe **Bild 2.16**).

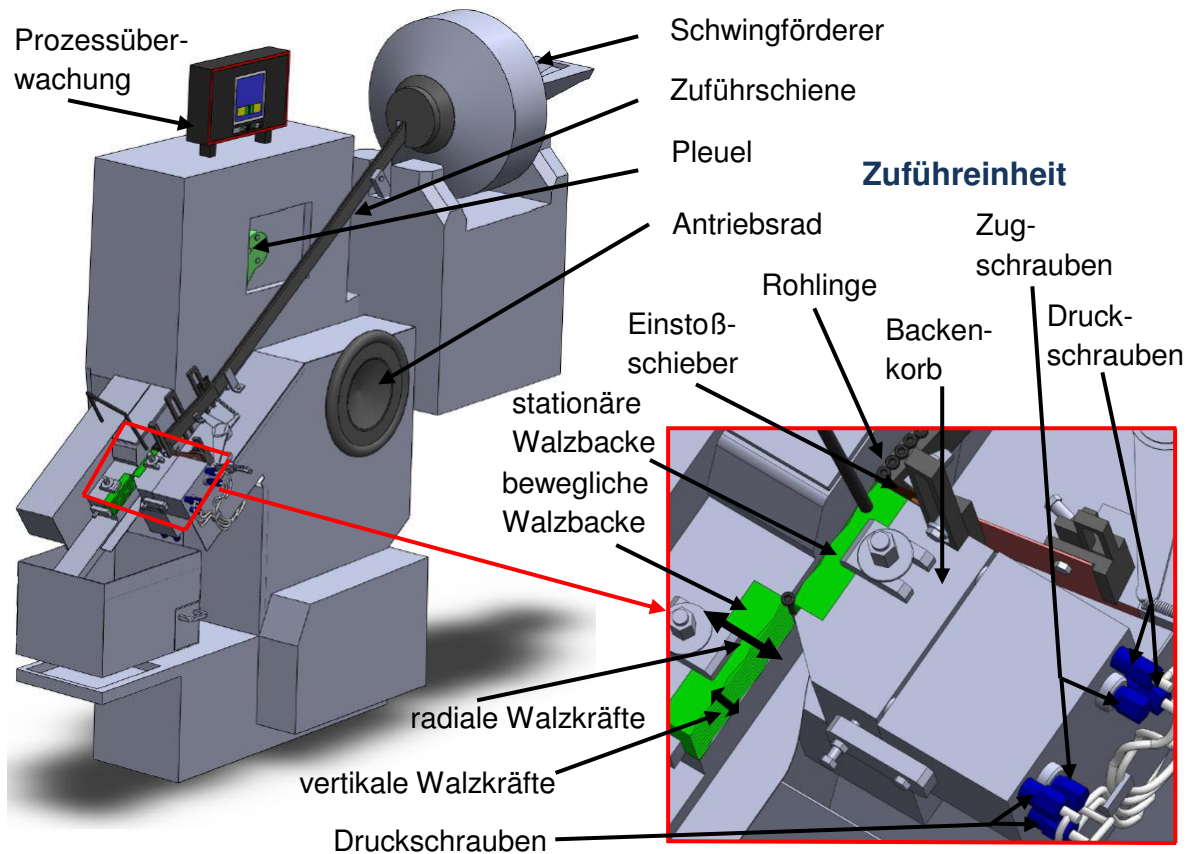


Bild 2.16: Aufbau des Walzsystems mit einer Detailansicht der Zuführeinheit

Dort werden die Rohlinge vor dem Einstoßschieber positioniert, der die Teile in den Einlaufbereich der Walzbacken mit automatischer Taktung führt. Der Prozess erfordert äußerste Genauigkeit und Präzision [Wal00]. Anschließend gelangen die Rohlinge zwischen eine stationäre und bewegliche profilierte Walzbacke, wobei das Gewindeprofil umformend während des Vorwärtshubs der beweglichen Walzbacke durch Abrollen des Rohlings in diesen eingedrückt wird (siehe **Bild 2.17**) [Kop00]. Hier entstehen neben den radialen Walzkräften durch das Eindrücken des Gewindeprofils auch vertikale Kräfte, indem unterschiedliche Spurungen (Profilübereinstimmungen) der beiden Backenprofile ineinanderlaufen [Kop00]. Durch eine nicht korrekte Spurung können unweigerlich Gewindeschädigungen, wie z.B. Überwalzungen, Risse oder Hohlwalzungen resultieren [Wie15]. Der Abstand der beiden Walzwerkzeuge zueinander wird durch Lösen der Zugschrauben und anschließendem Zustellen der Druckschrauben eingestellt. Danach wird der Backenkorb durch Anziehen der Zugschrauben (auf ca. 100 Nm) gegen die Druckschrauben verspannt. Die Zuführschiene können mit Sensoren ausgestattet sein, welche den kontinuierlichen und störungsfreien Zufluss neuer Rohlinge aus dem Schwingförderer gewährleisten [Bar00]. Hier ist darauf zu achten, dass die Geschwindigkeit der beweglichen Walzbacke an die Rohlingszuführung

angepasst wird, sodass keine Leerhübe entstehen, da ansonsten die Dynamik durch unterschiedliche Rückfederungen der Walzmaschine verändert wird. Ferner könnten die Zuführschiene induktiv erwärmt werden, um hochfeste oder rissempfindliche Werkstoffe zu walzen [Rot00]. Die Geschwindigkeit des Walzbackenschlittens wird über einen Kurbelantrieb gesteuert, der die rotatorische in eine lineare Bewegung umsetzt. Alternativ zum Kurbelantrieb wird in der Literatur [Bar00] ein Komplementärnocken-Antrieb vorgestellt, bei welchem der Kraftangriffspunkt fast in einer Linie des Hubes liegt und somit eine gleichmäßigere Geschwindigkeit resultiert und ein Durchrutschen der Rohlinge vermieden werden soll. Weiterhin soll sich weniger Verschleiß an den Walzbacken und dem Walzschlitten zeigen, ebenso ergeben sich Vorteile bei der Teileorientierung beim Einstoßen [Bar00].

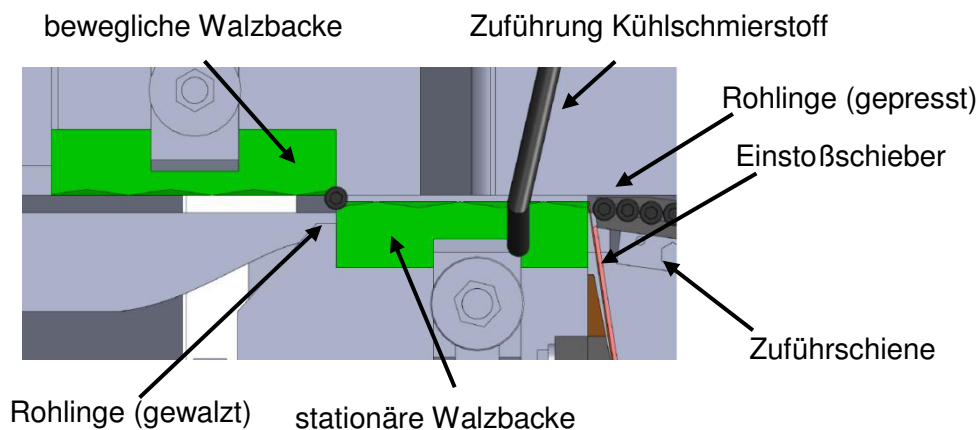


Bild 2.17: Blick zwischen die Walzbacken

Geschwindigkeit und Walzspaltbreite können während des Tippbetriebs oder während des Dauerbetriebs eingestellt werden. Im Tippbetrieb hat der Bediener die Möglichkeit, den beweglichen Walzschlitten schrittweise zu verfahren, um die Walzmaschine hinsichtlich korrekter Positionierung des Einstoßschiebers, der Walzbacken, der Zuführeinheit und der richtigen Walzspaltbreite einzurichten.

2.7.2 Aufbau der Walzbacken

Oftmals bereiten die sehr steilen Flankenwinkel der Schraubengewinde für Kunststoffdirektverschraubungen erhöhte Schwierigkeiten. Hier muss der Werkstoff über einen entsprechend langen Weg der Einlaufstrecke von den Walzwerkzeugen zur Seite geschoben werden, um das Schraubenprofil zu erzeugen. Den Aufbau einer DELTA PT®-Walzbacke zeigt **Bild 2.18**. Am Anfang der kurzen, stationären Walzbacke sorgt eine angebrachte Fase für einen sanfteren Übergang, sodass der Abdruck der beweglichen Walzbacke besser in den Abdruck der stationären Walzbacke übergehen kann und somit Überwalzungen in diesem Bereich reduziert werden. Um ein Rutschen des Schraubenrohlings zu verhindern, wird eine erhöhte Reibung durch Steigerung der Rauigkeit in diesem Bereich mittels Verwendung von Sandstrahlen erreicht. Ferner dient das Sandstrahlen dazu, den durch unterschiedliche Fräsergeometrien bei der Herstellung entstandenen Grat zu entfernen. Daran schließt sich der Übergangsbereich (Kalibrierstrecke) an, in dem das Gewinde in die endgültige Form umgeformt wird und seine Maßhaltigkeit erhält [Hum06,Voi02]. Im letzten Bereich der Walzbacken (Abstieg) wird der Kontakt zwischen Schraube und Walzwerkzeugen

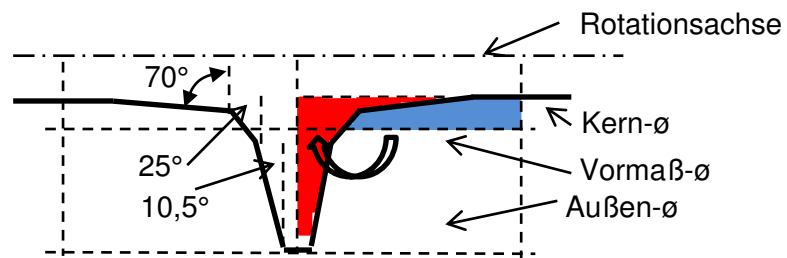


Bild 2.19: Materialverdrängung vom Vormaß-Ø (blau) in die Gewindekernekontur (rot)

Zur Veranschaulichung der Wirkung des ersten Eindringens der Walzwerkzeuge in den Schraubenrohling wird in **Bild 2.20** schematisch die plastische Verformung abgebildet [DIN03-B]. Die große und tiefe Angriffsfläche der Walzwerkzeuge verdrängen das Material in Richtung Gewindespitze, wobei der Werkstoff inmitten des Gewindeganges zunächst weniger schnell fließt als an den Gewindeflanken (siehe **Bild 2.20** rechts). Mit fortschreitender Ausformung des Gewindes ist der entgegengesetzte Effekt festzustellen [DIN03-B].

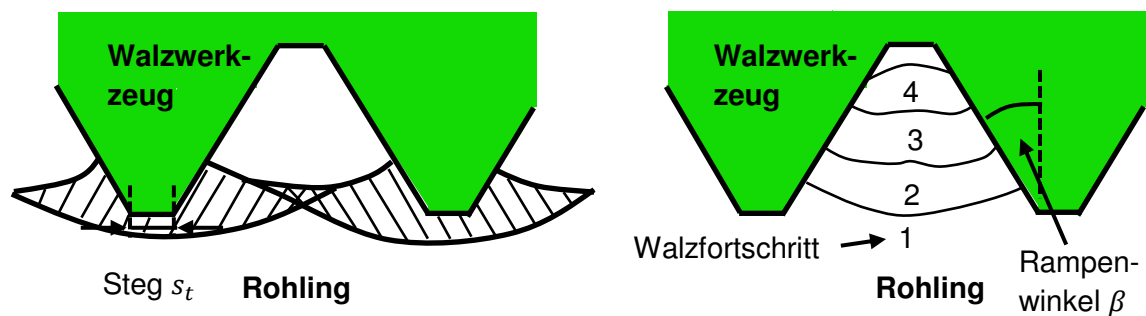


Bild 2.20: Materialflussverhalten beim Walzen (1) [DIN03-B]

Die Fließeigenschaften sind entscheidend vom Werkstoff und von der Umformtemperatur abhängig. Weiterhin wird der Materialfluss des Werkstoffes von der Breite der im Eingriff stehenden Kontaktflächen des Walzwerkzeuges (entspricht der Breite der Spitzenanflachung), der Eintauchgeschwindigkeit und der Steigung des zu walzenden Schraubenrohlinges beeinflusst, siehe **Bild 2.21** [DIN03-B].

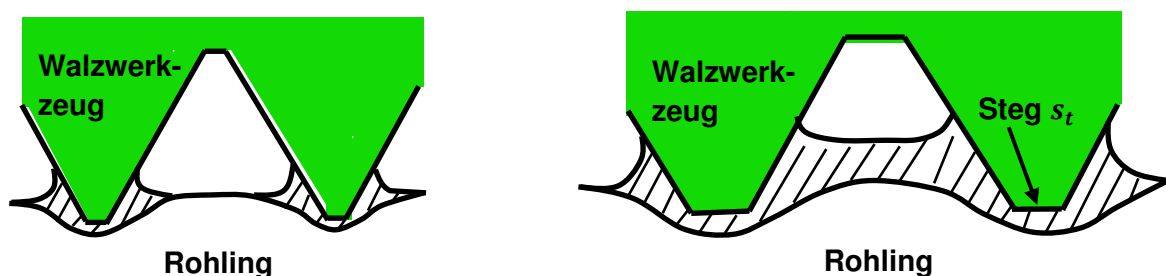


Bild 2.21: Materialflussverhalten beim Walzen (2) [DIN03-B]

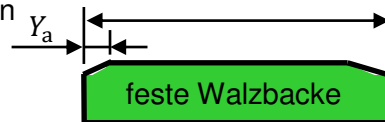
Ferner wird in [DIN03-B] von einer starken Abhängigkeit der Oberflächengüte von der Fließspannung des Werkstoffes berichtet. Für die Wahl des richtigen Werkstoffes der Walzwerkzeuge sind in [DIN03-B] zahlreiche Vor- und Nachteile verschiedener Legierungselementzusätze und deren Kombinationen beschrieben. Voraussetzung für möglichst hohe Werkzeugstandzeiten ist eine qualitativ hochwertige Konstruktion der Walzwerkzeuge (Maße, Oberflächengüte, mechanische Eigenschaften) in Kombination mit einer ordnungsgemäßen Handhabung. Eine hohe Standzeit der Gewindewalzbacken wird maßgeblich durch

das korrekte Einrichten der Walzmaschine bestimmt, sodass bei korrektem Ineinanderlaufen der Spurrillen beider Walzwerkzeuge über den gesamten Fertigungsabschnitt die Lebensdauer der Werkzeuge erheblich erhöht wird. Erfahrene Mitarbeiter erkennen bereits an einer erhöhten Temperatur der fertig gewalzten Schrauben, dass entweder ein zu hoher Auslaufdruck vorliegt oder die Spurung nicht mehr stimmig ist. In der Regel wird eine breite Fase an der Kante der Walzbacken vorgesehen, um die Axialbelastung der äußeren Gewindegänge zu mindern und evtl. Werkzeugausbrüchen vorzubeugen [DIN03-B]. Weiterhin sollten die Gewindespitzen der Schrauben nicht vollständig ausgewalzt werden, um Schwankungen bei den Abmessungen des Rohlings (Durchmesser, Rundheit, Länge,...) ausgleichen zu können, um somit Werkzeugüberbeanspruchungen vorzubeugen.

Hinsichtlich der besten Walzbedingungen bei möglichst hohen Werkzeugstandzeiten sollten optimale Werkstückumdrehungen gewährleistet werden. Die Folge von zu vielen Umdrehungen des Schraubenrohlings ist eine zunehmende Kaltverfestigung, welche zu Werkzeugschädigungen führen kann [DIN03-B]. Daher wird in [DIN03-B] ein Leitfaden für die richtige Wahl der Schraubenumdrehungen und die relative Geschwindigkeit der Walzmaschine in Abhängigkeit von verschiedenen Gewinden und Werkstoffen dargestellt. Ausgedrückt in einer Formel lässt sich die notwendige Anzahl N der Schraubenumdrehungen wie folgt annähern, **Gl. 2.45** [DIN03-B]. Jede unterschiedliche Gewindeform oder aber Gewindedurchmesser erfordert einen gesonderten Werkzeugsatz. Je nach Konstruktion der Walzbacke, dem Einbau in den Backenkorb und der Zuführhöhe der Bolzen kann die gewünschte Gewindelänge der Schraube eingestellt werden [DIN03-B].

$$N_W = \frac{l - 5Y_a}{\pi A_R} \quad \text{Gl. 2.45}$$

mit: N_W = Anzahl der Werkstückumdrehungen
 l = Länge der Walzbacke
 Y_a = Abwalzstrecke
 A_R = Rolldurchmesser



Denkbar sind auch doppelseitige Flachwalzbacken, welche mit einem Gewindeprofil auf beiden gegenüberliegenden Flächen versehen sind. Dadurch können beide Werkzeugoberflächen durch Umkehren der eingebauten Walzbacken ausgenutzt werden. Jedoch ist diese Art von Gewindewalzbacken in der Praxis nicht weit verbreitet, da die gehärteten profilierten Walzbacken beim Einbau und Verspannen im Backenkorb zu Schädigungen geführt haben. Im Gegensatz zu metrischen Walzwerkzeugen, bei welchem das Gewindeprofil über die gesamte Backenlänge gleichbleibend ist (siehe **Bild 2.22** rechts), ist die Konstruktion der Walzbacken von Holz-, Blech- und selbstfurchenden Kunststoffschrauben erheblich aufwändiger [Hec00]. Bei Gewindeprofilen mit einer sehr großen Steigung kommt es zu einem bedeutend höheren Rollwiderstand und damit zu größeren Reibungseffekten mit zunehmender Profilausbildung [Hec00]. Hier spricht man in der Literatur von einem „Scha-ben“, wobei die Walzbacken einen zylindrischen Kernbereich zwischen den Gewindegängen aufweisen (siehe **Bild 2.22** links) [Hec00]. Dabei wird zu Beginn der Umformung im Einlaufbereich der Walzwerkzeuge direkt mit einer spitzen Profilkontur auf Kerndurchmesser „gestochen“ und das Werkstückmaterial während des Abwälzens des Schraubenrohlings von beiden Seiten durch Verbreiterung der Backenstege (entspricht dem Kerndurchmesser der fertig gewalzten Schraube) zu einem Gang zusammengeschoben. Insbesondere beim Ausformen des Gewindegrunds treten sehr große Kräfte auf, was zu einer Schiefstellung des Schraubenkopfes führen kann [Gro06]. Ferner bleibt die Breite des

Walzspaltes konstant (links in **Bild 2.22**). Hingegen wird der Walzspalt bei Maschinenschraubengewinden (z.B. metrisch) allmählich während des Walzprozesses verkleinert, angedeutet durch den Winkel α_w (rechts in **Bild 2.22**).

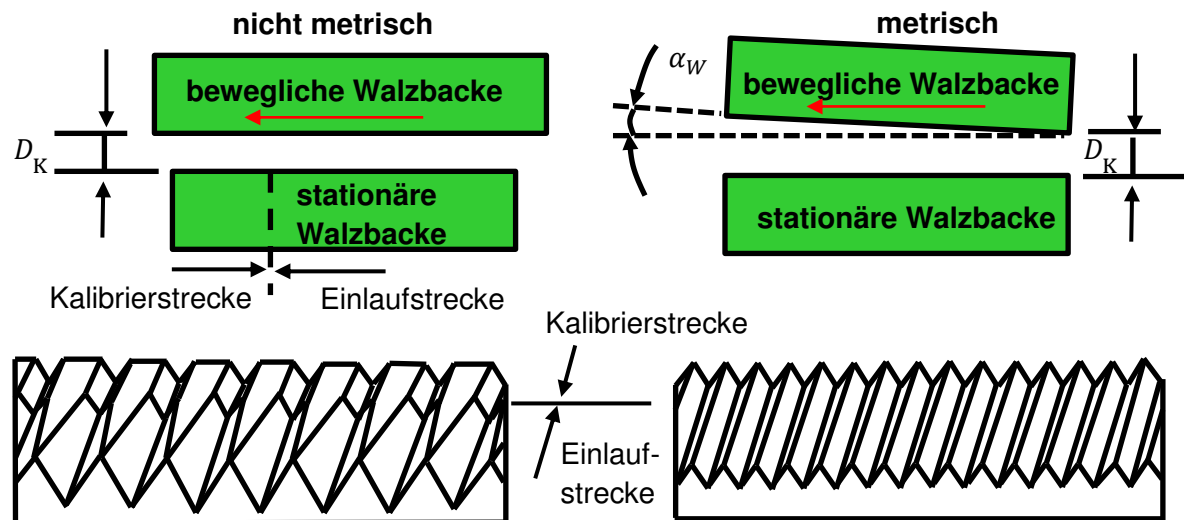


Bild 2.22: Anordnung von metrischen und nicht metrischen Walzbacken [Hec00]

Bei dieser Art der Gewindeherstellung spricht man auch von Formwalzen, bei dem der Schraubenrohling annähernd keine Längenänderung erfährt, da das Material durch das Einstechen der Walzbacken an bestimmten Stellen zu Gängen umgelagert wird. Hingegen würde es beim Querwalzen (zwei sich gegenläufig bewegende Flachbacken) zu einer deutlichen Längenänderung kommen, da kein Verdrängen, sondern ausschließlich eine Durchmesserreduzierung stattfindet. Am Anfang der Walzbacken wird versucht, möglichst viel Material in die Umformstrecke zu bekommen, um am Ende der Einlaufstrecke schließlich die Endkontur auf der Walzbacke zu erreichen. Das Profil der Kalibrierstrecke ändert sich über die Länge der Walzbacke nicht. Nachdem die Walzbacken aus den Backenkörben ausgebaut worden sind, kann man anhand des Laufbildes erkennen, in welchen Abschnitten erhöhter Verschleiß (stark zerrüttete Bereiche) aufgetreten ist. Der Ein- und Auslaufbereich der feststehenden Walzbacke sind abgesetzt, wodurch das Abrollen des Rohlings verändert wird. Der nicht konstante Abrolldurchmesser (Walzdurchmesser) entspricht dem Durchmesser, mit dem sich der Rohling mit einer Umdrehung auf dem Walzwerkzeug abrollt [Gro06]. Zu Beginn des Walzvorgangs ist der Abrolldurchmesser größer als im Bereich der Kalibrierstrecke, da die Spitzen des Walzwerkzeuges nur sehr langsam in den Rohling eindringen [Gro06]. Das Profil der Walzbacken entspricht dem „Negativ“ der gewünschten Gewindegeometrie. Da die in den Walzmaschinen integrierten Backenkörbe eine standardisierte Größe aufweisen, jedoch die Walzbacken in der Regel nach der Länge des zu walzenden Gewindes gefertigt werden, ist es oftmals notwendig, die Höhendifferenzen mit Unterlagen auszugleichen. Wenn das Gewinde nicht unmittelbar unter dem Schraubenkopf gewalzt werden soll, kann der Abstand bis zum Anfang des Gewindes mit entsprechenden Unterlagen geschaffen werden, sodass die oberste Unterlage die gleiche Höhe wie Werkzeughalterkante und Vorschubeinrichtung besitzt. [DIN03-B]

2.7.3 Prozessüberwachung

Um Materialschädigungen während der Produktion mit zerstörungsfreien Werkstückprüfungen detektieren zu können, gewinnen Prozessüberwachungssysteme mehr an Bedeutung. In den vergangenen Jahren sind die Anforderungen an die Prozessanlage hinsichtlich Verschleiß, Standzeiten und Prozessregelungen rasant angestiegen, sodass die angestrebte Prozess- und Produktqualität ohne zuverlässige Prozessüberwachung nicht zu realisieren sind [Mar06]. Daher sollen hier einige Prozessüberwachungssysteme vorgestellt werden. Hierzu zählen z.B. Kontrollgeräte innerhalb der Zuführschiene, welche fehlerhafte Schraubenrohlinge vor dem Walzvorgang aussortieren [Rot00]. Zur schnellen, zerstörungsfreien und vollautomatischen Prüfung der Drahtqualität wird in der Literatur ein thermo-induktives Verfahren diskutiert [Osw05]. Durch die thermische Stimulation des Drahtes wird ein Wirbelstrom induziert, wobei die Infrarotstrahlung mit einer Infrarotkamera aufgenommen wird [Osw05]. Oberflächenrisse oder aber Materialinhomogenitäten werden durch Anomalien in der Temperaturverteilung detektiert [Osw05]. Der Draht kann sich hierbei mit einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_1 = 3 \text{ m/s}$ durch die Induktionsspule bewegen, wobei die Oberflächentemperatur mit einer Infrarotkamera registriert wird und Oberflächenfehler, wie z.B. Risse, gefunden werden können [Osw05]. Nach dem eigentlichen Umformvorgang ist folgendes Prüfverfahren denkbar: Nachdem der Schraubenrohling mit einem Gewinde versehen worden ist, wäre es möglich, dass die Schrauben durch eine Induktionsspule fallen gelassen werden. Die sternförmig angeordneten Infrarotkameras könnten dabei die Temperaturverteilung detektieren. Aufgrund einer vollautomatischen Auswertung der Infrarotbilder können entsprechend fehlerhafte Schrauben aussortiert werden [Osw05]. Ein Prüfverfahren während des eigentlichen Umformprozesses stellt die Schallemissionsanalyse dar, bei der ein beginnender Riss durch Bewertung der von ihm angeregten mechanischen Wellen beurteilt wird [Hau03]. Die Schallemissionsanalyse hat sich bei statischen, quasistatischen und dynamischen Prozessen bewährt [Hau03]. Ebenso sind die Anschaffungskosten für die notwendige Sensorik relativ preisgünstig [Hau03]. Die Ursachen für die Rissbildung liegen in Materialinhomogenitäten begründet, welche als Spannungskonzentrationen wirken. Nach der Rissbildung und der anschließenden Risseinleitung kann die Rissausbreitung entweder stabil, allmählich oder instabil verlaufen. Primäres Augenmerk liegt auf dem Erkennen von Materialschädigungen, welche die Funktionen des verformten Bauteils negativ beeinflussen können. Alternative in der Literatur diskutierte zerstörungsfreie Prüfverfahren während des Umformprozesses werden im folgenden aufgeführt [Hau03]:

- Ein zerstörungsfreies Verfahren ist zum Beispiel die experimentelle Modalanalyse, wobei dieses akustische Prüfverfahren Risse auf die Verschiebung von Resonanzfrequenzen oder auf das Entstehen von neuen Frequenzanteilen zurückführt [Hau03]. Dabei wird der Prüfkörper mit Schwingungen angeregt, welche mittels Spektralanalyse ausgewertet werden [Hau03]. Auch wird heutzutage die Körperschallmessung eingesetzt und mittels FFT-Analyse (Fourier-Transformation) das Frequenzspektrum simultan analysiert.
- Alternative zerstörungsfreie Prüfverfahren sind das Ultraschall-, Wirbelstrom-, Potentialsonden- und das optische Verfahren, ebenso die Radioskopie [Hau03].

Allen zuvor genannten Verfahren ist gemein, dass diese nicht für die Überwachung einer industriellen Massenfertigung bei dem Umformvorgang geeignet sind, da sie entweder eine zu geringe Empfindlichkeit, ihre Realisierung zu kostspielig ist oder aber nur spezielle Materialschädigungen detektiert werden können [Hau03]. Ein weiterer Nachteil ist, dass diese

Prüfungen erst in einem separaten Arbeitsschritt erledigt werden können und nicht während des Umformprozesses, wofür diese Verfahren auch zu zeitaufwendig sind [Hau03]. Daher ist nach Messmethoden zu suchen, welche während des gesamten Walzprozesses unter Produktionsbedingungen die Gewindeübereinstimmung überwachen können.

Die einfachste Methode zur Erkennung fehlerhafter Produkte während der Umformung des Schraubenrohlings stellt der Abfall der Maschinenlast dar [Hau03]. Die in dieser Arbeit betrachtete Maschine ist gekoppelt an ein Prozessüberwachungssystem, welches mit verschiedenen Sensoren zur Ermittlung eines charakteristischen Kraft-Zeit-Verlaufs ausgestattet ist, **Bild 2.23**.

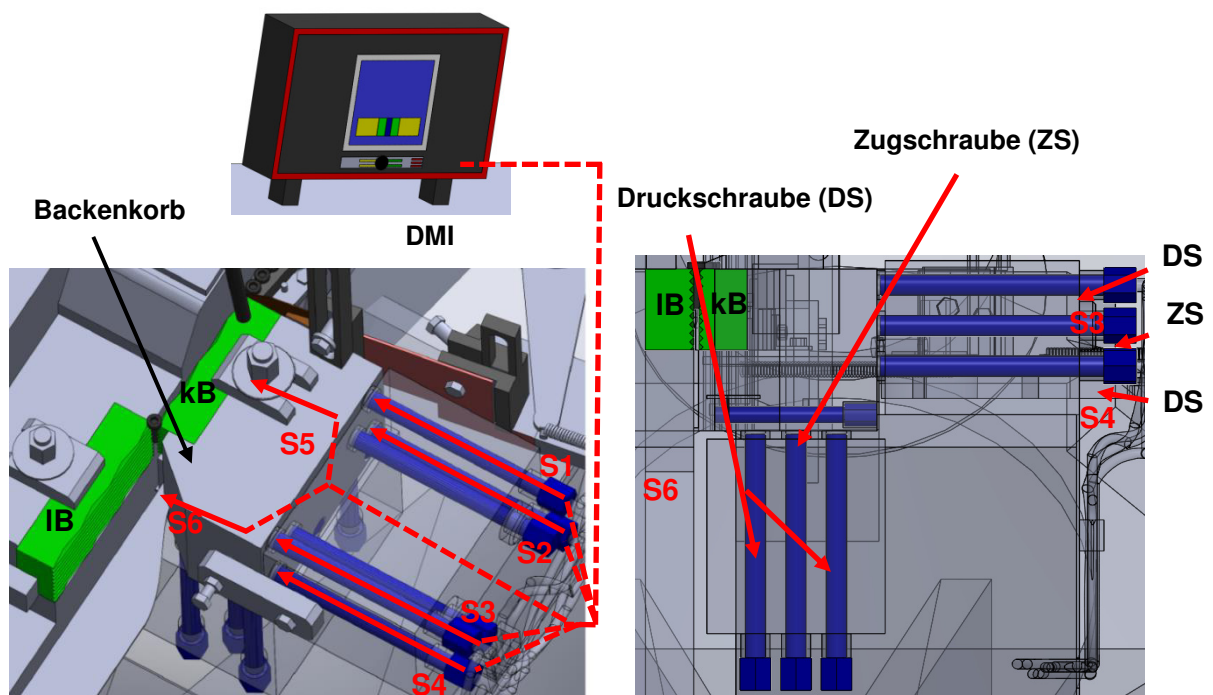


Bild 2.23: Prozessüberwachungssystem bei der verwendeten Walzmaschine (Sensor 1 (S1) bis Sensor 6 (S6))

Hier werden insgesamt sechs Sensoren in der Walzmaschine integriert, welche Walzmaschineneinstellungen messtechnisch dokumentieren konnten. Die Sensoren erfassen senkrecht und waagrecht zur Hubrichtung veränderte Verlagerungen des Backenkorbs [Opp04]. Je nach Höhe der auftretenden radialen Walzkräfte werden unterschiedliche Signale der Sensoren erfasst. Eine nicht korrekte Einstellung der Walzmaschine äußert sich in deutlichen Ausschlägen der Prozessüberwachungskurven. Aus den resultierenden Kurvenverläufen der Prozessüberwachung kann man Rückschlüsse auf die Walzbackeneinstellung ziehen, welche dem Bediener eine gezielte Korrektur erlauben. Durch die Prozessüberwachung werden Kraftverläufe und Trends ermittelt. Der Sensor 1 im Einlaufbereich der stationären Walzbacke gibt Informationen zum „sanfteren“ Einsetzen des Schraubenrohlings, d.h. es lässt sich die gleichmäßige Verteilung der Umformarbeit und die Schonung der Walzbacken beurteilen [Kop00]. Ein zu hartes Einsetzen äußert sich in einem Knick in der radialen Walzkraft nach der ersten halben Rohlingsumdrehung, was durch eine Längsüberwalzung in Form einer „Naht“ auf der Einlaufprobe sichtbar wird.

Zudem ist ein verstärkter Verschleiß in diesem Bereich zu erwarten und auch in der Praxis

bewiesen. Ebenso ist ein erhöhter Backenverschleiß nach jeder weiteren halben Bolzenumdrehung auf dem Laufbild der Walzbacke zu beobachten, welcher sich während der Einlaufstrecke reduziert. Für die Kontrolle der Spurung im Auslaufbereich werden die Sensoren 3 und 4 genutzt. Die Sensoren 5 und 6 unterhalb der stationären Walzbacke liefern Hinweise auf eine eventuelle Nichtparallelität der beiden Walzwerkzeuge und zeichnen die qualitative Höhe der Walzkräfte auf [Kop00]. Eine oszillierende Bewegung des Signals ist ein Indiz für ein Rutschen des Schraubenrohlings, verursacht durch einen Wechsel von Zug- und Druckbelastungen [Kop00].

Einige Maschinen verfügen über ein neuartiges System namens „Adaptive Die Match“ (ADM), welches die Spur durchgängig während des Walzprozesses insbesondere mit den Sensoren 1 und 2 kontrolliert und gegebenenfalls diese automatisch korrigiert [Men00]. Das System mit einer automatischen Korrektur der Spurung ist nicht integriert bei der in dieser Arbeit zur Anwendung kommenden Versuchswalzmaschine GW62 der Firma EWMenn. In der Vergangenheit wurden die Sensoren 5 und 6 als Berechnungsgrundlage herangezogen, wobei die optimale Spurung als ein Minimum der Stützkräfte im Ein- und Auslaufbereich definiert worden ist. Wenn die Spurung jeweils nach einer halben Bolzenumdrehung nicht korrekt ineinanderläuft und die Walzbacken in nicht vorgefertigte Rillen hineinlaufen, ergeben sich zusätzliche Stützkräfte, welche während jedes Walzschlittenhubs ausgewertet werden. Problematisch sind u.a. zu große Rohlinge, welche z.B. durch Vermischungen unterschiedlicher Fertigungschargen zwischen die Walzwerkzeuge kommen, da diese den Walzbacken erhebliche Schäden zuführen können. Erfahrungsgemäß funktioniert dieses System bei neu gefertigten Walzwerkzeugen sehr gut, jedoch werden bei verschlissenen Walzwerkzeugen nicht immer die korrekten Signale geliefert. Daher sollte die automatische Spurüberwachung lediglich als Hilfsmittel angesehen werden.

Bei falsch eingestellter Spurung treten hohe Axialkräfte (Stützkräfte) auf, welche durch die Sensoren 5 und 6 aufgenommen werden. Hingegen ergeben sich bei korrekter Profilübereinstimmung nahezu keinerlei zusätzlichen Kräfte, sodass folglich optimale Gewindegütern bei erhöhten Werkzeugstandzeiten entstehen [Kop00]. Zur Verdeutlichung der Entstehung von vertikalen Walzkräften ist in **Bild 2.24** schematisch ein Kraft-Zeit-Verlauf dargestellt, welcher aus zu hohem bzw. zu tiefem Walzbackeneinbau resultiert.

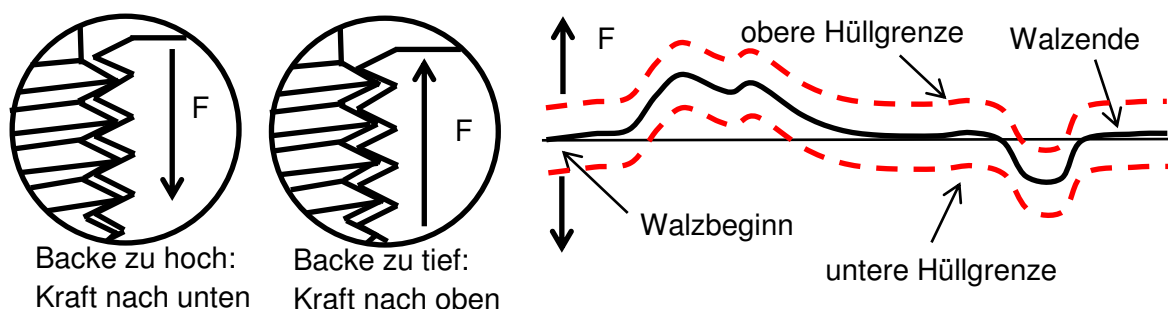


Bild 2.24: Ursache für vertikale Walzkräfte [Kop00]

Vertikale Kraftauschläge können auf eine schlechte Spurung der Walzbacken hindeuten. Wesentlicher Vorteil der automatischen Spurüberwachung ist, dass die Optimierung unter dynamischen Bedingungen stattfinden kann und den kompletten Walzvorgang berücksichtigt [Kop00]. Es ist leicht zu erkennen, dass die korrekten Einstellungen des Walzprozesses

stark von den Erfahrungen und dem Fingerspitzengefühl des Maschineneinrichters abhängig sind [Kop00]. Im statischen Fall werden sogenannte Einlaufproben (siehe Abschnitt 3.1.4) erzeugt, welche in der Regel nicht für die Beurteilung des dynamischen Walzens ausreichend sind. Um reproduzierbare Schraubengewinde zu erhalten, ist es daher notwendig, eine objektive Einrichthilfe zu verwenden, welche unter dynamischen Bedingungen die Spurlage widerspiegeln kann. Bei der Versuchswalzmaschine kam eine Prozessüberwachung mit Spurlagenkontrollen DMI (Die Match Indicator) zum Einsatz (siehe **Bild 2.25**), welche durch grafische Visualisierung auf Fehleinrichtungen hinweist. Diese Einrichthilfe stellt die Spurlage der Walzwerkzeuge dar, wobei das Ziel verfolgt wurde, den blauen Indikatorstrich mittig im grünen Bereich zu positionieren.

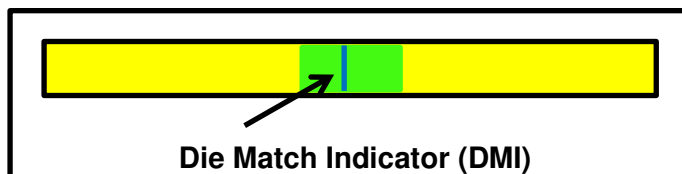


Bild 2.25: DMI-Anzeige zur Visualisierung einer korrekten Walzmaschineneinstellung

Sollte der Indikator beim Einstellen der Walzmaschine nach rechts ausschlagen, so ist am Pleuel eine Exzenterkorrektur nach links vorzunehmen und entsprechend umgekehrt. Sobald die optimale Backenposition gefunden war, wurde die daraus resultierende Kraft-Zeit-Kurve in der Teach-IN-Phase (Einlernvorgang) als Sollkurve definiert und alle folgenden Kraftkurven mit der Hüllkurventechnik in der Überwachungsphase der Prozessüberwachung kontrolliert, ob diese innerhalb der Hüllgrenzen (siehe **Bild 2.24**) liegen [Kop00]. Der Abstand zur Sollkurve konnte manuell eingestellt werden (Sensibilität). Sollten die Grenzen der Überwachung über- bzw. unterschritten werden, z.B. durch Geometrieverletzungen (Länge, Dicke, Steigung,...), rutschende Rohlinge oder Fremtteile, besteht die Möglichkeit, die Walzmaschine entweder automatisch anhalten zu lassen oder es werden Sortierklappen bei neueren Maschinen angesteuert [Kop00]. Daneben können sämtliche Einstellungen sowie Fertigungsnummern jederzeit aufgerufen werden und somit reproduzierbar eingestellt werden [Rot00]. Somit kann unmittelbar überprüft werden, ob die veränderten Walzbackeneinstellungen zum Erfolg geführt haben. Sofern kein entsprechender Datensatz in dem Programm hinterlegt ist, ist es notwendig, einen herkömmlichen manuellen Einrichtvorgang durchzuführen. Darunter versteht man das Einstellen der Rohlingszuführung, den Austausch der Walzbacken, die Anpassung von Backenkorb, Profillage und Schienenhöhen an die vorliegenden Produktabmessungen und -anforderungen [Kop00]. Im direkten Vergleich mit den momentanen Kurvenverläufen kann auch der weniger geübte Maschinenbediener die Walzmaschine schnell und präzise einrichten. Neben dem Vorteil der Reproduzierbarkeit hochwertiger Gewinde sind erhöhte Werkzeugstandzeiten festzustellen [Kop00].

In dem in dieser Arbeit durchzuführendem Versuchsprogramm soll festgestellt werden, ob und wie sich sämtliche typische Fehleinrichtungen beim Walzen in den Kraftkurven widerspiegeln. Daraus könnte man bei laufender Produktion von Schrauben zukünftig Rückschlüsse auf die Fehleinrichtung ziehen.

2.7.4 Fehler und Ursachen beim Gewindewalzen

Im folgenden werden unterschiedliche Fehler an Walzprodukten vorgestellt und die potentiellen Ursachen innerhalb des Walzprozesses diskutiert:

Taumelndes Gewinde: Gründe für eine solche Fehlproduktion können eine minderwertige Walzbackenkonstruktion, ein gekippter Einlaufbereich, falsche Spurung oder ein Rutschen des Rohlings im vorderen Bereich der Walzbacken sein [DIN03-B].

Falsche Gewindeabmessungen des Flanken- und Außendurchmessers: Wenn sowohl der Flanken- als auch der Außendurchmesser nicht innerhalb der Toleranzgrenzen liegen, müssen die Abmessungen des Rohlings und der Walzbackenabstand überprüft werden [DIN03-B]. Entspricht der Außendurchmesser des fertig gewalzten Gewindes den Sollwerten der Fertigungszeichnung, jedoch nicht der Flankendurchmesser, muss die Fehlerursache in dem konstruierten Profil der Walzbacken oder in den Rohlingsabmessungen gesucht werden. Gleiches gilt bei einem voll ausgeformten Flankendurchmesser bei einer unzureichenden Qualität des Außendurchmessers. Ein zu großer Außendurchmesser in Kombination mit einem zu kleinen Flankendurchmesser lässt auf einen zu engen Walzspalt oder auf eine zu tiefe Walzbackenkonstruktion schließen, ebenso gilt der Umkehrschluss.

Flitter/Späne im Gewinde: Neben der Ursache eines zu hohen Auslaufdruckes können Flitter sowie Späne durch eine falsche Werkzeugkonstruktion (ungenau, falscher Steigungswinkel,...), tiefe Querhiebe oder Mitnahmerillen auf den Walzbacken, ein Rutschen des Schraubenrohlings im Einlaufbereich, ein gekippten Einlaufbereich oder aber durch einen für die Massivumformung ungeeigneten Werkstoff entstehen. Vorstellbar ist auch eine unterbrochene Schmiermittelzufuhr oder gar falsches Schmiermittel und ein zu enger Walzspalt, sodass zu viel Material in der Walzbacke verdrängt werden muss [DIN03-B].

Konische Gewinde: Die Ursache eines konisch verlaufenden Außendurchmessers bei einem zylindrischen oder auch konischen Flankendurchmesser ist in der Regel ein konischer Schraubenrohling [DIN03-B]. Hier sind die Gewindespitzen zum Teil nicht vollständig ausgewalzt.

Unvollständige Gewindespitzen: Diese fehlerhaften Gewinde bedingen entweder eines zu geringen Auslaufdruckes, anderenfalls ist der Rohlingsdurchmesser zu klein oder die Rillen der Walzbacken zu tief [DIN03-B]. Denkbar sind auch konisch gewalzte Rohlinge, verschlissene Walzbackenprofile, Paarungsfehler der Walzbacken oder aber eine ungeeignete Materialauswahl.

Falsche Steigung: Sollte die Gewindesteigung der fertigen Schraube außerhalb der Toleranzgrenzen liegen, ist meist die falsche Steigung auf dem Walzbackenprofil der Grund dafür.

Unzureichende Gewindeform: Eine schlechte Gewindeform ist einer unzulässigen Konstruktion der Walzbacken geschuldet, oder aber einer ungenügenden Spurung als Folge einer falschen Einrichtung der Walzmaschine. Vorstellbar sind auch Schraubengewinde, welche in der Mitte vollständig ausgeformt sind, jedoch nicht an der Schraubenspitze und des -kopfes [DIN03-B]. Dies tritt bei gekrümmten Backenflächen, gekippten Walzbacken oder unterschiedlichen Rohlingsabmessungen auf [DIN03-B].

Axial verlaufende Linie: Eine Schädigung der Gewindespitzen in Gewindelängsrichtung auf der gewalzten Schraube ist häufig das Ergebnis von zu hohem Auslaufdruck oder einer zu plötzlichen Entlastung nach dem Walzprozess. Ebenso kann es vorkommen, dass sich die bewegliche Backe während des andauernden Walzprozesses aufgrund der Eigendynamik der Walzmaschine ein wenig nach oben bewegt - hingegen bleibt die Position der feststehenden Backe unverändert - wodurch die Spurung leicht verschoben wird. Ferner ist es möglich, dass die fertig gewalzte Schraube am Abstieg eine Schädigung aufgrund einer zu tief eingebauten stationären Walzbacke erfährt. Da der Schraubenbolzen die bewegliche Walzbacke führt und diese lediglich nach oben ausweichen kann, ist auch diese Art der Schraubenschädigung denkbar.

Risse im Gewinde: Oftmals führt ein zu hoher Auslaufdruck oder eine schlechte Oberflächengüte des Einsatzwerkstoffes zu Rissen im Gewinde [DIN03-B].

Schlechte Gewindegüte: Infolge von ausgebrochenen oder verschlissenen Walzbacken kann eine schlechte Oberflächengüte entstehen, ebenso wenn der Werkstückwerkstoff ungeeignet für die Kaltmassivumformung ist [DIN03-B]. Des Weiteren kann ein Rutschen des Rohlings und Querhiebe auf den Walzbacken zu rauen Gewinden führen. Rauheit, Blättrigkeit und Schuppen sind auf eine schlechte Einlaufprobe sowie auf unzureichende Druckeinstellungen zurückzuführen [Ach00].

Faltenbildung: Aufgrund der Konstruktion der Walzbackengeometrie entsteht infolge des seitlichen Zusammenschiebens des Materials die verfahrensbedingte Schließfalte.

Beschädigungen unter dem Schraubenkopf: Durch ein Auflaufen des Schraubenkopfes auf die Walzbacken ist es möglich, dass die Kopfunterseite Beschädigungen wie Risse, Späne oder Grat erfährt. Als Fehlerursache sind eine zu tiefe Zuführschiene, ein nicht paralleler Walzspalt, verschlissene Walzbacken oder Einstoßschieber denkbar.

Falsche Gewindelänge: Sofern die Gewindelänge außerhalb der zulässigen Toleranzvorgaben liegt, ist entweder die falsche Länge des Rohlings oder die Höhe der Zuführschiene die Fehlerursache.

Anlappungen: Charakteristisch ist ein spiralförmiger Verlauf auf einem Teil des Umfangs

der Schraube in Richtung Gewindeflanke. Oftmals gehen Materiallappen von der linken in die rechte Gewindeflanke über, wobei diese Anlappungen in der Regel nur auf einer Seite der Schraube auftreten. Dadurch kann das Entdecken im Schliff unter Umständen nicht möglich sein. Besonders gut zu erkennen sind Anlappungen wenn die Schrauben zuvor gebeizt werden und anschließend mit einer Lupe oder einem Mikroskop untersucht werden. Die Ursache von Anlappungen ist in der Regel eine sehr schlechte Spurübereinstimmung beider Walzbacken. [Ach00]

Überwalzungen: Grundsätzlich wird bei Überwalzungen zwischen zwei Erscheinungsformen unterschieden. Zum einen können Kerben infolge eines zu starken Eindringens des Walzbackenprofils in den Rohling während des kompletten Walzvorgangs bestehen bleiben. Zum anderen ist es möglich, dass Kerben durch umgeformtes Material immer wieder verschlossen werden, wobei keine feste Verbindung zwischen dem Grundwerkstoff existiert. In der Regel kann eine verschlossene Kerbe nur im Axialschliff identifiziert werden, hingegen können offene Einkerbungen bereits mit bloßem Auge gesehen werden. Im Verlauf der Umformung ergeben sich durch das seitliche Zusammenschieben des Werkstoffmaterials typische verfahrensbedingte Überwalzungen im Gewindegrund. Diese Flitter sind umso ausgeprägter, je ungünstiger die Walzmaschine eingestellt ist. Oftmals wird der geforderte Kerndurchmesser unterschritten und es ergeben sich unzureichende Mindestbruchdrehmomente der Schrauben [Ach00]. Weiterhin führen Querhiebe im Einlaufbereich der Walzbacken unmittelbar zu Überwalzungen, ebenso wenn der Abdruck der beweglichen Walzbacke das erste Mal auf die stationäre Walzbacke läuft [Rot00].

Hohlwalzungen: Hohlwalzungen entstehen in der Regel bei einem zu engen Walzspalt. Ebenso können die Ursachen für hohlgewalzte Schrauben in zu geringen Festigkeits- oder Umformeigenschaften des Einsatzwerkstoffes, unrunder Rohlingen oder in falscher Konstruktion der Walzbacken liegen. Insbesondere Schrauben mit einer großen Steigung in Kombination mit einem kleinen Kerndurchmesser sind anfällig für Hohlwalzungen. Ferner kann aus einer zu starken Umformung bei zu kurzer Umformstrecke bedingt durch die Konstruktion der Walzbacken eine Hohlwalzung folgen.

Als Zusammenfassung möglicher Fehlerarten beim Gewindewalzen ist in **Bild 2.26** ein Ishikawa-Diagramm (Fischgrät-Diagramm) abgebildet. Das Ursachen-Wirkungsdiagramm zeigt sechs übergeordnete Ursachenkategorien (Draht, Rohling, Werkzeug, Einstellung Walzvorgang, Umgebung, Walzmaschine), welche jeweils mit Haupt- und Nebenursachen weiter untergliedert werden. Zum Beispiel kann ein Rohling (Ursachenkategorie) mit einer Durchmesserabweichung (Hauptursache), z.B. im Falle eines zu kleinen Rohlings (Nebenursache), zu einem fehlerhaften Gewinde (Wirkung) führen. In DIN 26157 Teil 3 [DIN91] sind weitere Erscheinungsformen und entsprechende Grenzwerte angegeben, sodass z.B. Anlappungen grundsätzlich im Gewindegrund und an belasteten Gewindeflanken unzulässig sind. Diese Norm gilt insbesondere für metrische Schrauben, kann jedoch als Anhaltspunkt für nicht-metrische Schrauben genommen werden. Allerdings können bestimmte Eigenschaften metrischer Gewinde hier nicht übertragen werden. Sollten die vorgestellten möglichen Fehlerarten nicht erkannt bzw. korrigiert werden, kommt es zu Schädigungen an den produzierten Gewindeformen und zu einem erhöhten Verschleiß der Walzwerkzeuge durch übermäßige Querkräfte, was in einer deutlichen Reduktion der Standzeiten endet

3 Experimentelle Untersuchungen

Dieses Kapitel befasst sich zunächst mit dem Rüstvorgang einer Walzmaschine sowie dem Auswalzen von Schrauben, welche unter idealen Walzmaschineneinstellungen hergestellt wurden. Als Schraubentyp wurde eine sogenannte DELTA PT®-Schraube verwendet, welche prädestiniert für die Kunststoffdirektverschraubung ist. Bei der Kunststoffdirektverschraubung wird in der Regel eine Stahlschraube ‚direkt‘ in ein Kunststoffkernloch verschraubt, wobei die Schraube das Gegengewinde während des Eindrehens selbst formt. Der ausgewählte Schraubentyp zeichnet sich durch einen schlanken Kerndurchmesser sowie große Flanken- und Außendurchmesser aus, wodurch das Auswalzen oftmals zu Materialschädigungen führt. Die ausgewählte DELTA PT®-Schraube war aus dem Vergütungsstahl 23MnB4, welcher im nachfolgendem Abschnitt untersucht wird. Daneben werden werkstoffbezogene Untersuchungen der Walzwerkzeuge vorgestellt. Den größten Teil dieses Kapitels bildet die systematische Analyse von typischen Fehleinrichtungen beim Gewindewalzen zum einen mit neuen und zum anderen mit verschlissenen Walzwerkzeugen. Das korrekte Einstellen der Walzmaschine ist stark abhängig vom Können des Maschineneinrichters, wobei infolge des Verschleißes der Walzbacken die Druckeinstellungen während der Produktion geändert und entsprechend korrigiert werden müssen. Zu den fehlerhaften Walzmaschineneinstellungen zählen unter anderem eine horizontale Verstellung der beweglichen Walzbacke, eine nicht rechtwinklige Zuführschiene sowie das Vorliegen gekippter Walzbacken. Häufig kommt es auch zu ungünstigen Druckeinstellungen im Ein- und Auslaufbereich der Walzbacken, woraus zahlreiche Materialschädigungen an der fertigen Schraube resultieren. Die entstandenen Materialschädigungen wurden mikroskopisch und metallographisch klassifiziert. Auch wurden die Charakteristika der Kraftkurven während des Walzens sämtlicher Fehleinrichtungen herausgearbeitet und miteinander verglichen.

3.1 Rüsten der Walzmaschine

Um langfristig qualitativ hochwertige Schrauben herstellen zu können, ist es erforderlich, alle im Fertigungsprozess integrierten Komponenten aufeinander abzustimmen und möglichst schnell reproduzierbar einzustellen [Wal00]. In diesem Zusammenhang sind die Rüstzeiten einer Walzmaschine aufgrund des enormen Zeit- und Kostendrucks auf ein Minimum zu reduzieren. Sämtliche Einstelloperationen müssen für jeden einzelnen Mitarbeiter präzise, eindeutig, nachvollziehbar und nach ergonomischen Gesichtspunkten auszuführen sein [Rot00]. Sofern keine Einstellhilfen an der Walzmaschine vorhanden sind, lassen sich folgende Rüstzeitverteilungen unterscheiden, **Bild 3.1**. Der größte zeitliche Aufwand wird in das korrekte Einstellen des Gewindedurchmessers und der Gewindequalität investiert, da hier neben der Produktqualität die Werkzeugstandzeit und die Maschinenbeanspruchung in hohem Maße beeinflusst werden [Rot00]. Hierbei ist die hydraulische Backenkorklemmung eine große Hilfe, wobei die stationäre Walzbacke gegen vier einstellbare Druckschrauben hydraulisch gespannt wird und sich somit eine fixierte Nullpunktlage ergibt und das wiederholgenaue Einstellen einer bestimmten Walzbackenkonfiguration ohne jeglichen Einsatz von Werkzeug ermöglicht wird [Men00, Wal00]. Bereits kleine Änderungen an den Druckschrauben bewirkten eine unmittelbare Änderung der Walzspaltbreite. Eine weitere Einstellhilfe stellt die Profillagenverstellung über die Exzenterbuchse im oberen Pleuel dar,

womit Gewindedurchmesser und -qualität reproduzierbar hergestellt werden können. Dabei spielen die Faktoren Schlittenführung sowie Laufspiel eine nicht zu unterschätzende Rolle [Wal00].



Bild 3.1: Rüstzeitverteilung beim Gewindewalzen [Rot00]

Der Exzenter sorgt für die richtige Lage der beweglichen Walzbacke gegenüber der stationären Walzbacke. Als Schraubengeometrie wurde für die systematische Untersuchung der Materialschädigung von Schrauben eine DELTA PT®-Schraube der Firma EJOT GmbH & Co. KG verwendet. Diese Schraube ist prädestiniert für die Kunststoffdirektverschraubung, wobei hier lediglich ein vorgeschitztes Kernloch im Kunststoff vorhanden sein muss, da beim Eindrehen der Schrauben das Gegengewinde selbstformend erzeugt wird.

3.1.1 Einbau der Walzbacken

Beim Einbau der Walzbacken in die Backenkörbe war darauf zu achten, dass sämtliche Auflageflächen frei von Schmutz, Grat oder Spänen sind und dass alle zum Einsatz kommenden Werkzeuge und Halter in tadellosem Zustand sind [DIN03-B]. Dabei wurden die Walzbacken mit Spannpratzen im Backenkorb verspannt. Eine gute Übereinstimmung zwischen den Gewindeabdrücken der festen und beweglichen Backe sollte genau dann erreicht werden, wenn die Längendifferenz $\Delta l/2$ auf beiden Seiten der festen Walzbacke in Bezug auf die bewegliche Walzbacke der Walzmaschine eingehalten wird, wie in **Bild 3.2** dargestellt.

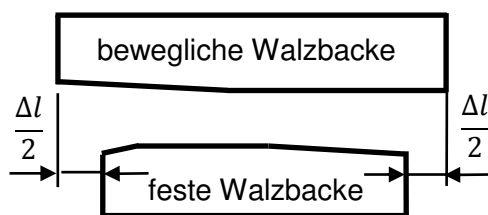


Bild 3.2: Positionierung der Walzbacken

Hier entspricht Δl dem Längenunterschied beider Walzbacken. Daher sollte der Einsetzpunkt des Schraubenrohlings, d.h. das Anwalzen, genau in dieser Walzbackenstellung erfolgen. Weiterhin ist darauf zu achten, dass die stationäre Walzbacke wenige hundertstel Millimeter höher eingebaut wird, da sich bei laufender Walzmaschine ein Schmierfilm aufbaut und die bewegliche Walzbacke etwas nach oben ‚wandert‘. Ferner ist dieser Einbau vorteilhaft, da der Rohling die bewegliche Walzbacke führt, d.h. bei zu tiefem Einbau der feststehenden Walzbacke kann die bewegliche Walzbacke gegebenenfalls die Bewegung nicht mitgehen, da der Weg nach unten begrenzt ist. Diese theoretisch optimale Positionierung der Walzbacken muss mit sogenannten Einlaufproben überprüft werden. Weiterhin ist neben einem ordnungsgemäßen Montieren der Zuführschiene mit Schienenendstück der richtige Einstoßschieber Voraussetzung für qualitativ hochwertige Gewinde.

3.1.2 Einstoßschieber

Sinn und Zweck des Einstoßschiebers ist das zielgenaue Befördern des Schraubenrohlings vom Schienenendstück hin zu den Walzbacken, sodass die bewegliche Walzbacke den Rohling im Vorwärtshub greifen kann. Die Walzmaschine sollte so eingestellt sein, dass der Rohling unmittelbar bevor die bewegliche Walzbacke das rückwärtige Hubende (oberer Totpunkt) erreicht hat, eingeschoben wird [Voi00]. Im anschließenden Vorwärtshub erfolgt der eigentliche Walzprozess, siehe **Bild 3.3**.

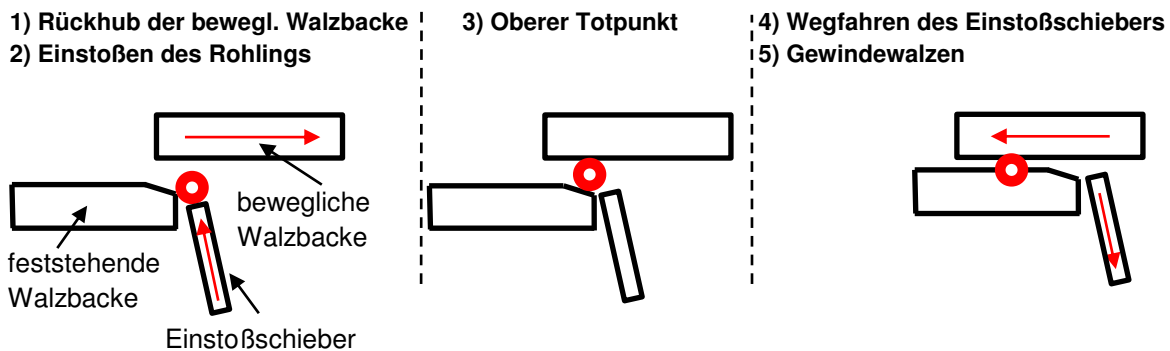


Bild 3.3: Ablauf des Walzprozesses

Jede Walzmaschine ist mit einem Einstoßschieber ausgerüstet, dessen Breite etwas kleiner ist als der Bolzendurchmesser, um diesen ohne Verkantungen in den Einlaufbereich der Walzbacken führen zu können [DIN03-B]. Dabei muss der Einstoßschieber den Schraubenrohling exakt rechtwinklig zur Backenfläche zuführen, sodass keine versetzten Gewinde entstehen. Die sichere und formschlüssige Zuführung der Rohlinge zur exakten Positionierung ist eine der Grundvoraussetzungen für fehlerfreie Schraubengewinde [Bar00]. Sollen z.B. Rohlinge mit einem mehrfach abgesetzten Schaft eingestoßen werden, ist ein entsprechender Einstoßschieber erforderlich, sodass kein Verkippen oder unkontrolliertes Zuführen erfolgt [Wal00]. Soll die Gewindelänge eines unregelmäßig geformten Rohlings nur an bestimmten Stellen aufgebracht werden, empfiehlt sich ein ebenso wie der Rohling geformter Einstoßschieber, um das rechtwinklige Ansetzen des Rohlings gewährleisten zu können [DIN03-B]. Diese Bedingung schließt mit ein, dass beim Einbau der Walzwerkzeuge in die Backenkörbe mit besonderer Sorgfalt gearbeitet wird, sodass diese exakt auf der Grundfläche und gegen die Stellschrauben anliegen [DIN03-B]. Die Gewindelänge des Schraubenrohlings wird durch die Zuführschiene bestimmt. Dabei müssen die Schraubenköpfe unter Berücksichtigung von Unterkopfradien und Querschnittsänderungen frei an den Oberkanten der Walzbacken durchlaufen können.

3.1.3 Walzspalt

Ein wichtiger Punkt ist die Kontrolle der Backenhöhe mit entsprechenden Messmitteln (z.B. Messklötze, Haarwinkel), sodass kein Höhenunterschied beider Walzwerkzeuge vorhanden ist, um die hohe Qualität der zu produzierenden Gewinde sicherzustellen, **Bild 3.4**. Dabei ist jedoch darauf zu achten, dass sich zu Beginn des Walzens noch kein Schmierfilm unter der beweglichen Walzbacke aufgebaut hat. Daher sollte die Walzmaschine zuvor im Leerlauf betrieben werden oder aber die bewegliche Backe wenige hundertstel Millimeter niedriger als die feststehende Walzbacke eingebaut werden. Ebenso sollte zu Beginn des Walzprozesses der Abstand der beiden Walzbacken zueinander (Walzspalt) größer sein

(einige hundertstel Millimeter) als der Kerndurchmesser der Schraube, um eine Überbeanspruchung von Werkstück und Werkzeug zu vermeiden [DIN03-B].

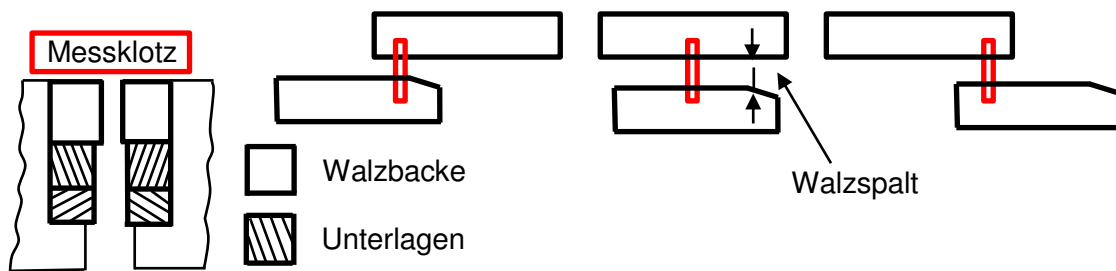


Bild 3.4: Überprüfung der gegenseitigen Lage der Walzbacken mittels Messklotz

Nachdem die Maschine eingeschwungen ist und wenige Schrauben gewalzt worden sind, kann der Walzspalt entsprechend angepasst werden, sodass die Schrauben ein einwandfreies ausgeformtes Gewinde aufweisen [DIN03-B]. In der Regel wird der ideale Walzspalt so eingerichtet, dass dieser nach der Einlaufabsenkung bis hin zum Auslauf Parallelität (Differenz von 1-2 hundertstel Millimeter ist tolerabel) aufweist.

3.1.4 Einlaufprobe

Die wichtigste Aufgabe beim Einrichten der Walzmaschine ist das genaue Einstellen der Spurung, d.h. dass der Abdruck der stationären Walzbacke versatzfrei in den Abdruck der beweglichen Walzbacke, ebenso umgekehrt, übergeht. Besonderes Augenmerk gilt dabei auch der Eindringtiefe während der ersten halben Rohlingsumdrehung, da dadurch Rückschlüsse auf die optimale Walzspaltbreite gezogen werden können. Zur Kontrolle dieser Gewindeübereinstimmung (Profillage) werden nach jedem Neueinbau der Walzbacken sogenannte Einlaufproben erzeugt, um zu begutachten, ob sich das geformte Gewinde nach einer halben Umdrehung auf der anderen Walzbacke wiederfindet, **Bild 3.5**.

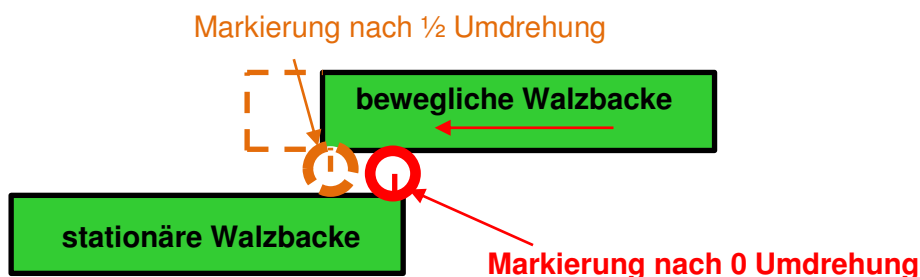


Bild 3.5: Erstellung einer Einlaufprobe zur Beurteilung der Positionierung der Walzbacken zueinander nach einer halben Rohlingsumdrehung

Nach einer halben Schraubenumdrehung findet sich das gegenüberliegende Walzbackenprofil um eine halbe Steigung versetzt auf der jeweiligen Walzbacke wieder [Voi02]. Ebenso ist darauf zu achten, ob in axialer Richtung der Rohling einen gleichmäßigen Abdruck aufweist, ansonsten sind die Walzbacken entsprechend um die Achse in Walzrichtung zu kippen. Voraussetzung hierbei ist, dass keinerlei Höhenunterschiede zwischen den Walzwerkzeugen vorliegen (siehe Abschnitt 3.1.3), sodass die Spurrillen der Walzwerkzeuge optimal eingestellt werden können. Weiterhin ist ein exakt rechtwinkliges Einstoßen des Schrau-

benrohlings erforderlich, wobei die korrekte Zuführung der Schraubenrohlinge gewährleistet werden muss. Dabei wird die bewegliche Walzbacke soweit mit einer exzentrischen Buchse im oberen Pleuellager verschoben, bis die Abdrücke beider Walzbacken unter dem Steigungswinkel ineinanderlaufen [Wal00]. Zunächst wird die Walze von Hand oder im Tippbetrieb in die Stellung des oberen Totpunktes gefahren. Sobald die bewegliche Walzbacke den Schraubenrohling beim weiteren Drehen der Kurbel von Hand oder im maschinellen Tippbetrieb (unmittelbar nach dem oberen Totpunkt) ausschließlich durch Reibung in eine rotatorische Bewegung versetzt, wird der Walzschlitten gestoppt und der Schraubenrohling mit einer Markierung versehen (siehe **Bild 3.5**). Durch die Markierung können immer wieder definierte Umdrehungen des Rohlings angefahren werden, da sonst keinerlei Wegmesseinrichtungen an der Versuchswalzmaschine vorhanden waren. Bei manchen Walzbacken sind Querhiebe (quer zur Walzbacke gefräste Nuten) integriert, um die Reibzahlen zusätzlich zu erhöhen. Dadurch wird das Rutschen des Rohlings vermieden und die Mitnahme durch die bewegliche Walzbacke gewährleistet. Die Folge solcher Querhiebe sind Materialanhäufungen, welche jeweils von der gegenüberliegenden Walzbacke überwalzt werden.

Nachdem die Walzmaschine um eine halbe Schraubenumdrehung weitergedreht worden ist, wurde die bewegliche Walzbacke wieder zurückgedreht, das Stadienmuster zur Kontrolle entnommen und mit einem Vergrößerungsglas die Spurung begutachtet. Dabei können verschiedene typische Fehleinrichtungen auftreten, welche in den folgenden Abschnitten näher erläutert werden. Nachteil bei der Erstellung einer Einlaufprobe ist, dass die Spurung nur an einer Stelle (bei einer halben Rohlingsumdrehung) kontrolliert wird, wobei die anderen Backenpositionen unberücksichtigt bleiben. Ein weiteres Manko ist die Erstellung der Einlaufprobe im Tipp-Betrieb und nicht unter den wirklichen dynamischen Produktionsbedingungen [Kop00]. Der Walzprozess als solcher stellt einen unstetigen Prozess bezogen auf die Rohlingsoberfläche dar, weil sich die momentane Kontaktfläche zwischen Rohling und Walzwerkzeug ständig löst und die gegenüberliegende Walzbacke den Kontakt wiederherstellt, wobei ein „Berg“ überwalzt wird [Hec00].

Nach entsprechenden Korrekturmaßnahmen waren jeweils neue Einlaufproben anzufertigen, um die richtige Justierung der Walzbacken zu erhalten. Hierbei ist es wichtig, dass zu Beginn der maschinellen Gewindeherstellung die fertigen Gewinde hinsichtlich Form, Ausformung und Genauigkeit erneut sorgfältig überprüft werden und gegebenenfalls Korrekturen an der Walzmaschine vorgenommen werden. Dies liegt darin begründet, dass sich während des Betriebs der Walzmaschine ein gleichbleibender Schmierfilm aufbaut, welcher die Walzspaltbreite etwas verringert [Wal00]. Um einen konstanten Schmierfilm während der Produktion zu gewährleisten, sind Dosiermengen des Schmiermittels, Impulsfolgen, Schlittenhübe und Walzdruck optimal aufeinander abgestimmt [Wal00].

Um die endgültige Gewindeausformung zu erhalten, wurde schrittweise vorgegangen, indem nach entsprechendem Zustellen des Walzspaltes der Außendurchmesser der Schraube ausgemessen und die Gewindegüte (z.B. keine Späne im Gewindegrund, glatter Kerndurchmesser, korrekt ausgeformte Gewindespitzen,...) begutachtet wurden. Dieses langsame Nachstellen auf die Gewindetiefe hat den Vorteil, dass Überlastungen der Walzmaschine und Ausbrüche an den Walzwerkzeugen vermieden werden [DIN03-B]. Dabei war darauf zu achten, dass die Gewindespitzen nicht vollständig ausgeformt waren, da bei der späteren maschinellen Gewindeherstellung das Werkstückmaterial durch die er-

höhte Geschwindigkeit und Dynamik der Walzmaschine erheblich mehr Wärme durch Reibung entwickelt und somit die Fließeigenschaften verbessert wurden. Das empirische Ermitteln der korrekten Walzspaltbreite und der Profillage basiert auf den Erfahrungen, dem Können und dem Fingerspitzengefühl des Maschineneinrichters [Rot00]. Ziel hierbei sollte es sein, sich von subjektiven Einstelloperationen zu lösen und möglichst objektive Einrichtvorgänge zu entwickeln [Kop00].

Im Falle eines zu hohen Auslaufdruckes kommt es oftmals zu unrunder Schrauben, sodass beim Ausmessen des Außendurchmessers mit beispielsweise einer Bügelmessschraube Schwankungen von einigen hundertstel Millimetern am Umfang der Schraube auftreten. Bei einem konischen Verlauf des Flankendurchmessers über die ganze Länge der Schraube können die Zug- bzw. Druckschrauben der feststehenden Walzbacke Abhilfe schaffen [DIN03-B]. Deutlich lässt sich eine solche Konizität an den unterschiedlich stark ausgeprägten Abdrücken der Walzbacken, von Schraubenkopf zur Schraubenspitze gesehen, erkennen.

Nach sämtlichen Korrekturmaßnahmen war es erforderlich, nochmals die Spurung durch eine Einlaufprobe zu kontrollieren. Ferner muss gewährleistet sein, dass die fertig gewalzten Schrauben beschädigungsfrei in den Ausfallschacht gelangen. Daher ist der Ausfallschacht prismenförmig mit einer seitlichen Abführung gestaltet [Wal00]. In der Regel reicht die vorliegende Vorschubgeschwindigkeit aus, um die Schrauben aus dem Walzspalt frei zu bekommen. Jedoch in besonderen Fällen ist es notwendig, einen Auswerfer anzufertigen, welcher an die bewegliche Walzbacke montiert wird, um zu verhindern, dass der gewalzte Schraubenrohling durch den Rückhub der Walzbacken eingeklemmt wird [DIN03-B]. Um die entsprechende Rohlings- bzw. Profillänge einzustellen, ist die Zuführeinheit in der Höhe zu verstellen.

3.1.5 Berechnung des DMI-Balkens

Dieser Abschnitt soll Aufschluss über die Die-Match-Indicator-Berechnung (DMI-Berechnung) der Prozessüberwachung geben. Dieser blaue Balken (siehe **Bild 3.6**) visualisiert dem Maschinenbediener, ob die gegenseitige Lage der beiden Walzwerkzeuge korrekt ist oder ob die bewegliche Walzbacke entsprechend verstellt werden muss.

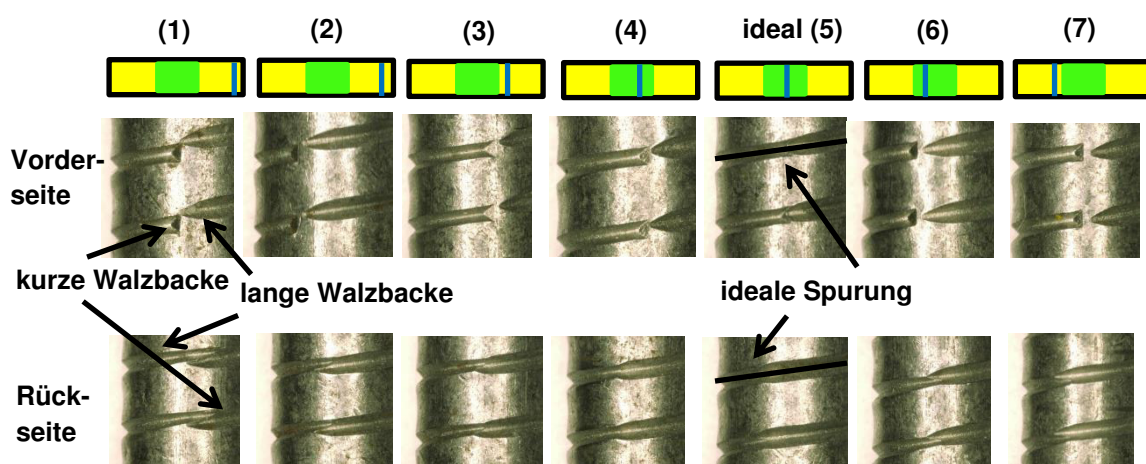


Bild 3.6: Verstellung der beweglichen Walzbacke und deren Auswirkungen auf den DMI (Varianten (1) bis (7))

Für die DMI-Berechnung nutzte die Prozessüberwachung die Signale der Sensoren 1 und 2 im Einlaufbereich der Walzwerkzeuge. In dieser Arbeit wurden DELTA PT®-Schrauben in der Abmessung 60x25 (Durchmesser 6 mm; Schraubenlänge 25 mm) verwendet. Bei den Vorversuchen wurden längere Schrauben mit einer Gesamtlänge von 45 mm verwendet, um eine gleichmäßige vertikale Belastung im Einlaufbereich der Walzwerkzeuge zu bewirken. Ebenso wurden durch die größeren auftretenden Walzkräfte deutlichere Unterschiede in den Prozessüberwachungskurven sichtbar. Zunächst sind in **Bild 3.6** die Einlaufproben bei einer Verstellung der horizontalen Ausrichtung und die dazugehörige Auswirkung auf den DMI abgebildet. Dargestellt sind die Abdrücke der Vorder- und Rückseite der jeweiligen Einlaufprobe. Beginnend mit einer zu hoch eingebauten beweglichen Walzbacke (links in **Bild 3.6**) wurde die Schlittenbacke schrittweise nach unten verfahren. Diese Fehleinrichtungen werden durch den DMI eindeutig widerspiegelt, sodass eine Verstellung der beweglichen Walzbacke nach oben den DMI nach rechts ausschlagen lässt (links in **Bild 3.6**). Auch zeigt der DMI die ungefähre Höhe der Fehleinrichtung an, indem eine geringe Verstellung nur eine geringe Verschiebung des DMI-Balkens bewirkt. In **Bild 3.7** (oben) sind die Walzkräfte der Sensoren 1 und 2 im Einlaufbereich der Walzwerkzeuge der verschiedenen Walzmaschineneinstellungen abgebildet.

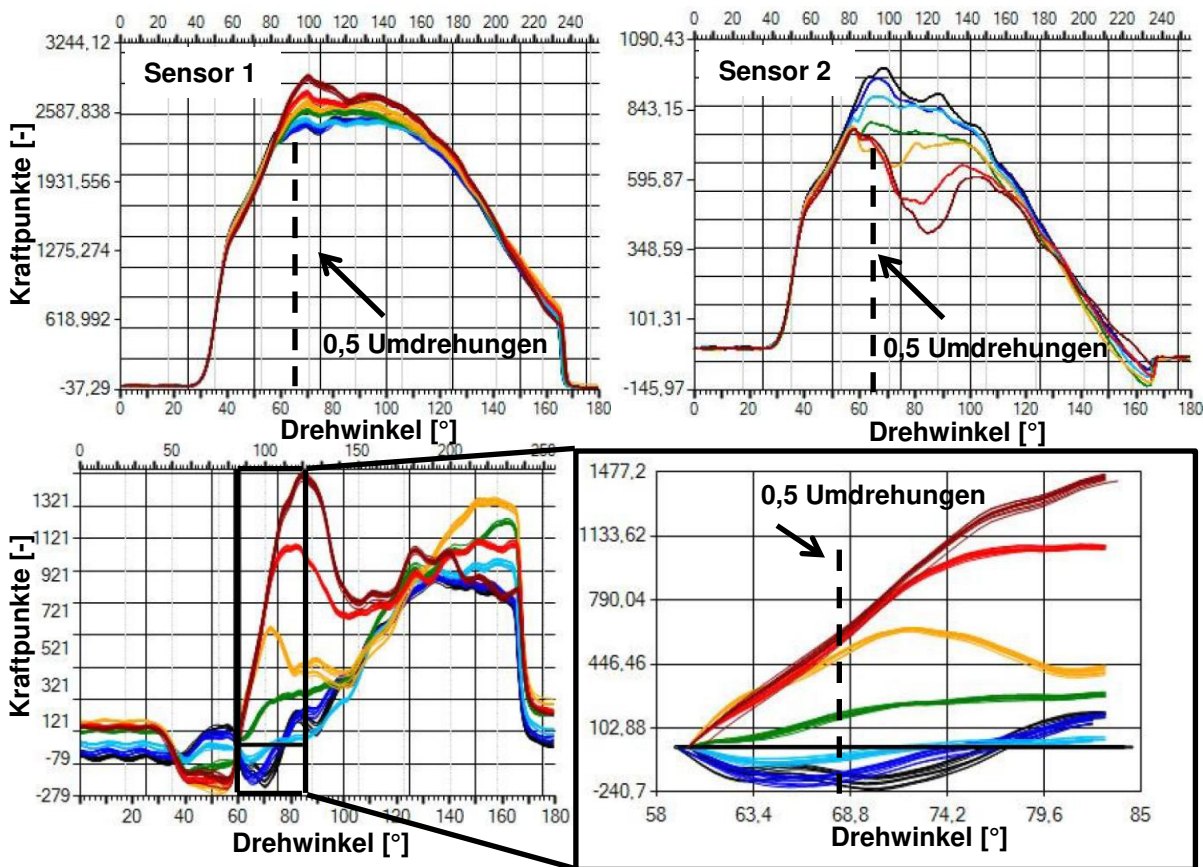


Bild 3.7: Oben links und rechts im Bild sind die Kraftkurven der Sensoren 1 und 2 abgebildet. Nach Anwendung eines Algorithmus zur Generierung der Kraftminima (nahe der Nulllinie) erhält man das Bild unten links. Die optimale Spurung laut DMI nach einer halben Rohlingsumdrehung ergibt sich für die hellblaue Kurve, da hier die geringsten Kräfte auftreten, siehe in der vergrößerten Darstellung unten rechts im Bild. Zuordnung der Kurven zu Varianten: Dunkelrot (1), rot (2), orange (3), grün (4), hellblau (5), blau (6), schwarz (7)

Dabei treten die größten Kräfte bei Sensor 1 bei der Variante (1) (aus **Bild 3.6**) auf. Dies ist durch die extrem schlechte Spurung (siehe **Bild 3.6**) erklärbar, da die Walzwerkzeuge nach einer halben Umdrehung des Rohlings nur kaum in die vorgefurchten Rillen hineinlaufen. Sensor 2 im unteren Bereich des Einlaufes nimmt deutlich niedrigere Walzkräfte aufgrund der weiter entfernten Positionierung im Backenkorb (siehe **Bild 2.23**) auf. Die Differenz der beiden Walzkraftsignale 1 und 2 (**Bild 3.7** oben) wird auf den „Match Punkt“ normiert (**Bild 3.7** unten links). Genauere Kenntnisse des Berechnungsalgorithmus obliegen der Firma SCHWER+KOPKA GmbH & Co. KG. In **Bild 3.7** unten rechts wird der Bereich zwischen einem Drehwinkel von 58- 85° in einem Zoom vergrößert dargestellt. Diese Abbildung verdeutlicht den Bereich nach einer halben Rohlingsumdrehung. In diesem Bereich liegen die größten Walzkräfte vor. Sofern die Rillen beider Walzwerkzeuge exakt ineinanderlaufen (siehe **Bild 3.6** (5)), ergeben sich die niedrigsten axialen Walzkräfte. Wenn der Walzschlitten zu niedrig eingestellt wird (siehe **Bild 3.6**, Einstellung (6) und (7)) ergeben sich Walzkräfte im negativen Bereich (**Bild 3.7**, Kurvenverläufe blau (6) und schwarz (7)), welche sich auch negativ auf die Gewindeausformung und den Walzbackenverschleiß auswirken. Daher wird eine errechnete Kraftkurve nahe der ‚Nulllinie‘ als ideal betrachtet, da nahezu keine zusätzlichen axialen Kräfte auftreten und damit die Spurung ideal ist. Somit zeigt die hellblaue Kurve im genannten Drehwinkelbereich den geringsten Abstand zur Nulllinie, wobei die DMI-Berechnung ein Optimum anzeigt (siehe **Bild 3.6** (5)).

3.2 Ideal ausgewalzte Schraube

Innerhalb des Versuchsprogramms (**Tabelle 3.1**) wurden unterschiedliche Druckeinstellungen (Veränderung des Abstandes zwischen den Walzbacken) im Ein- und Auslaufbereich der stationären Walzbacke verwendet.

	Eigenschaften	Einlaufdruck	Auslaufdruck	Abschnitt
Ideale Walzeinstellung				3.2
Walzbackenausrichtung (bewegl. Walzbacke)	Hoch/niedrig			3.4.1.1
Zuführschiene	Hoch/niedrig			3.4.1.2
Walzbackenausrichtung (stationäre Walzbacke)	Gekippt			3.4.1.3
Druckeinstellung		Niedrig		3.4.2.1
		Hoch		3.4.2.2
			Niedrig	3.4.2.3
			Hoch	3.4.2.4

Tabelle 3.1: Versuchsprogramm mit neuen Walzbacken

Weiterhin wurden Versuche bei veränderter horizontaler und vertikaler Ausrichtung der beweglichen Walzbacke durchgeführt. Ebenso sind Schraubenrohlinge bei gekippter Walzbacken und einer nicht rechtwinkligen Rohlingszuführung gewalzt worden. Dieser Versuchsplan wurde zunächst mit neuen Walzwerkzeugen durchgeführt. Im Anschluss daran wurden verschlissene Walzwerkzeuge verwendet, wobei die Varianten einer nicht rechtwinkligen Zuführschiene und gekippten Walzbacken nicht mehr verfolgt wurden.

3.2.1 Stadienmuster

Zu jeder Versuchsvariante wurden Stadienmuster erstellt, um den Walzprozess ausreichend wissenschaftlich experimentell zu untersuchen. Die Vorgehensweise bei der Erstellung der Stadienmuster entspricht der gleichen wie bei der Einlaufprobe in Abschnitt 3.1.4 (siehe **Bild 3.8**). Nachdem der Schraubenrohling markiert worden ist, wurde die bewegliche Walzbacke entsprechend der gewünschten Rohlingsumdrehung verfahren. Sobald die gewünschte Schraubenumdrehung erreicht worden ist, wurde der Walzschlitten nicht wieder zurückgedreht, um den angewalzten Rohling zu entnehmen, sondern man löste die Zug- und Druckschrauben der stationären Walzbacke, sodass der Schraubenrohling ohne Schädigungen entnommen werden konnte. Hierbei war zu beachten, die Stellschrauben (Zug- und Druckschrauben) im Vorfeld zu markieren, um beim anschließenden Anziehen dieser Schrauben wieder die Ausgangsstellung zu erhalten. Hinsichtlich der Reproduzierbarkeit sollte darauf geachtet werden, dass der Backenkorb korrekt mit den Zugschrauben gegen die Druckschrauben verspannt wird. Nach jeder Verstellung der seitlichen Stellschrauben mussten auch die Zugschrauben unterhalb des Backenkorb zur Fixierung der Walzbacken gelöst und danach mit einem entsprechenden Schlüssel angezogen werden. Die Prozesssicherheit wurde anschließend mit komplett durchgewalzten Rohlingen überprüft, sodass nach der Erstellung der Stadienmuster die gleichen Schrauben hergestellt werden konnten wie zuvor. Diese Schraubenmuster werden im folgenden mit dem Buchstaben ‚M₁‘ gekennzeichnet.

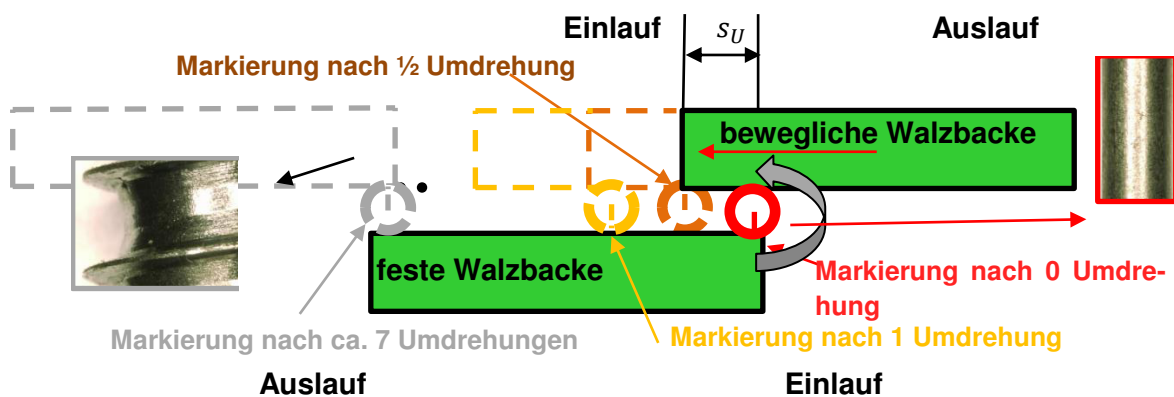


Bild 3.8: Erstellung von Stadienmustern nach jeder halben Rohlingsumdrehung

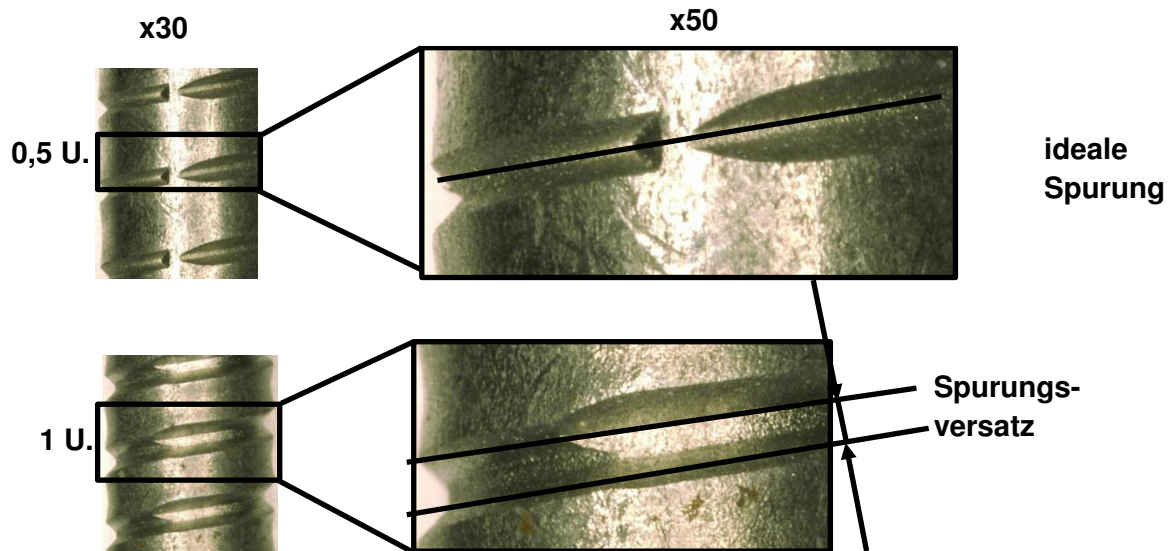
3.2.2 Mikroskopie

In **Bild 3.9** sind die Stadienmuster nach jeweils einer halben Schraubenumdrehung zum einen von der Vorderseite (Blick auf die Markierung) und zum anderen von der Rückseite bei einer optimal eingerichteten Walzmaschine abgebildet. Unter einer optimalen Einrichtung der Walzmaschine wird folgendes verstanden:

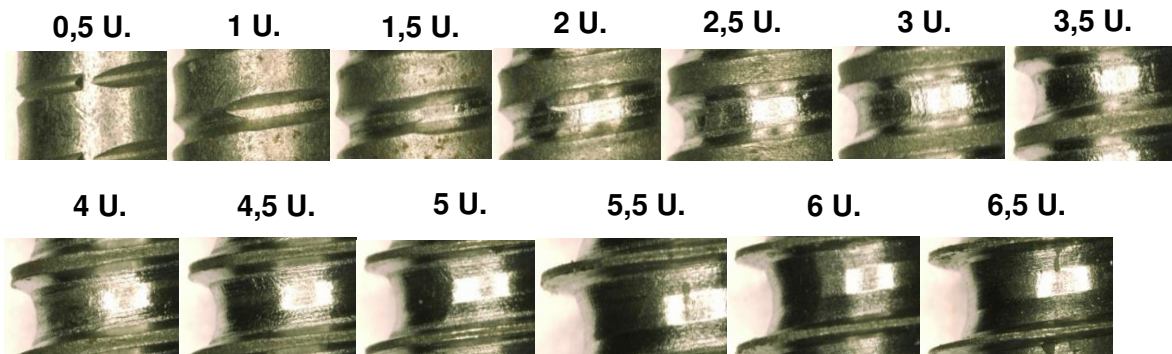
- paralleler Walzspalt
- optimale Druckeinstellungen im Ein- und Auslaufbereich
- rechtwinklige und exakte Rohlingszuführung
- optimale Spurung laut DMI

Aus **Bild 3.9** ist zu erkennen, dass nach einer halben Umdrehung des Rohlings der Abdruck der beweglichen Walzbacke exakt in die vorgefertigte Rille der feststehenden Walzbacke

(Vorderseite) hineinläuft. Gleichzeitig lässt sich jedoch auf der Rückseite ein deutlicher Versatz in der Spurung festhalten. Folglich müsste man aus diesem Resultat die bewegliche Walzbacke mittels Exzenter im Pleuelantrieb verstellen, um eine bessere Spurung auf beiden Seiten zu erreichen. Diese Beurteilung im statischen Fall ist jedoch nicht unmittelbar mit den dynamischen Walzbedingungen zu vergleichen, da die Prozessüberwachung eine optimale Spurung während der kompletten Umformung anzeigt.



Abdruck auf der Vorderseite:



Abdruck auf der Rückseite:

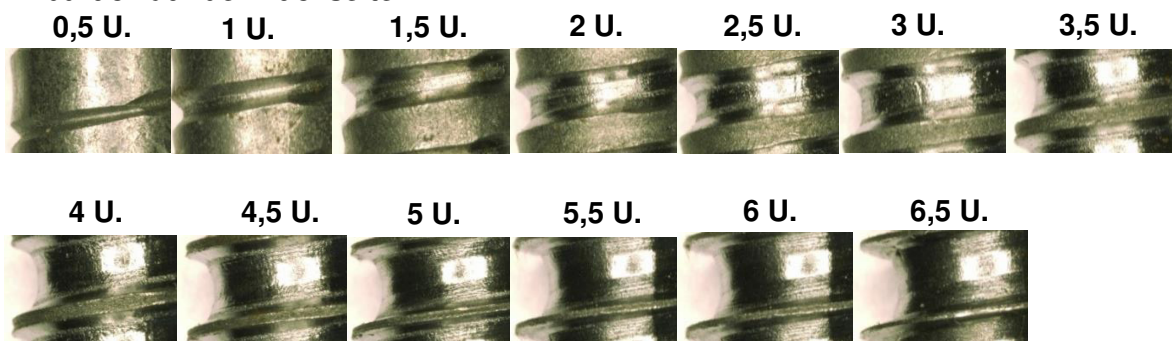


Bild 3.9: Stadienmuster eines optimal ausgewalzten DELTA PT®-Gewindes. Bild oben: Darstellung der Spurung nach einer halben und vollen Rohlingsumdrehung. Bild unten: Aufnahmen von der Vorder- und Rückseite nach jeder halben Rohlingsumdrehung

Trotz optimaler DMI-Anzeige ergeben sich bei einigen im statischen Fall hergestellten Stadienmustern deutliche Spurrungsfehler (z.B. nach einer Rohlingsumdrehung in **Bild 3.9**), welche auf eine nicht korrekte Konstruktion des Walzbackenprofils hindeuten. Weiterhin zeigen die Stadienmuster bis ca. 2,5 Umdrehungen eine mehr oder weniger stark ausgeprägte asymmetrische Umformung, d.h., dass infolge einer nicht korrekten Spurrung entweder an der Ober- oder Unterseite mehr bzw. weniger Werkstoffmaterial verdrängt wird. Der Außendurchmesser und die Gewindeflanken bilden sich von Beginn an aus, wobei die Kernkontur nach vier Umdrehungen deutlich sichtbar wird. Bis zur sechsten Schraubenumdrehung sind die Gewindespitzen nicht vollständig mit Werkstoffmaterial gefüllt, was durch ein rauhes Aussehen erkennbar ist. Die nachfolgende Schraubenumdrehung ist gekennzeichnet durch glatte Gewindespitzen. Nach 5,5 Umdrehungen ist der Rohling vollständig in der Kalibrierstrecke, wo lediglich eine Glättung des Materials stattfindet und die Unrundheit beseitigt wird.

Wie aus **Bild 3.9** zu erkennen ist, liegt eine saubere und glänzende Schraube mit voll ausgeformten Gewindeflanken und -spitzen vor. Der Rohling ist nach ungefähr 6,8 Umdrehungen (entspricht einem Walzweg von ca. 110 mm) fertig gewalzt und fällt anschließend in den Ausfallschacht. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Schraube bereits nach einem Walzweg von 107,5 mm einen lockeren Sitz zwischen den Walzwerkzeugen gehabt hatte, da sich an diesem Punkt der Abstieg der Walzbacken befindet.

Um den Einfluss der Umformgeschwindigkeit zu untersuchen, sind in **Bild 3.10** eine mit dem Handrad der Walzmaschine durchgewalzte und eine maschinell hergestellte Schraube dargestellt. Bei genauer Betrachtung sind die Gewindespitzen der manuell gewalzten Schraube nicht vollständig mit Werkstoffmaterial gefüllt, im Gegensatz zur maschinell hergestellten Schraube. Grund dafür sind die erheblich niedrigeren Reibwerte bei der maschinellen Herstellung, wodurch die Fließigenschaften des Werkstoffs durch steigende Wärmeentwicklung deutlich beeinflusst werden.

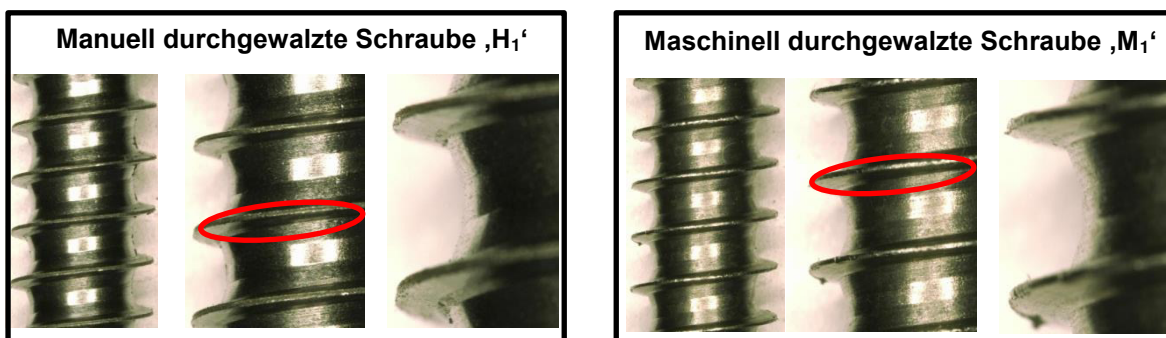


Bild 3.10: Unterschied zwischen einer manuell und maschinell durchgewalzten Schraube

In der Praxis sollten die Gewindespitzen nicht vollständig ausgewalzt werden, um eine mögliche Überbeanspruchung der Walzwerkzeuge durch Schwankungen in den Rohlingsabmessungen oder sich ändernden Maschineneinstellungen kompensieren zu können. Neben der makroskopischen Beurteilung wurden zusätzlich die Schraubenlängung, Kern- und Außendurchmesser sowie der Abstand zwischen Schraubenunterseite und stationärer Walzbacke ermittelt, siehe **Bild 3.11**. Bei der Betrachtung des Außendurchmessers ist ein kontinuierlicher Anstieg bis ca. 5,5 Rohlingsumdrehungen (Ende der Einlaufstrecke, Beginn der Kalibrierstrecke) ersichtlich. Dies bedeutet, dass der größte Teil der Umformung bereits in

der Einlaufstrecke vollzogen worden ist. Bereits zu Beginn der Umformung sind deutliche Einkerbungen in dem Schraubenrohling zu erkennen, wobei der Abstand zwischen Schraubenkopf und der Oberseite der Walzbacken bis ca. vier Rohlingsumdrehungen kontinuierlich zunimmt.

Daneben zeigte der Kerndurchmesser der Schraube keine nennenswerten Änderungen, was auf den parallelen Walzspalt und das sofortige Eindringen des Walzbackenprofils zurückzuführen ist. Das Ergebnis der Messung des Unterkopfabstandes zeigt, dass zu Beginn der Umformung aufgrund des größeren Abwälzdurchmessers der Schraubenkopf nach oben herausläuft. Grundsätzlich ergeben sich die vertikalen Schraubenbewegungen durch die Längung der Schraube und aufgrund des unterschiedlichen Abrolldurchmessers kombiniert mit dem Steigungswinkel auf den Walzbacken, sodass vertikale Kraftkomponenten entstehen. Sobald die plastische Verformung im Kalibrierbereich abgeschlossen ist, kommt es kaum noch zur Vertikalbewegung des Schraubenkopfes.

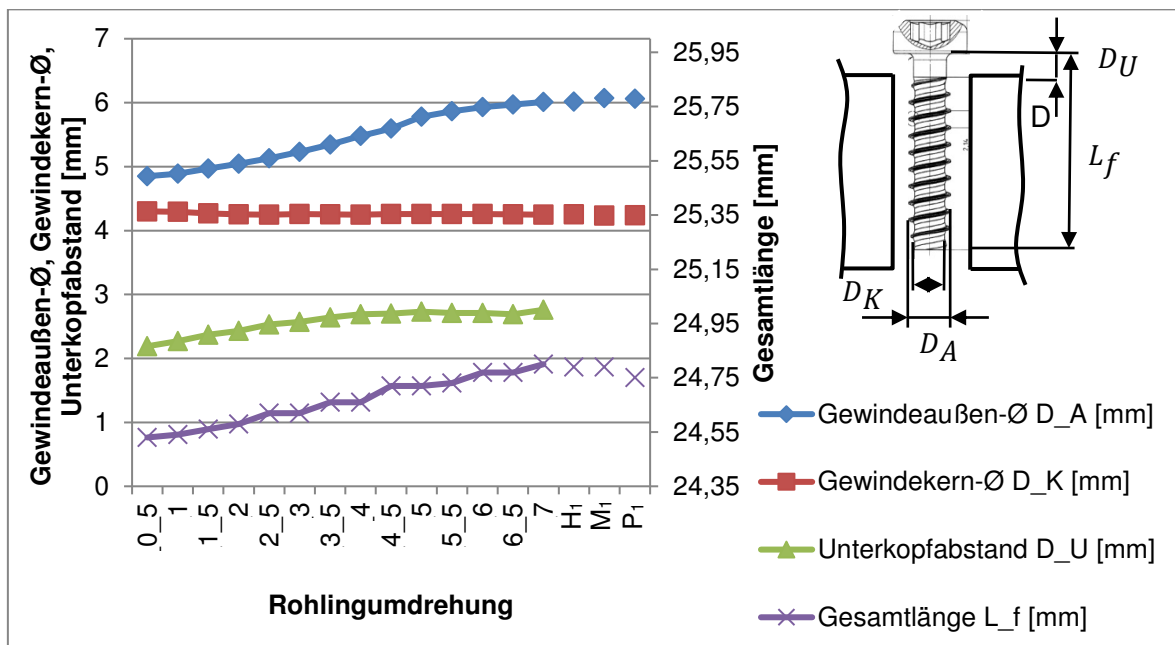


Bild 3.11: Kern- und Außendurchmesser sowie Unterkopfabstand und Schraubenlängung einer optimal ausgewalzten Schraube (H₁= manuell, M₁= maschinell nach der Erstellung der Stadienmuster, P₁= maschinell vor der Erstellung der Stadienmuster)

Bedingt durch die deutliche Kernbreitenzunahme entsteht eine starke Materialverdrängung in Richtung der Schraubenlängsachse. Dadurch entsteht eine axiale Schraubenbewegung bzw. Verlängerung (hier ca. 0,2 mm), wobei das Abrollvolumen nicht konstant ist. Lediglich bei den unter Produktionsbedingungen hergestellten Schraubenmustern (Kennzeichnung ‚P₁‘, **Bild 3.11**) ist eine etwas geringere Längung des Rohlings zu erkennen. Dies kann auf veränderte Fließeigenschaften durch erhöhte Temperaturentwicklung (Reibung) zurückgeführt werden.

Weitere Ursachen für eine axiale Bewegung des Schraubenrohlings können eine unzureichende Maschineneinstellung, schwankende Bolzendurchmesser oder eine falsche Konstruktion (z.B. falscher Steigungswinkel) der Walzbacken sein [Ach00]. Daraus können Schäden am Gewindeanfang unter dem Schraubenkopf resultieren, sogar ein Auflaufen

des Kopfes auf die Walzwerkzeuge ist denkbar. Sobald sich der theoretische Abwälzdurchmesser (berechenbar aus dem Steigungswinkel) nicht mit dem tatsächlichen Abwälzdurchmesser beim Walzen deckt, ergibt sich eine mehr oder weniger stark ausgeprägte axiale Schraubenbewegung [Ach00]. Der wirkliche Abwälzdurchmesser ist abhängig von den Druckeinstellungen und ändert sich während des Walzprozesses aufgrund der allmählichen Gewindeausformung, wodurch zwangsläufig gewisse axiale Bewegungen entstehen, da der Steigungswinkel auf den Walzbacken konstant ist [Ach00].

Ferner wurden bei allen durchgeführten Versuchen die Spaltmaße im Ein- und Auslaufbereich beider Walzbacken ermittelt. Die optimale Walzspaltbreite im Einlaufbereich liegt genau dann vor, wenn keine zu starken Einkerbungen am Rohling zu sehen sind. Gleichzeitig muss die sichere Mitnahme des Rohlings gewährleistet sein, sodass kein Rutschen des Rohlings auftritt. Im Auslaufbereich der Walzbacken ist darauf zu achten, dass der Druck nicht zu hoch gewählt wird, da sonst ein erhöhter Backenverschleiß und unrunde Schrauben zu erwarten sind. Idealerweise sollten die Gewindespitzen nicht vollständig mit Material gefüllt sein. Ein sicheres Kennzeichen für zu hohen Auslaufdruck ist eine starke Temperaturentwicklung der fertigen Schraube am Ende des Walzvorgangs. Der ideal eingerichtete Walzspalt sollte parallel über den gesamten Umformbereich sein. Die Walzspaltbreite bei einer DELTA PT® 60-Schraube betrug bei der optimal eingestellten Walzmaschine ca. 4,15 mm (diese Breite variiert je nach Schraubenabmessung). Da der Gewindekerndurchmesser der fertigen Schraube ca. 4,26 mm beträgt, heißt dies, dass die Schraube um den Differenzbetrag aufgedehnt ist. Hierbei ist zu bedenken, dass die Walzmaschine auch infolge der hohen radialen Kräfte um wenige hundertstel Millimeter aufgedehnt. Genauere Erkenntnisse sollen durch die Gewindewalzsimulationen erlangt werden.

3.2.3 Metallographie

Durch das allmähliche Zusammenfließen des Werkstoffmaterials bedingt durch die Konstruktion der Walzbacken (siehe **Bild 2.20**) dringt diese unmittelbar auf Kerndurchmesser des Rohlings ein und schiebt das Werkstoffmaterial in Längsrichtung von links und rechts zum Ausformen der Gewindeflanke zusammen, wodurch eine sogenannte Schließfalte entsteht (**Bild 3.12**). In **Bild 3.13** sind die Ergebnisse der ausgemessenen Schließfalten von der linken sowie rechten Seite der geschliffenen Schraube dargestellt. Falten entstehen insbesondere bei blechschaubenähnlichen Gewinden mit einer großen Steigung und einem kleinen Flankenwinkel während der Bildung der Gewindeflanke. Die Faltenbildung ist zwar nicht vermeidbar, es kann jedoch durch korrektes Auswalzen der Gewindeflanken ein Aufspalten beim Einschrauben vermieden werden [Ach00].



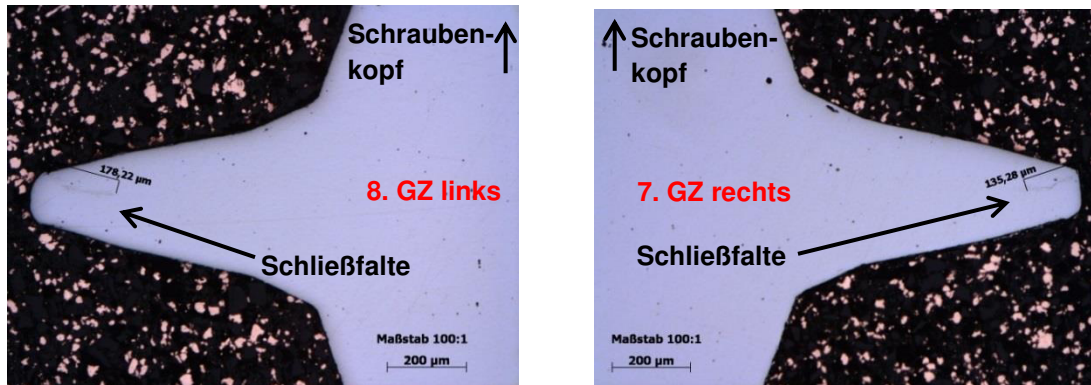


Bild 3.12: Schließfalte bei einer korrekt ausgewalzten Schraube (GZ= Gewindegang)

Dieser Gewindefehler kann nach Länge und Lage charakterisiert werden. Hinsichtlich der Lage der Schließfalte ist aus **Bild 3.12** ersichtlich, dass diese bei den ersten Gewindegängen in der Mitte des Gewindeganges liegt. Die Schließfalte wandert bei den nächsten Gewindegängen auf die Oberseite der Gewindeflanke (in Richtung der dem Schraubenkopf zugewandten Seite), sodass aufgrund der Geometrie der Walzwerkzeuge mehr Werkstoffmaterial von unten nach oben verdrängt wird, was ein ungewollter Effekt ist. Daher sollte der Steigungswinkel der Walzwerkzeuge entsprechend korrigiert werden. Idealerweise sollte die Schließfalte mittig im Gewindegang entstehen. Die Schließfaltenlängen liegen zwischen 140-180 µm, siehe **Bild 3.13**.

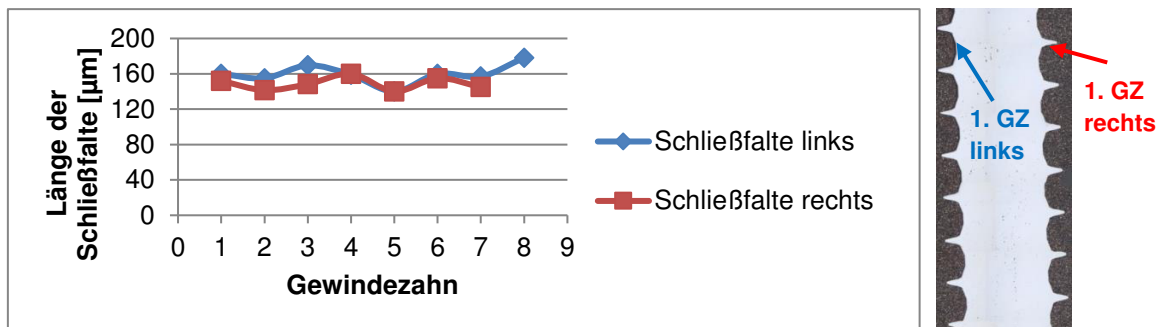


Bild 3.13: Längen der Schließfalten einer optimal ausgewalzten Schraube

3.2.4 EBSD-Untersuchungen

Zur Ermittlung von Phase und Kristallorientierung von Pressrohlungen und gewalzten Schrauben wurden Electron Backscatter Diffraction (EBSD) Analysen im Rasterelektronenmikroskop durchgeführt. Im gleichen Zuge wurden die Korngrößen vor und nach dem Walzen beurteilt. Bei der EBSD-Analyse wird ein Elektronenstrahl an verschiedenen Gitterebenen des Kristallgitters der Probe gebeugt [Bab02]. Die rückgestreuten Elektronen erfüllen die Braggsche Interferenzbedingung hinsichtlich eines Gittertyps. In **Bild 3.14** sind die Phasen, Kornorientierungen sowie Korngrößen von Schrauben vor und nach dem Gewindewalzen abgebildet. Der Zustand vor dem Gewindewalzen zeigt große Bereiche mit gleicher Kornorientierung und einer mittleren Korngröße von ca. 2,5 µm. Diese Textur mit Vorzugsrichtungen resultiert aus der Drahtherstellung. Mit dem Gewindewalzen geht eine Kornverfeinerung einher, sodass die Korngröße im Mittel bei ca. 0,5 µm liegt. Außerdem existieren nur noch sehr kleine Bereiche, in welchen gleiche Kornorientierungen vorliegen. Rechts in **Bild 3.14** ist das Ergebnis der Ferrit- und Perlitverteilung abgebildet. Es ist erkennbar, dass

Ferrit und Perlit zu fast gleichen Anteilen vorliegen.

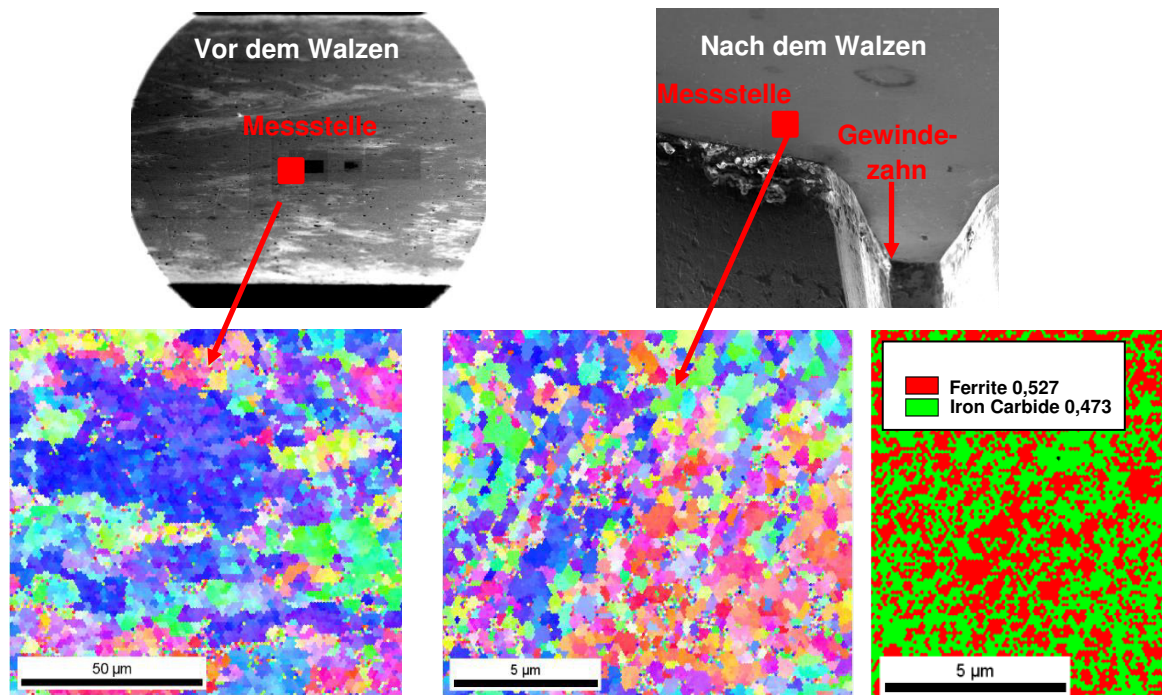


Bild 3.14: Phase, Kornorientierung sowie Korngröße vor und nach dem Gewindewalzen

3.2.5 Prozessüberwachung

Die qualitativen Kraftkurven der idealen Walzmaschineneinstellung sind in **Bild 3.15** zusammengetragen. Dargestellt sind jeweils die Kurvenverläufe zu Beginn (schwarz), in der Mitte (rot) und zum Schluss (grün) der maschinellen Schraubenproduktion, um einen eventuellen Trend hin zu fortschreitender Walzzeit erkennen zu können. Während der Produktion wurde eine Hüllkurve (Empfindlichkeit) über die jeweiligen Signalverläufe der Sensoren gelegt, dessen Breite in den Stufen 1 (grob) bis 9 (sehr fein) eingestellt werden konnte. Diese Hüllkurventechnik agierte adaptiv, sodass immer die letzten 20 Kurvenverläufe für die Berechnung zugrunde gelegt wurden. Eine Verletzung der oberen und unteren Hüllkurvengrenzen wurde bei allen Versuchen kontrolliert. Hinsichtlich der Walzkraftverläufe des **Sensors 1** im oberen Einlaufbereich des Walzspaltes lassen sich folgende charakteristische Merkmale festhalten: Die Walzkraft steigt bis zum Erreichen der ersten halben Rohlingsumdrehung auf ca. 1000 Kraftpunkte (Drehwinkel des Pleuelantriebs bei ca. 84°) stark an, da die Walzwerkzeuge die Rillen der Gewindegänge erst furchen müssen. Innerhalb der nächsten ca. zwei Winkelgrade bleibt die Walzkraft konstant. Danach kommt es erneut zu einem kontinuierlichen Anstieg bis zur ersten vollen Rohlingsumdrehung (Drehwinkel ca. 90°). Anschließend fällt die Kurve wieder leicht ab um bis zur nächsten halben Rohlingsumdrehung wieder leicht anzusteigen. Diese lokalen Maxima nach jeder halben Umdrehung des Rohlings kommen dadurch zustande, dass der „Materialberg“ der einen Walzbacke beim Eindringen der gegenüberliegenden Walzbacke überwunden werden muss. Diese Materialanhäufung wird im weiteren Verlauf der Umformung immer geringer, da weniger Werkstoffmaterial in die Tiefe, sondern viel mehr Material in die Breite, also in die Gewindespitzen verschoben wird. Das globale Maximum von ca. 1350 Kraftpunkten wird bei einem Drehwinkel von ca. 130° erreicht. Danach erfolgt ein kontinuierlicher Abfall der Kurven

bis zum Ende der Kalibrierung, da bedingt durch die Position des Sensors 1 im Einlaufbereich keine großen Kräfte mehr aufgenommen werden können. Bei der Betrachtung des Signalverlaufs von **Sensor 2** im unteren Einlaufbereich treten sowohl Druck- (positiv) als auch Zugkräfte (negativ) auf. Da dieser Sensor relativ weit entfernt von der Umformung liegt, ist nur ein geringer Anstieg der Walzkraftkurve bis zu einem Drehwinkel von ca. 100° erkennbar. Sobald sich die Schrauben in der Kalibrierstrecke befinden, wird Sensor 2 ein wenig entlastet, was durch die negativen Kräfte in **Bild 3.15** deutlich wird.

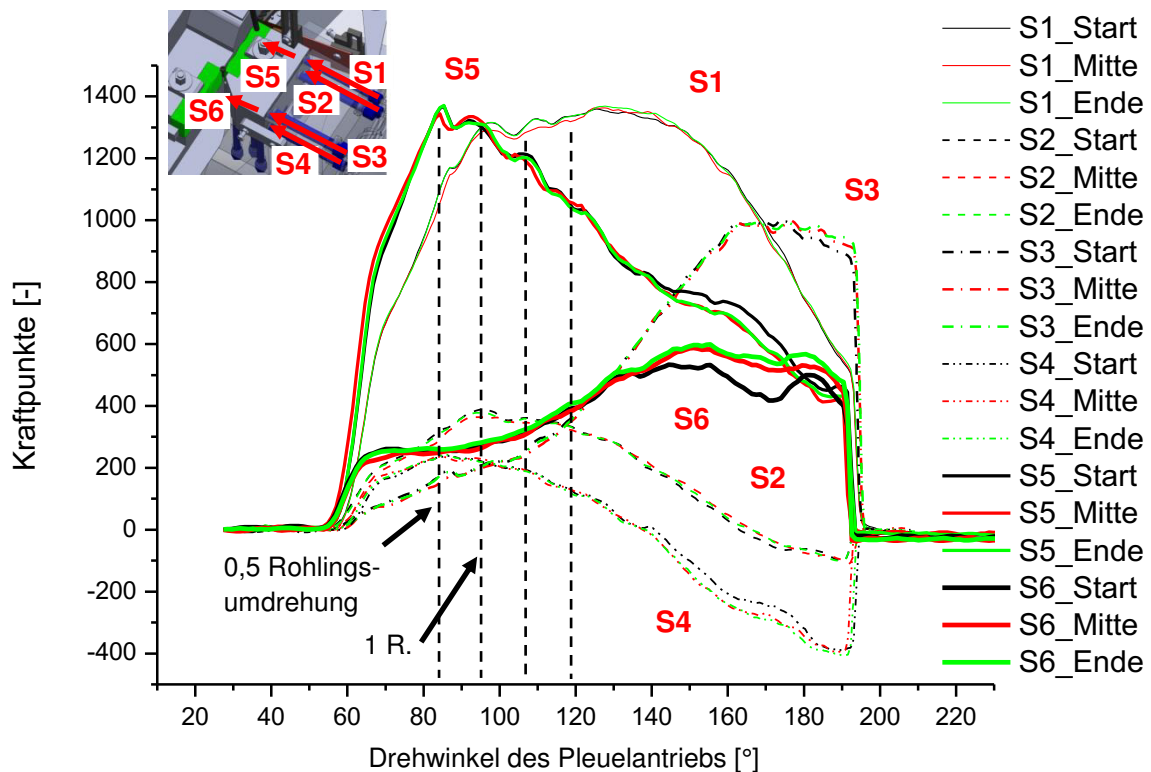


Bild 3.15: Kraftkurven der idealen Walzmaschineneinstellung der Sensoren S1-S6

Die Walzkraftkurve des **Sensors 3** im oberen Teil des Auslaufes steigt bis zum Erreichen der Kalibrierstrecke stetig bis auf ca. 950 Kraftpunkte an. Innerhalb der Kalibrierstrecke fällt die Kraftkurve ganz leicht bis zum Abstieg der Walzwerkzeuge ab, da lediglich ein Glätten des Kernes im Kalibrierbereich erfolgt. Die Kurvenverläufe zu Ende der Produktion (grün in **Bild 3.15**) unterscheiden sich nur ein wenig von denen zu Beginn der Produktion (schwarz) insofern, dass die Walzkraft innerhalb der Kalibrierung nicht so stark abfallen.

Aus der Beurteilung des Kurvenverlaufs des **Sensors 4** (unterer Auslaufbereich) ist zu schließen, dass zu Beginn des Walzprozesses nur sehr geringe Druckkräfte, jedoch zu Ende der Umformung relativ hohe Zugkräfte auftreten. Diese relativ hoch detektierten Zugkräfte würden eine Entlastung des Sensors 4 bedeuten. Da der Sensor deutlich unterhalb der Walzbacken liegt, ist es denkbar, dass durch die Druckumformung des Rohlings im oberen Bereich der Backenkorb gekippt wird und somit der Sensor 4 (ähnlich wie Sensor 2) entlastet wird.

Die axialen Walzkkräfte werden mit den **Sensoren 5** und **6** detektiert. Der Kurvenverlauf des Sensors 5 im Einlaufbereich der Walzwerkzeuge zeigt einen sehr starken Anstieg bis hin

zur ersten halben Rohlingsumdrehung. Nach dem Durchlauf von diesem globalen Maximum von ca. 1350 Kraftpunkten baut sich die Walzkraft allmählich bis ans Ende der Umformung ab. Diese sehr hohen axialen Walzkraft zu Beginn der Umformstrecke sind auf die asymmetrische Umformung innerhalb der ersten Rohlingsumdrehungen zurückzuführen, welche besonders in den mikroskopischen Aufnahmen in **Bild 3.9** zu sehen ist. Ähnlich wie bei Sensor 1 sind hier wieder einzelne lokale Maxima nach jeder weiteren halben Rohlingsumdrehung erkennbar.

Der **Sensor 6** im Auslauf erfährt deutlich niedrigere axiale Walzkraft als der Stützkraftsensor 5 im Einlauf. Diese geringere Belastung ist darauf zurückzuführen, dass im Gegensatz zur Umformstrecke in der Kalibrierstrecke lediglich ein Glätten der Gewindegeometrie stattfindet. Auffällig hierbei ist der Kurvenverlauf zu Beginn der Produktion (schwarz in **Bild 3.15**), da dieser innerhalb der Kalibrierstrecke deutlich unterhalb der anderen Kurven liegt. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass zu Ende der Produktion der Einlaufbereich etwas verschliffen ist und dadurch mehr Umformarbeit innerhalb der Kalibrierstrecke stattfindet, was die Walzkraft ansteigen lässt. Da es sich um neue Walzwerkzeuge handelte und sich dieser Effekt lediglich bei diesem Sensor zeigt, kann man dies auch auf einen Messfehler zurückführen.

Das Ergebnis der Prozessüberwachungskurven hat ergeben, dass es bei den Sensoren 1 und 5 im Einlaufbereich der Walzwerkzeuge lokale Maxima gibt, welche auf die Materialanhäufung nach jeder halben Rohlingsumdrehung zurückzuführen sind. Diese zum Teil sehr großen Walzkraft zu Beginn der Umformung resultieren aus der bereits gezeigten asymmetrischen Umformung während der ersten Rohlingsumdrehungen. Deutlich niedrigere Signalverläufe ergeben sich im Auslaufbereich des Walzspaltes (Sensoren 3 und 6), da lediglich ein Glätten der Gewindekontur stattfindet. Weniger aussagekräftig sind die Kurvenverläufe der Sensoren 2 und 4, da sich diese aufgrund ihrer Position im Backenkorb sehr weit weg vom Geschehen befinden.

3.2.6 Zusammenfassende Beurteilung

Zusammenfassend ist zu sagen, dass lediglich die Beurteilung der Einlaufprobe für die Erstellung eines fehlerfreien Gewindes nicht ausreichend ist. Vielmehr ist es notwendig, eine Prozessüberwachungssoftware zu nutzen, welche die dynamischen Bedingungen während des kompletten Walzprozesses berücksichtigt. Um ein ideal ausgeformtes Gewinde mit einem möglichst flitterfreien und sauberen Gewindekern zu erhalten, ist zunächst ein paralleler Walzspalt anzustreben und die Druckeinstellungen anzupassen. Ebenso ist für eine rechtwinklige Zuführung der Rohlinge zu sorgen. Beim Einrichten des Walzspaltes ist darauf zu achten, dass der Auslaufdruck nicht zu hoch gewählt wird, d.h., dass die Gewindespitzen nicht vollständig mit Werkstoffmaterial ausgefüllt sind. Dies liegt darin begründet, dass bei der anschließenden maschinellen Produktion der Schrauben erhöhte Wärme durch steigende Reibungseffekte entsteht und somit erfahrungsgemäß die Fließeigenschaften des Materials verändert werden.

Auffällig bei den mikroskopischen Aufnahmen ist die zunächst asymmetrische Umformung bis ca. 2,5 Rohlingsumdrehungen. Dabei dringen die Walzwerkzeuge nicht exakt in die vorgefurchten Rillen der gegenüberliegenden Walzbacke ein, sondern es wird mehr Werkstoffmaterial von der Oberseite in Richtung Unterseite geschoben. Die Ursache dafür ist ein

nicht konstanter Abrolldurchmesser der Schraube bei einem gleichbleibenden Steigungswinkel auf der Walzbacke und ein damit verbundenes nicht korrektes Walzbackenprofil.

Die Schliffbilder haben die typischen verfahrensbedingten Fältelungen in der Mitte des Gewindezahnes gezeigt. Diese wandern beginnend bei dem Schraubenkopf in Richtung der Schraubenspitze von der Mitte des Gewindezahnes auf die Oberseite der Gewindeflanke. Dies bedeutet, dass die Rillenverläufe auf den Walzwerkzeugen nicht optimal an die Umformung angepasst sind und entsprechend der Steigungswinkel angepasst werden sollte.

3.3 Werkstoffbezogene Untersuchungen

3.3.1 Draht

Die Drahtqualität wird typischerweise in der Wareneingangskontrolle stichprobenartig auf optimale Güte geprüft. Dazu werden der Außendurchmesser und die Elementzusammensetzung kontrolliert. Es ergibt sich eine Legierungselementzusammensetzung nach **Tabelle 3.2**. Die Drahtqualität wurde mit Hilfe einer Spektralanalyse überprüft, um Erkenntnisse über die Legierungselementzusammensetzung zu gewinnen, welche entscheidend das Umformverhalten eines Werkstoffs beeinflusst.

C	Si	Mn	P	S	Cr	B
0,22	0,045	1,061	0,01	0,009	0,26	0,004

Tabelle 3.2: Chemische Zusammensetzung des Drahts (%), Material 23MnB4

Bei der Spektralanalyse wird ein Lichtbogen durch elektrische Ladung erzeugt und an einer Werkstoffprobe „abgefunkt“ [Kra09]. Aufgrund der chemischen und physikalischen Eigenschaften der Elemente wird beim Übergang des Lichtbogens ein Licht einer charakteristischen Wellenlänge freigesetzt, welches entsprechenden Legierungselementen zugeordnet werden kann [Kra09].

Bei der Drahtqualität kommt es häufig zu sehr großen Schwankungen, sodass ein Drahtabschnitt oftmals sehr viele Einschlüsse im Inneren aufweist. Als Beispiel ist in **Bild 3.16** eine Mikrobereichsanalyse eines Einschlusses abgebildet.

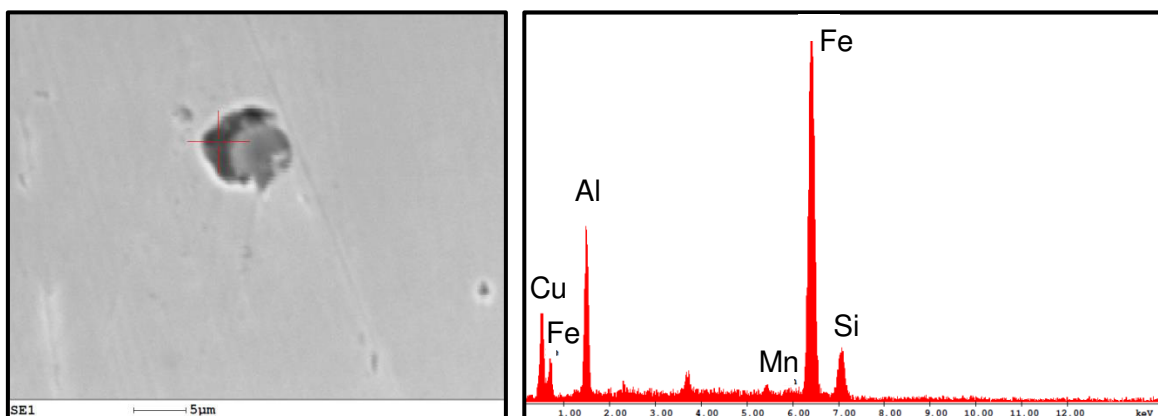


Bild 3.16: Mikrobereichsanalyse eines Einschlusses

Neben den Legierungselementen Aluminium und Mangan wurden u.a. Silizium und Kupfer detektiert.

3.3.2 Walzwerkzeuge

Künftige Werkzeuge sollen nicht nur über eine Vielzahl von Produktperioden qualitativ hochwertige Gewinde erzeugen, sondern auch möglichst preiswert in der Herstellung sowie im Unterhalt sein. Die häufigsten Ausfallursachen der Walzwerkzeuge sind Verschleiß und auch Ermüdungsrisse durch zyklische Belastungen an der Oberfläche durch den Kontakt mit dem Rohling. Hoch belastete Walzwerkzeuge der Kaltmassivumformung verschleifen sehr schnell und fallen dementsprechend relativ früh aus. Um die Lebensdauer zu verlängern, besteht die Möglichkeit, die Werkzeugoberfläche mit Oberflächenstrukturierung, Laserstrahlwärmebehandlung sowie Glatt- bzw. Festwalzen zu verbessern und an die hohen Beanspruchungen während des Umformprozesses anzupassen [Arb06]. Dazu ist die FEM ein effektives Instrument, um die kritischen Beanspruchungen zu ermitteln.

Die in dieser Arbeit verwendeten Walzwerkzeuge wurden aus einem Kaltarbeitsstahl der Firma BÖHLER „K340 ISODUR“ hergestellt. Nach dem Härten erfolgten sekundäre Wärmebehandlungen bei ca. 525°C, um einen maximalen Härtewert von ca. 63 HRC zu erreichen. Die Legierungselementzusammensetzung ist in **Tabelle 3.3** angegeben. Dieser Stahl zeichnet sich durch eine gute Verschleißfestigkeit und hervorragende Zähigkeitseigenschaften bei sehr guter Druckfestigkeit aus [NN11-B].

C	Si	Mn	Cr	Mo	V
1,1	0,9	0,4	8,3	2,1	0,5

Tabelle 3.3: Chemische Zusammensetzung der Walzwerkzeuge (%). Werkstoff der Firma Böhler „K340 ISODUR“ [NN11-B]

Aus wirtschaftlicher Sicht spielt die Standmenge der Walzwerkzeuge eine entscheidende Rolle. Darunter wird jene Schraubenmenge verstanden, welche mit einem Werkzeug bearbeitet werden kann, ohne dass das Werkzeug nachgearbeitet oder verschrottet wird. In **Bild 3.17** sind die Standmengen einer DELTA PT® 60-Walzbacke abgebildet.

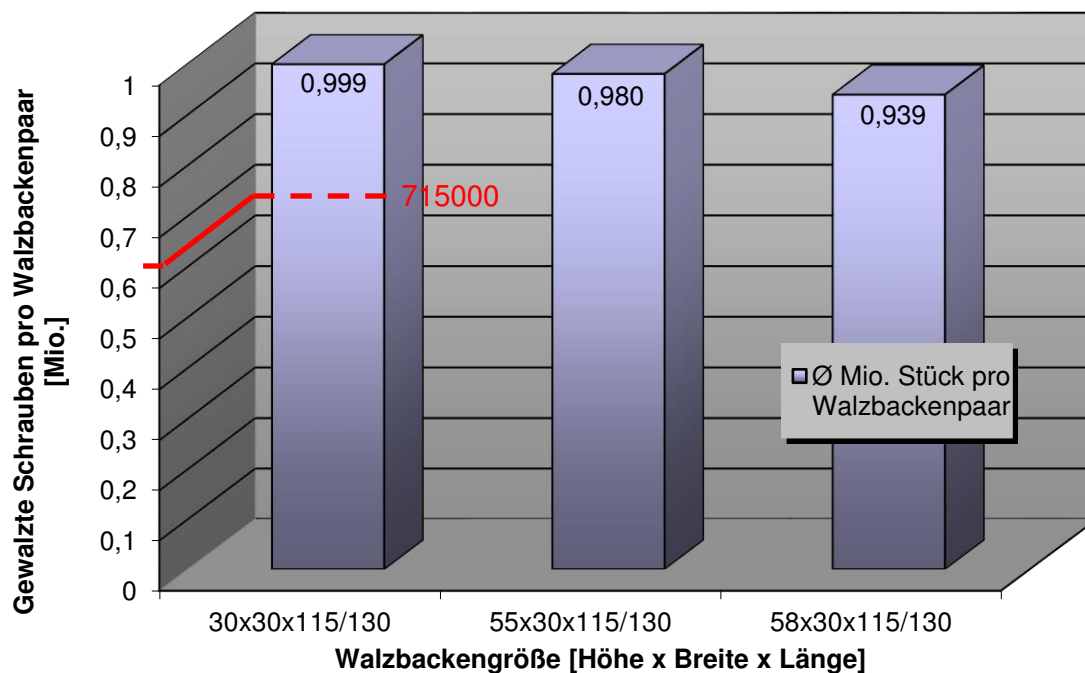


Bild 3.17: Standmengen von DELTA PT® 60-Walzbacken, Stand 2012

Dargestellt sind die gewalzten Schrauben pro Walzbackenpaar in Abhängigkeit von der Größe der Walzbacke. Es ist zu erkennen, dass die Standmengen zwischen 0,9 - 1 Mio. Stück pro Walzbackenpaar schwanken. Mit zunehmender Größe der Walzbacken nehmen die Standmengen geringfügig ab. Oftmals können diese Standmengen nicht erreicht werden, was durch nicht exakt eingerichtete Walzmaschineneinstellungen zu erklären ist. Auch sind in der Regel unterschiedliche Werker mit der Einrichtung der Walzmaschine vertraut, welche mit ihrem individuellen Fingerspitzengefühl für verschiedene Walzbedingungen sorgen. Kurze Standmengen können auch durch sehr viele kleine Fertigungsaufträge hervorgerufen werden, da ein häufiges Ein- und Ausbauen der Walzbacken und ein erneutes Einrichten des Walzprozesses resultiert. Im Gegensatz zum Auslaufbereich der Walzbacken ist in der Regel der Einlaufbereich sandgestrahlt, um eine erhöhte Reibung zu erzielen, sodass der Rohling sicher mitgenommen werden kann. Ziel dieser Arbeit ist es, die Mechanismen von Materialschädigungen bei einem Gewindewalzprozess zu verstehen, um daraus nutzbare Informationen für eine optimierte Walzbackengeometrie abzuleiten. Daher werden in den folgenden Abschnitten zahlreiche typische Fehleinrichtungen beim Gewindewalzen zum einen mit neuen und zum anderen mit verschlissenen Walzwerkzeugen gezielt provoziert, um die Mechanismen von Materialschädigungen zu untersuchen. Bei den verschlissenen Walzwerkzeugen handelt es sich um ein Walzbackenpaar, welches bereits ca. 715.000 Schrauben gewalzt hatte (siehe **Bild 3.17**).

3.4 Typische Fehleinrichtungen - neue Walzwerkzeuge

Bevor man typische Fehler von Schraubengewinden infolge von Fehleinrichtungen betrachten kann, sollte ein ideales Gewinde kurz beschrieben werden. Bei dem hier untersuchten Gewindetyp müssen Außen- und Kerndurchmesser innerhalb der Fertigungstoleranzen liegen, und das Gewinde muss über die Schraubenlänge eine zylindrische Form, d.h. weder bauchig noch unrund, aufweisen. Weitere Qualitätsmerkmale sind vollständig ausgewalzte Kern- und Flankenprofile, wobei der Gewindegrund frei von Schuppen und Spänen sein muss. Ebenso zählen Überwalzungen, Hohlwalzungen und Anlappungen zu Gewindefehlern. Sämtliche Arten von Gewindefehlern sind auf eine falsche Einrichtung der Walzmaschine, auf verschlissene Walzwerkzeuge oder auf unterschiedliche Drahtqualitäten und Rohlingsabmessungen zurückzuführen. In den folgenden Abschnitten werden typische Fehleinrichtungen und deren Auswirkung auf die Gewindequalität zusammengestellt. Bei jedem Walzversuch wurden die Kurvenverläufe mit der Prozessüberwachungssoftware der Firma SCHWER+KOPKA GmbH & Co. KG aufgenommen, um die Walzkräfte bei den unterschiedlichen Walzversuchen während der Produktion quantifizieren zu können. Bisher fehlen systematische Untersuchungen typischer Fehleinrichtungen und deren Auswirkungen auf die erreichbare Gewindequalität. Eventuell ergeben sich bei extrem falschen Einstellungen der Walzmaschine (falsche Spurlage, falsche Druckeinstellungen) trotzdem Schrauben innerhalb vorgegebener Toleranzgrenzen. In den folgenden Abschnitten sollen sämtliche Gewindewalzfehler systematisch durchleuchtet werden.

3.4.1 Falsche Zuführung und falsche Walzbackenausrichtung

Eine ungenügende Spurung der Walzwerkzeuge kann durch einen nicht korrekten Einsetzpunkt des Schraubenrohlings, z.B. durch eine nicht rechtwinklig montierte Zuführschiene, hervorgerufen werden. Weiterhin besteht die Möglichkeit, dass die horizontale Ausrichtung

der Walzbacken zueinander nicht stimmt oder aber gekippte Walzbacken vorliegen.

3.4.1.1 Walzbackenausrichtung

Die horizontale Walzbackenausrichtung wird mit einer exzentrischen Buchse im oberen Pleuellager eingestellt (siehe **Bild 2.16**). Eine Veränderung dieser Einstellung führt unmittelbar zur Verschiebung des DMI-Balkens der Prozessüberwachung. Eine Verschiebung nach rechts signalisiert, dass die bewegliche Walzbacke zu hoch eingestellt ist, ebenso gilt der Umkehrschluss. Die Einlaufproben zu beiden typischen Fehleinrichtungen (bewegliche Walzbacke zu hoch/niedrig) sind in **Bild 3.18** dargestellt.

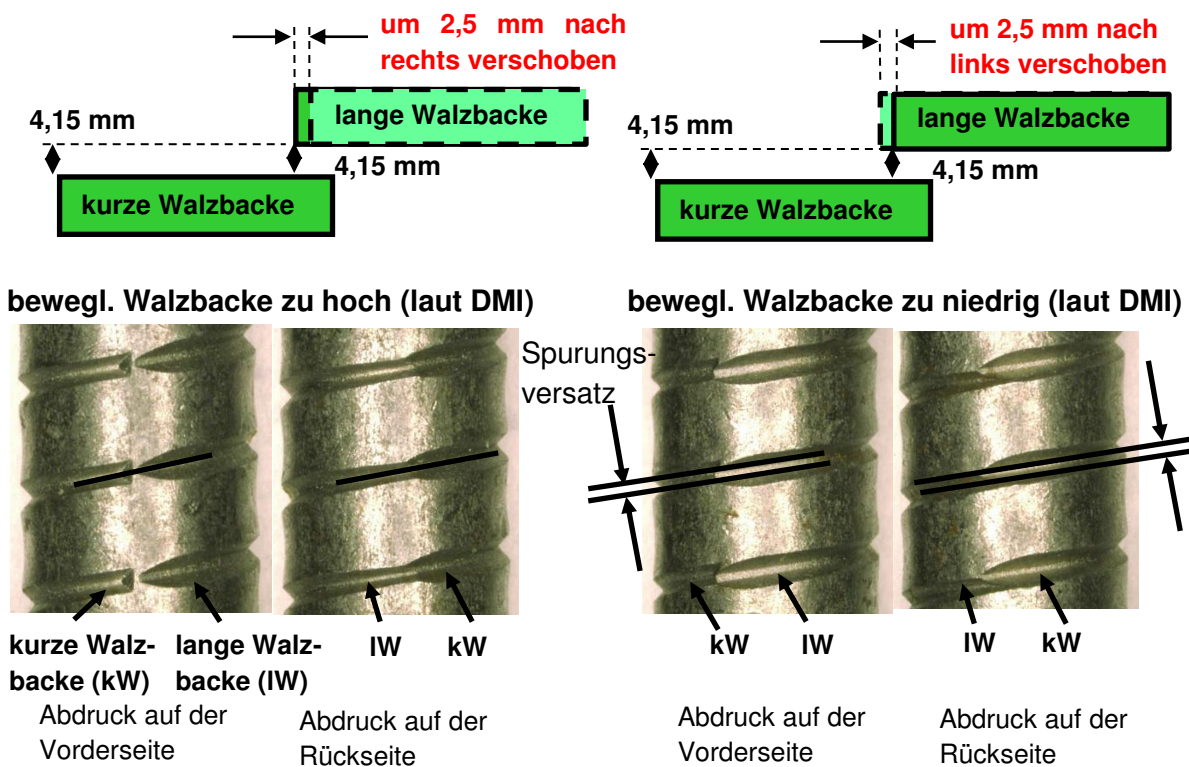


Bild 3.18: Falsche horizontale Walzbackenausrichtung

Es ist leicht erkennbar, dass die Einlaufproben bei einer laut DMI-Balken zu hoch eingestellten Walzbacke eine optimale Spurung aufweisen. Hier wird wieder deutlich, dass der optische Eindruck lediglich von der statisch erstellten Einlaufprobe nicht ausreicht, um die Walzwerkzeuge exakt auszurichten. Auf der rechten Seite in **Bild 3.18** sind die Einlaufproben bei einer laut DMI-Balken zu niedrig eingebauten Walzbacke dargestellt. Dies spiegelt sich auch eindeutig in den mikroskopischen Aufnahmen in **Bild 3.18** (rechts) wider, da der Abdruck der langen Walzbacke unterhalb des Abdruckes der kurzen Walzbacke liegt.

Bei der Auswertung der Schlibfbilder der Schrauben bei einer zu hoch eingebauten beweglichen Walzbacke (siehe Anhang 11.1) sind außer der sich bildenden Schließfalte keinerlei Gewindefehler zu erkennen. Weiterhin ist, ähnlich wie bei dem ideal ausgewalzten Gewinde, ein Wandern der Schließfalte von der Mitte des Gewindezahns in Richtung der dem Schraubenkopf zugewandten Seite zu beobachten. Daneben zeigen die Schrauben eine sehr saubere und glatte Kernkontur. Bei einer zu niedrig eingerichteten Schlittenbacke er-

geben sich auffälligere Schließfalten auf der Gewindespitze und ein rauher bzw. unsauberer Gewindekern (Bild 3.19), was auf die inkorrekte Spurung zurückzuführen ist.

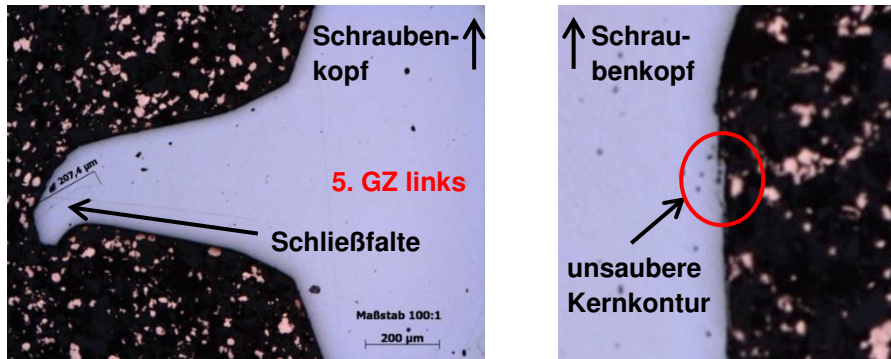


Bild 3.19: Schliffbilder bei einer zu niedrig eingebauten beweglichen Walzbacke

Dabei ist der fünfte Gewindezahn (vom Schraubenkopf aus gezählt) besonders auffallend, da zu viel Werkstoffmaterial von der dem Schraubenkopf zugewandten Seite eingebracht wird und ein deutlich sichtbarer Gewindefehler entsteht (Bild 3.19 links). Die unsaubere Gewindekernkontur ist charakterisiert durch kleine lose Materiallappen (Überwalzungen).

3.4.1.2 Zuführschiene nicht rechtwinklig

Infolge einer nicht rechtwinklig montierten Zuführschiene wird der Rohling entweder zu hoch oder zu niedrig zwischen die Walzwerkzeuge eingesetzt (Bild 3.20).

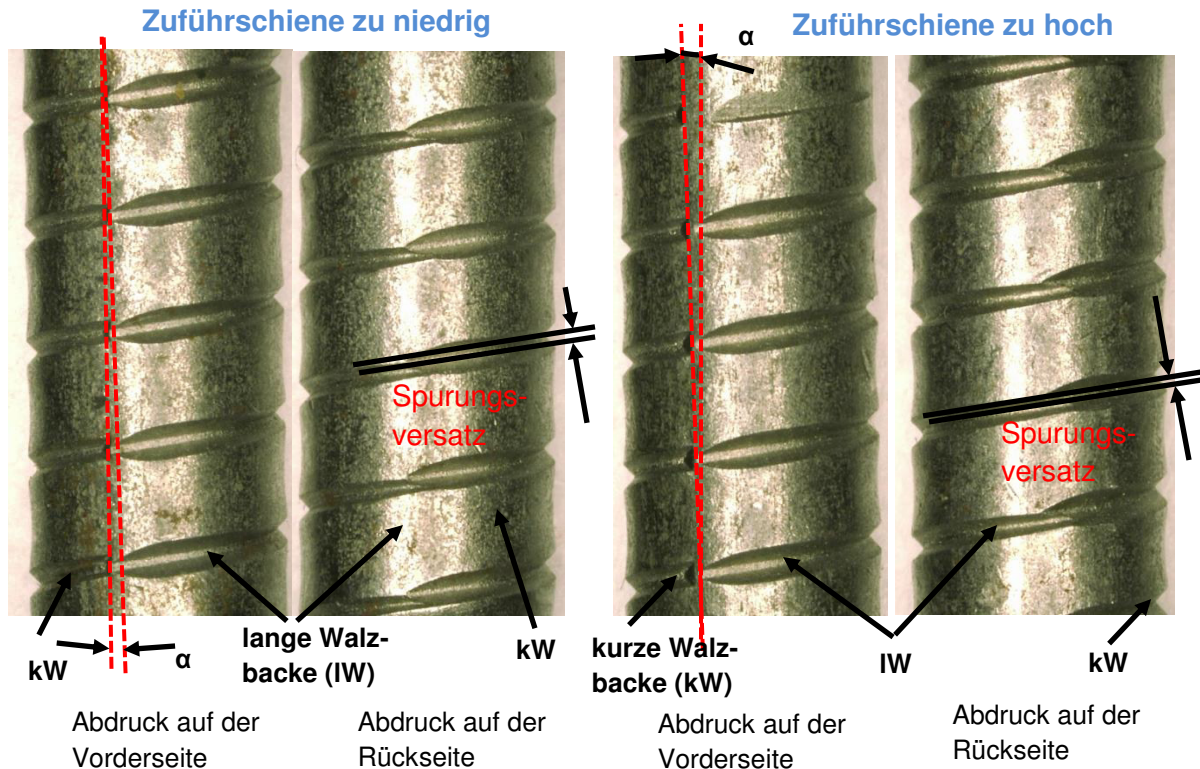


Bild 3.20: Zuführschiene nicht rechtwinklig zu den Walzwerkzeugen eingerichtet. Darstellung von mikroskopischen Aufnahmen der Vorder- und Rückseite des Walzrohlings

Im Falle einer zu hoch eingerichteten Zuführschiene weist die Einlaufprobe folgende Merkmale auf (**Bild 3.20** rechts): In Richtung des Schraubenkopfes greifen die Rillen der beweglichen Walzbacke nicht in die der kurzen Walzbacke. Dadurch ergibt sich eine Differenz von wenigen hundertstel Millimetern. Am Ende des Schraubenschaftes greift die Spur der langen Walzbacke (**Bild 3.20** rechts: Abdruck auf der Vorderseite) korrekt in die kurze Walzbacke hinein. Zusätzlich ist in **Bild 3.20** das Ergebnis der Einlaufprobe jeweils von der Vorder- und Rückseite bei einer zu niedrig eingebauten Zuführschiene dargestellt. Auffällig in **Bild 3.20** ist, dass jeweils auf der Vorderseite eine exakte Spurung beider Walzwerkzeuge zueinander vorliegt, jedoch auf der Rückseite ein deutlicher Spurungsversatz. Bei diesen Versuchen wurde die bewegliche Walzbacke entsprechend so eingestellt, dass der DMI-Balken der Prozessüberwachung exakt mittig liegt. Die Auswertung der Schlibfbilder bei einer zu niedrig eingerichteten Zuführung der Rohlinge ergibt neben wenigen Mikrorissen im Gewindekern einen etwas rauhen und unsauberen Gewindegrund (Schlibfbilder hierzu siehe Anhang 11.2). Deutlich mehr Gewindefehler traten bei einer zu hoch eingerichteten Zuführung der Rohlinge auf, was **Bild 3.21** zu entnehmen ist.

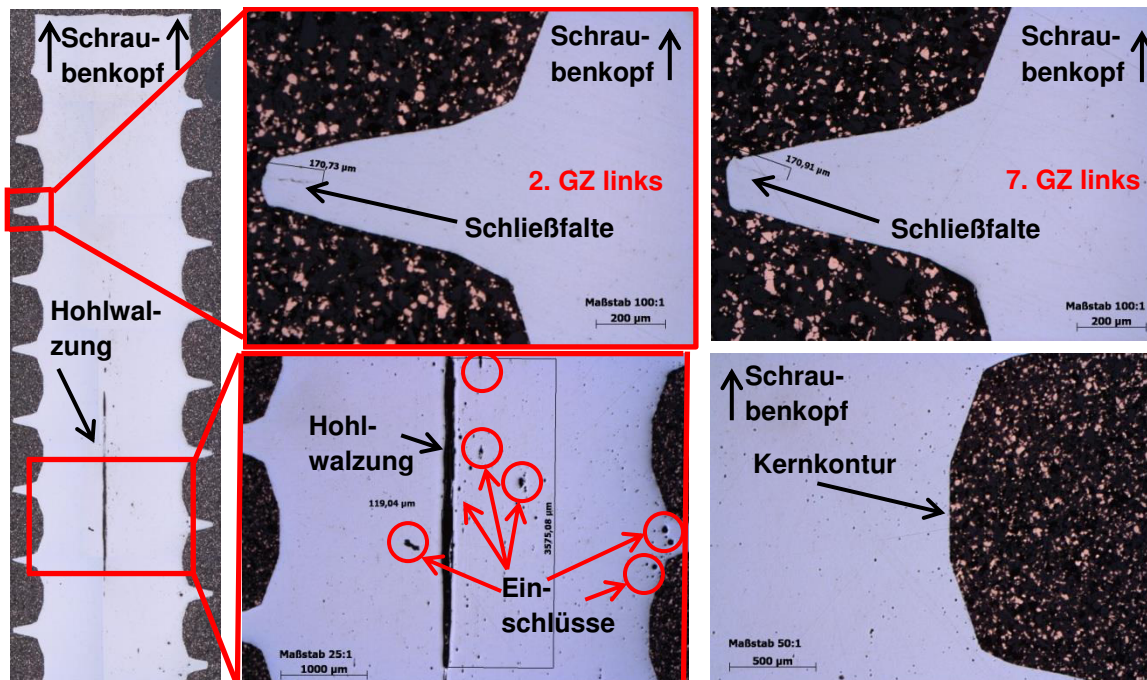


Bild 3.21: Schlibfbilder von zu hoch zugeführten Rohlingen. Zu sehen ist eine Hohlwulzung nicht infolge der Walzeinstellung, sondern aufgrund zahlreicher Einschlüsse im Draht

Hier wurden die Rohlinge ca. 2 mm höher den Walzwerkzeugen zugeführt. Neben der Verlagerung der Schließfalte auf die Oberseite der Gewindeflanke in Richtung Schraubenspitze ist eine deutlich ausgeprägte Hohlwulzung im unteren Teil der Schraube (**Bild 3.21** links) zu erkennen. Diese erstreckt sich über eine Länge von ca. 4 mm bei einer Breite von ca. 0,1 mm inmitten des Schraubenkerns. Meist sind Hohlwulzungen die Folge eines zu engen Walzspaltes im Auslaufbereich der Walzwerkzeuge, jedoch können solche Gewindefehler auch durch Einschlüsse im Draht oder unzureichende Umformbarkeit des Werkstoffes begünstigt werden. Da die Druckeinstellungen im Auslaufbereich der Walzbacken bei diesem Versuch nicht verändert worden sind und der Werkstoff nicht geändert wurde, ist hier die Fehlerursache auf die vermehrt aufgetretenen Einschlüsse im Schraubenrohling zurückzuführen (siehe **Bild 3.21** Mitte unten). Ferner wurde eine solche Hohlwulzung nur bei exakt

einer Schraube gefunden, sodass bei gleicher Walzbackeneinstellung die anderen gewalzten Schrauben keine Hohlwalzung aufgewiesen haben.

3.4.1.3 Gekippte Walzbacken

Eine weitere mögliche Fehleinrichtung der Walzmaschine ist das Vorliegen gekippter Walzbacken, d.h. dass die stationäre Walzbacke entsprechend oben oder unten mit Hilfe der Stellschrauben verstellt wird. Für den Versuch mit einem engeren Walzspalt im oberen Bereich der Walzwerkzeuge sind die Spaltmaße in **Bild 3.22** dargestellt.

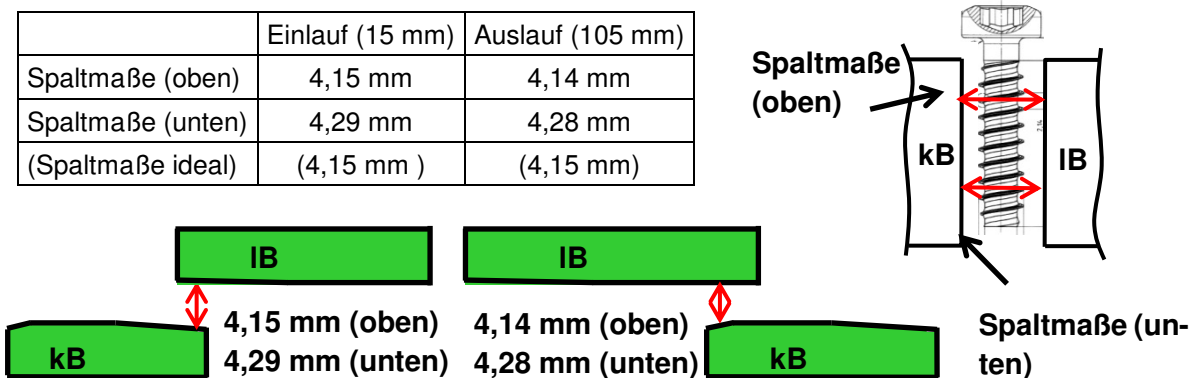


Bild 3.22: Spaltmaße bei einem engeren Walzspalt im oberen Bereich der Walzwerkzeuge

Der zweite durchgeführte Versuch hatte einen engeren Walzspalt im unteren Bereich der Walzbacken vorgesehen. Die mikroskopischen Aufnahmen der Rohlinge beim Vorliegen gekippter Walzbacken sind **Bild 3.23** zu entnehmen. Die resultierenden Bilder bei einem schmalen Walzspalt im oberen Bereich der Walzbacken sind links in **Bild 3.23** dargestellt. Dabei ist das deutlich stärkere Eindringen der Walzwerkzeuge im oberen Bereich des Rohlings zu erkennen. Entsprechend ist auf der rechten Seite in **Bild 3.23** zu sehen, dass das Walzbackenprofil im unteren Teil des Rohlings aufgrund des engeren Walzspaltes tiefer in den Rohling eindringt. Der Abdruck auf der jeweiligen Vorderseite zeigt eine recht gute Spurung, jedoch zeichnet sich die Rückseite durch einen deutlichen Spurungsversatz aus. Durch die Betrachtung der mikroskopischen Aufnahmen müsste man die bewegliche Walzbacke etwas nach oben verstellen, jedoch wurde auch bei diesem Versuch darauf geachtet, dass die Spurung unter dynamischen Bedingungen möglichst gut übereinstimmt (DMI-Balken mittig).

Die Schliiffbilder bei einem zu engen Walzspalt im oberen Bereich (Anhang 11.3) zeigen, dass lediglich in Teilbereichen das Gewinde nicht komplett ausgeformt ist. Deutlich erkennbar sind kopfseitig vollständig gefüllte Gewindespitzen der Schraube und das Fehlen von Material im unteren Schraubenbereich, womit sich dort eine sichtbarere Schließfalte ergibt. Weiterhin zeichnet sich diese Schraube durch viele Einschlüsse und eine glatte Kernkontur im oberen Teil und eine raue Kernkontur im unteren Teil der Schraube aus. Bei der Auswertung des Außendurchmessers bei einem zu engen Walzspalt im oberen Bereich der Walzbacken sind die großen Schwankungen der Fehlerindikatoren auffällig, welche sich auf den jeweils kleinsten und größten Außendurchmesser einer Schraube bezogen (siehe Anhang 11.4). Infolge der Einrichtung des Walzspaltes ergeben sich die kleinsten gemessenen Werte im Bereich der Schraubenspitze, entsprechend die größten in Richtung

Schraubenkopf. Bei der Korrektur von gekippten Walzbacken ist immer darauf zu achten, dass zunächst die Zugschrauben unterhalb des Backenkorbes gelöst werden. Danach konnten die frontalen Stellschrauben entsprechend verstellt werden, um wieder einen gleichmäßigen vertikalen Abstand der Walzwerkzeuge zu erhalten. Anschließend ist die Walzbackenhöhe zu kontrollieren, um eine ideale gegenseitige Ausrichtung der Walzbacken wieder zu erlangen.

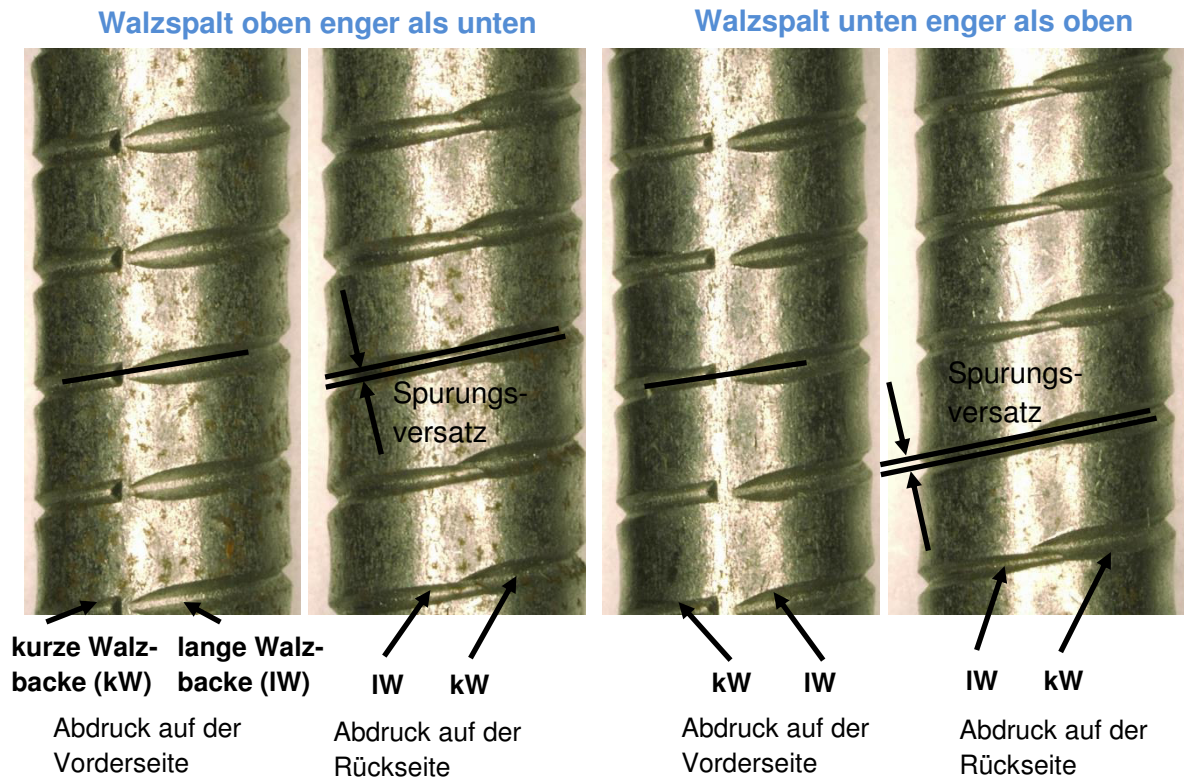


Bild 3.23: Mikroskopische Aufnahmen von Rohlingen bei gekippten Walzbacken

3.4.1.4 Prozessüberwachung

Für den Maschinenbediener wäre es eine große Hilfe, wenn sich die zuvor erläuterten Fehleinrichtungen unmittelbar in den Prozessüberwachungskurven widerspiegeln würden. Daher sind beispielhaft die Kraftverläufe der Prozessüberwachung bei gekippten Walzbacken im Vergleich zur idealen Walzbackeneinstellung in **Bild 3.24** und **Bild 3.25** dargestellt. Zur Vollständigkeit sind die Ergebnisse der Kraftkurven bei einer Verstellung der horizontalen Walzbackenausrichtung und bei einer nicht rechtwinkligen Rohlingszuführung im Anhang 11.5 abgebildet. In **Bild 3.24** sind zunächst die Kurvenverläufe der Sensoren 1 und 3 im oberen Bereich des Walzspaltes abgebildet. Die Signale der Sensoren 2 und 4 im unteren Bereich des Backenkorbes werden hier nicht berücksichtigt, da die Krafteinwirkung auf diese Sensoren zu gering ist, um aussagekräftige Beurteilungen machen zu können. Bei der Betrachtung der Sensoren 1 und 3 ist festzuhalten, dass alle Kurvenverläufe jeweils den gleichen qualitativen Verlauf aufzeigen, lediglich in der Höhe der Kräfte Unterschiede auftreten. Das Ergebnis von Sensor 1 zeigt bei den Varianten „Walzspalt unten enger als oben“ und „Walzspalt oben enger als unten“ deutlich niedrigere Walzkräfte (etwa 200 bzw. 100 Kraftpunkte tiefer als der ideale Verlauf) zwischen einem Drehwinkel von 85-170°, so dass damit unmittelbar die Hüllkurve verletzt würde. Die Ursache der geringeren Walzkräfte

bei gekippten Walzbacken liegt darin, dass die Gewindespitzen in Teilbereichen nicht vollständig mit Werkstoffmaterial ausgeformt sind und somit weniger Kraft für die Umformung aufgebracht werden muss.

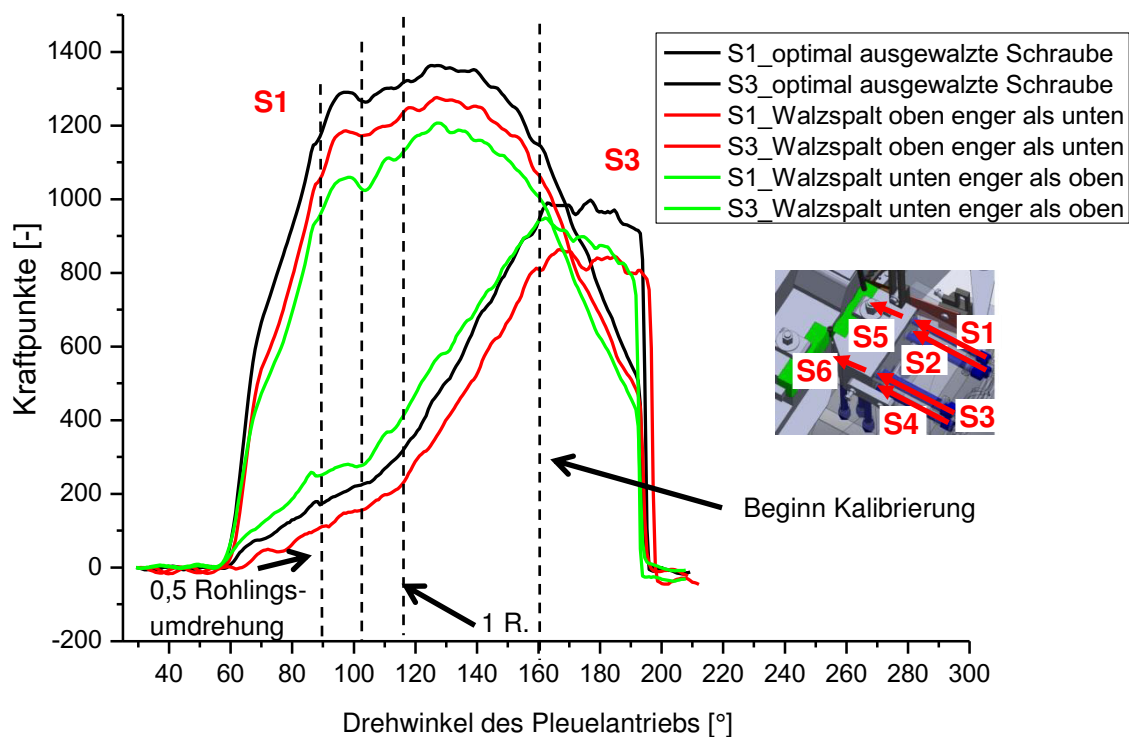


Bild 3.24: Walzkraftverläufe der Sensoren 1 und 3 bei falscher Walzbackenausrichtung und falscher Rohlingszuführung im Vergleich zur idealen Einstellung

In **Bild 3.25** ist das Ergebnis der Prozessüberwachungskurven von Sensor 5 und Sensor 6 abgebildet. Charakteristisch sind erneut die auftretenden lokalen Maxima nach jeder halben Rohlingsumdrehung. Das Kraftmaximum wird nach einer halben Rohlingsumdrehung erreicht, da hier das Profil der einen Walzbacke von der anderen Walzbacke überwalzt wird. Bei der Betrachtung des Stützkraftsensors im Einlauf (**Sensor 5**) fällt auf, dass sich die Kurvenverläufe wieder sehr stark ähneln, sich jedoch die erreichbaren Maxima zum Teil deutlich unterscheiden, wodurch die Hüllkurventechnik wieder besonders zum Tragen gekommen ist. Wie bereits im obigen Abschnitt erwähnt, ergeben sich bei gekippten Walzbacken deutlich niedrigere Walzkraften, da nicht alle Gewindespitzen vollständig mit Werkstoffmaterial gefüllt werden. Im Anhang 11.6 sind weitere Ergebnisse bei einer horizontalen Fehleinrichtung bzw. bei einer falschen Rohlingszuführung. Hier ist lediglich das Ergebnis bei einer horizontal zu tief eingerichteten beweglichen Walzbacke zu erwähnen, da hier die höchsten Walzkraften von ca. 1500 Kraftpunkten erreicht werden.

Ein ähnlich hoher Effekt tritt auf, wenn die Zuführung der Rohlinge nicht rechtwinklig erfolgt, da es hier zu einer ungleichmäßigen Materialverdrängung in Schraubenlängsachse kommt und zu viel Material in Richtung Schraubspitze oder -kopf verdrängt wird, wodurch die axialen Walzkraften deutlich angestiegen sind. Nicht immer ergeben sich eindeutig zu interpretierende Kraftverläufe der Prozessüberwachung, da aufgrund einer ständigen Verstellung des Backenkorbes (Auf- und Zudrehen) mitunter nicht exakt die gleichen Bedingungen wie zuvor geschaffen werden konnten. Die Veränderung der Walzkraftkurven

mit zunehmender Walzzeit würde nicht zu einer Verletzung der Hüllkurve führen, da sich diese Technik immer die letzten 20 Kurven „merkt“ und daraus entsprechend „lernt“. Dies bedeutet auch, dass schleichender Verschleiß nicht detektiert wurde. Der Stützkraftsensor im Auslauf (**Sensor 6**) erfährt viel weniger axiale Walzkräfte als der Einlaufsensor 5, da innerhalb der Kalibrierstrecke lediglich ein Glätten der Kernkontur stattfindet. Lediglich die Kurvenverläufe bei einer geänderten horizontalen Walzbackenausrichtung (siehe Anhang 11.6) ähneln sehr stark denen des idealen Verlaufes, sodass die Prozessüberwachung diese Schrauben auch bei erhöhter Empfindlichkeit nicht herausfiltern konnte. Wie aus den Schliffbildern dieser Varianten zu entnehmen ist, ergeben sich aber auch nur geringste Materialschädigungen. Alle anderen Varianten konnten durch die Hüllkurventechnik erfasst werden.

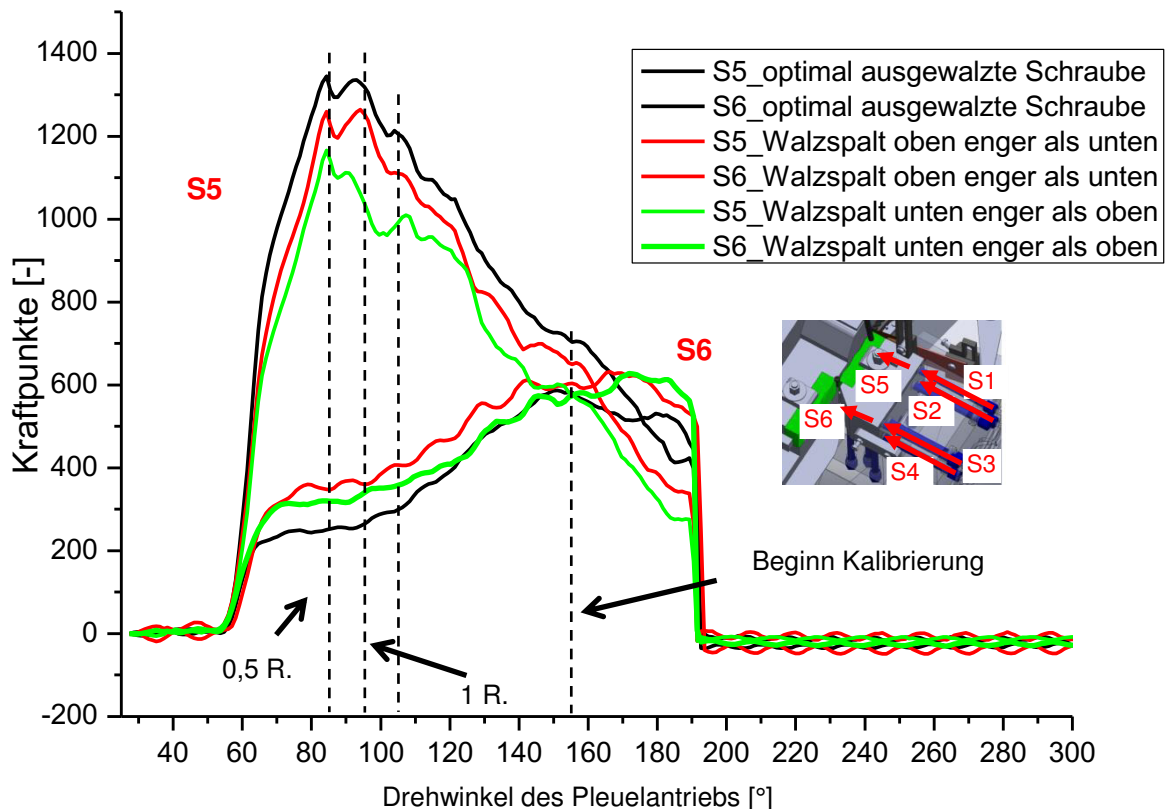


Bild 3.25: Walzkraftverläufe der Sensoren 5 und 6 bei falscher Walzbackenausrichtung und falscher Rohlingszuführung im Vergleich zur idealen Einstellung

Aus **Bild 3.25** geht hervor, dass die Prozessüberwachungskurven von Sensor 6 in der Regel langsam bis zum Erreichen des Maximums (etwa zu Beginn der Kalibrierstrecke) ansteigen und von da an die Walzkräfte entweder annähernd konstant bleiben oder leicht bis zum Abstieg der Walzwerkzeuge abfallen.

3.4.2 Falsche Druckeinstellungen

Mit einer Variation der Druckeinstellungen im Ein- und Auslaufbereich der Walzbacken kann eine veränderte Spurung und Walzbackenhöhe einhergehen. Daher musste man diese beiden Parameter bei jeder Verstellung des Ein- und Auslaufbereiches der Walzbacken kontrollieren. Hier wurde wieder die Prozessüberwachungssoftware als Einrichthilfe genutzt.

3.4.2.1 Zu niedriger Einlaufdruck

Bei einem zu breiten Walzspalt im Einlaufbereich der Walzwerkzeuge können nicht vollständig ausgewalzte Gewindegänge die Folge sein, da zu wenig Werkstoffmaterial in die Umformstrecke eingebracht wird. Dabei darf der Einlaufdruck auch nicht zu niedrig gewählt werden, da im Verhältnis dazu ein zu großer Auslaufdruck zu Hohlwalzungen oder zu un-runden Schrauben führen kann. Ebenso kann ein zu geringer Einlaufdruck dazu führen, dass der Rohling aufgrund zu geringer Reibung nicht von der beweglichen Walzbacke mitgenommen wird. Das hieraus resultierende Rutschen des Schraubenrohlings führt dazu, dass die nachfolgenden Profile nicht mittig in die vorgefurchten Rillen übergehen, wodurch zwangsläufig Gewindefehler entstehen. Folglich muss die Haftreibung zwischen Werkzeug und Werkstück so groß sein, dass ein entsprechend hohes Drehmoment über die Kontaktstellen erzeugt wird, um die sichere Mitnahme des Rohlings zu gewährleisten. In **Bild 3.26** sind mikroskopische Aufnahmen von Schrauben bei viel zu niedrigem Einlaufdruck abgebildet.

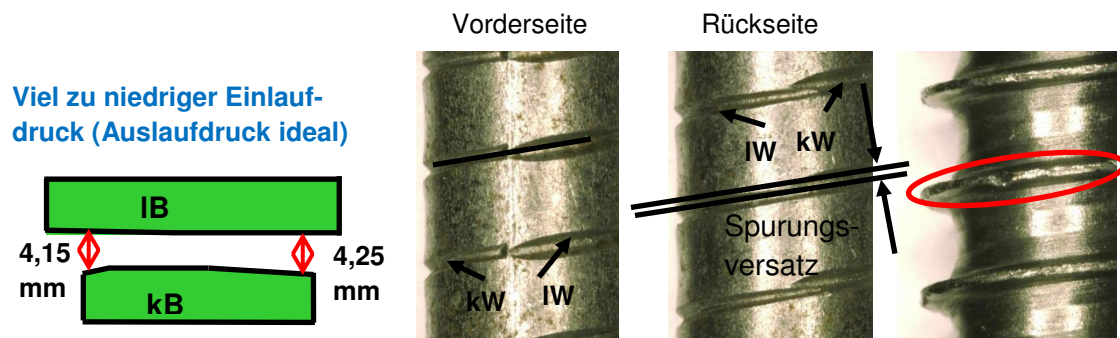


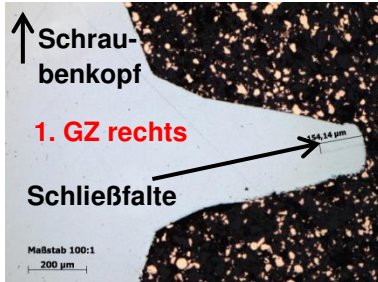
Bild 3.26: Aufnahmen bei zu niedrigem Einlaufdruck

Innerhalb dieser Versuchsreihe wurde zunächst die ideale Walzspaltbreite (4,15 mm) im Auslauf angenommen und der Einlaufdruck in zwei Schritten verringert (Bilder siehe Anhang 11.7). Es zeigen sich unvollständig gefüllte Gewindegänge an der fertig gewalzten Schraube. Dies ist darauf zurückzuführen, dass zu Beginn der Umformung zu wenig Werkstoffmaterial in die Umformung eingebracht worden ist. Daraus ergeben sich nur sehr schwache Einkerbungen im Schraubenrohling nach einer halben Rohlingsumdrehung. Infolge der geringen Werkstoffeinbringung in die Umformstrecke zu Beginn ergeben sich nicht vollständig ausgeformte und abgeflachte Gewindegänge. Dabei erscheinen die nicht ausgeformten Gewindegänge matter als der restliche Teil des Schraubengewindes. In einem weiteren Schritt wurde versucht, das fehlende Werkstoffmaterial infolge des zu geringen Einlaufdruckes durch einen etwas erhöhten Auslaufdruck zu kompensieren. Das Ergebnis im Anhang 11.7 zeigt optisch gut aussehende Schrauben mit vollständig gefüllten Gewindegängen. Hier zeigen die Einlaufproben der Versuche jeweils auf der Vorderseite eine nahezu exakte Spurung, im Gegensatz zur jeweiligen Rückseite des Schraubenrohlings.

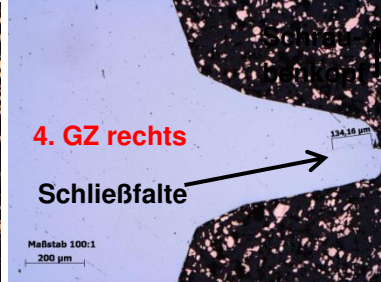
Zur Verdeutlichung der sich ergebenden Gewindegänge, welche mehr bzw. weniger mit Werkstoffmaterial gefüllt sind, werden in **Bild 3.27** die Schliffbilder der entsprechenden Varianten dargestellt. Insbesondere bei viel zu niedrigem Einlaufdruck (**Bild 3.27** Mitte) ergibt sich eine ausgeprägte Schließfalte in der Mitte des Gewindeganges. Allen Varianten ist gemein, dass sich die Schließfalte von der Mitte des Gewindeganges auf die Oberseite der Gewindeflanke in Richtung Schraubenspitze bewegt wie bei allen zuvor beschriebenen Va-

rianten. Außer wenigen Überwalzungen, Rissen und einer unsaubereren Gewindespitzenkontur konnten keine weiteren Auffälligkeiten im Schliff erkannt werden (siehe Anhang 11.8).

Etwas niedriger Einlaufdruck (Auslaufdruck ideal)



Viel zu niedriger Einlaufdruck (Auslaufdruck ideal)



Etwas niedriger Einlaufdruck & etwas erhöhter Auslaufdruck

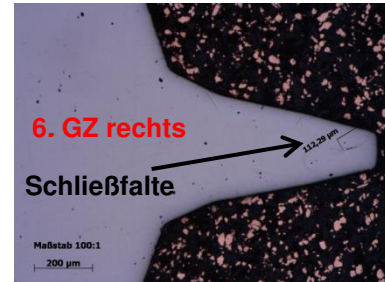


Bild 3.27: Schliffbilder bei zu niedrigem Einlaufdruck

3.4.2.2 Zu hoher Einlaufdruck

Es ist ersichtlich, dass der Einrichtvorgang mit äußerster Präzision durchgeführt werden musste, um den richtigen Einlaufdruck zu finden. Hier wurde die Walzmaschine ausgehend von den idealen Walzspaltmaßen lediglich mit etwas mehr Einlaufdruck bei zunächst gleichem Auslaufdruck zugestellt. Hierbei wurde erneut die Prozessüberwachung als Einrichthilfe zur Überprüfung der Gewindeübereinstimmung genutzt. Oftmals ist der Maschineneinrichter dazu geneigt, etwas mehr Einlaufdruck zu geben, um die sichere Mitnahme des Rohlings zu gewährleisten. Die entsprechenden Bilder bei einem zu engen Walzspalt im Einlaufbereich sind in **Bild 3.28** zusammengestellt.

Etwas erhöhter Einlaufdruck (Auslaufdruck ideal)

4,15 mm



4,11 mm

Viel zu hoher Einlaufdruck (Auslaufdruck ideal)



4,05 mm

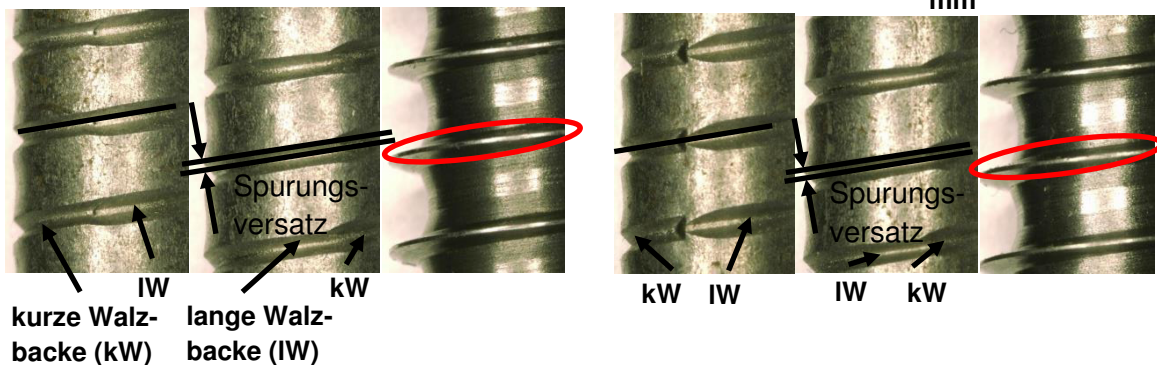


Bild 3.28: Aufnahmen bei erhöhtem Einlaufdruck

Zunächst wurde der Einlaufdruck bei einem ideal eingerichteten Walzspalt im Auslauf ein wenig und anschließend deutlich erhöht. In Folge eines zu hohen Einlaufdruckes ergibt sich ein sehr schroffes Eindringen der Walzwerkzeuge in das Werkstoffmaterial (siehe **Bild 3.28** Einlaufproben, Vorder- und Rückseite), sodass der Rohling tief in das Profil der Walzbacke hineingezogen wird. Ebenfalls lässt sich an der Einlaufstruktur erkennen, dass die Einlaufphase für eine etwas sanftere plastische Umformung zu Beginn des Walzens gesorgt hat.

Dadurch, dass mehr Werkstoffmaterial in die Umformstrecke eingebracht wird und der Walzspalt im Auslauf nicht vergrößert wurde, entstanden bei den ausgewalzten Schrauben glänzende Kernkonturen und vollständig gefüllte Gewindespitzen, wodurch die Gefahr einer Hohlwalzung stieg. Dadurch können sich Schwankungen in den Rohlingsabmessungen sowie veränderte dynamische Walzbedingungen negativ auf die Lebensdauer der Walzwerkzeuge auswirken. Daher wurde versucht, den erhöhten Einlaufdruck durch einen geringeren Auslaufdruck zu kompensieren (Aufnahmen siehe Anhang 11.9). Bei der fertig gewalzten Schraube sind eine rauhere Kernkontur und nicht vollständig gefüllte Gewindespitzen zu erkennen, welche optisch vergleichbar sind mit den optimal hergestellten Schrauben aus **Bild 3.10**. Die charakteristischen Merkmale bei gewalzten Schrauben mit zu hohem Einlaufdruck sind in **Bild 3.29** zusammengestellt.

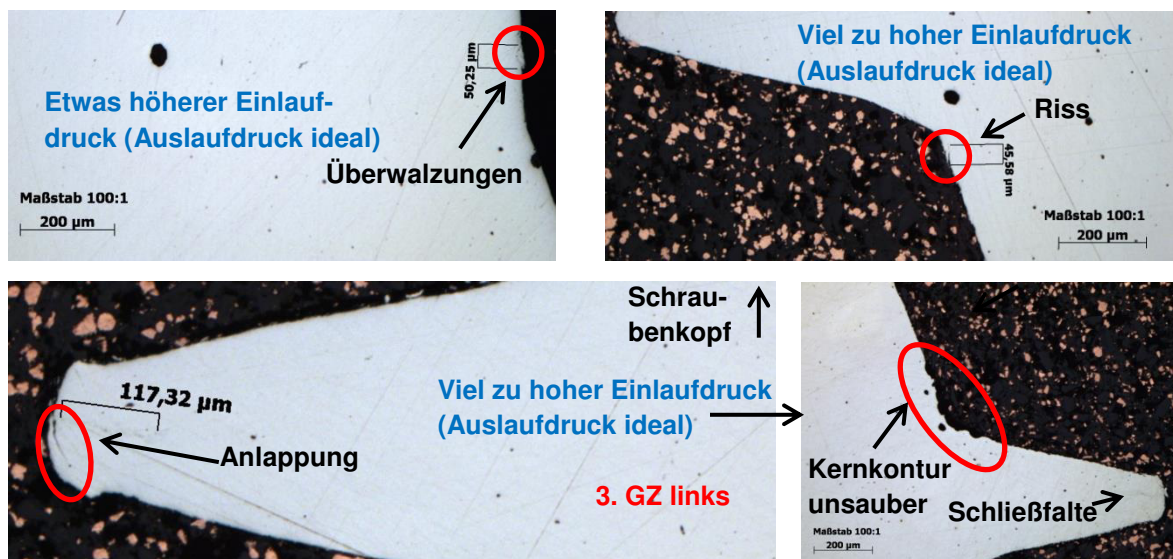


Bild 3.29: Schliffbilder bei zu hohem Einlaufdruck: Überwälzungen, Risse, Anlappungen sowie Schließfalten sind zu sehen

Neben den bisher schon oft identifizierten Materialschädigungen Überwälzungen und Rissen sind hier zusätzlich sogenannten Anlappungen aufgetreten (siehe **Bild 3.29** unten links). Diese sind auch oftmals die Folge einer ungenügenden Spurung. Diese lose an der Gewindeflanke liegenden Materiallappen sind nicht fest mit dem restlichen Werkstoffmaterial verbunden und können bei der Verschraubung leicht abscheren. Weiterhin ist auf den obigen Bildern zu sehen, dass im Gewindegrund Risse in Gewindelängsrichtung vorhanden sind. Solche Gewindefehler können insbesondere das Einschrauben der Schraube erschweren und werden durch die Nichtparallelität des Walzspaltes begünstigt. Auch hier ergeben sich außermittige Fältelungen, welche in Richtung Schraubenspitze auf die dem Schraubenkopf zugewandten Seite wandern.

3.4.2.3 Zu niedriger Auslaufdruck

Ausgehend von der optimalen Walzspaltbreite wurde der Auslaufdruck in zwei Schritten verringert. Das Ergebnis in **Bild 3.30** zeigt eine sehr gute Spurübereinstimmung auf der Vorderseite und einen kleinen Spurungsversatz auf der Rückseite des Schraubenrohlings. Infolge des zu geringen Auslaufdruckes werden sowohl die Gewindekernkontur als auch

die Gewindeflanken und -spitzen nicht vollständig innerhalb der Kalibrierstrecke mit Werkstoffmaterial ausgeformt.

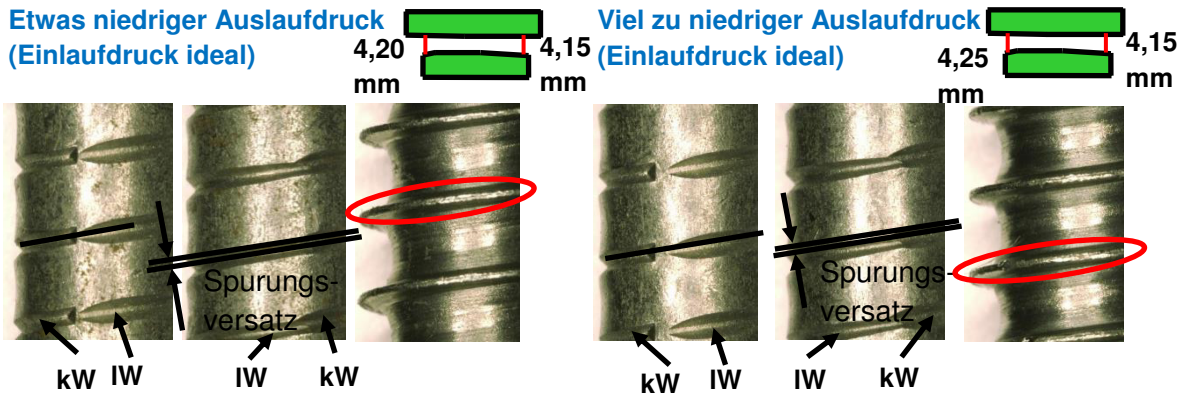


Bild 3.30: Mikroskopische Aufnahmen von Rohlingen bei zu niedrigem Auslaufdruck

Die dazugehörigen Schliffbilder sind dem Anhang 11.10 zu entnehmen. Außer dem Fehlen von Werkstoffmaterial in den Gewindespitzen und den ausgeprägten außermittigen Fäلتungen, welche im Längsschliff sehr gut zu erkennen sind, ergeben sich sonst keine Auffälligkeiten in den Schliffbildern.

3.4.2.4 Zu hoher Auslaufdruck

Ein Indiz zu hoher Druckeinstellungen ist oftmals eine starke Erwärmung des Schraubenrohlings durch erhöhte Reibeffekte. Dieser Temperaturanstieg war bei diesen Versuchen deutlich sichtbar und spürbar. Durch diese beträchtliche Wärmeentwicklung können die Gewindeform, Leistungsaufnahme der Walzmaschine sowie die Werkzeugstandzeiten erheblich beeinflusst werden. In **Bild 3.31** sind zunächst mikroskopische Aufnahmen bei etwas zu hohem Auslaufdruck und einem ideal eingerichteten Walzspalt im Einlauf abgebildet.

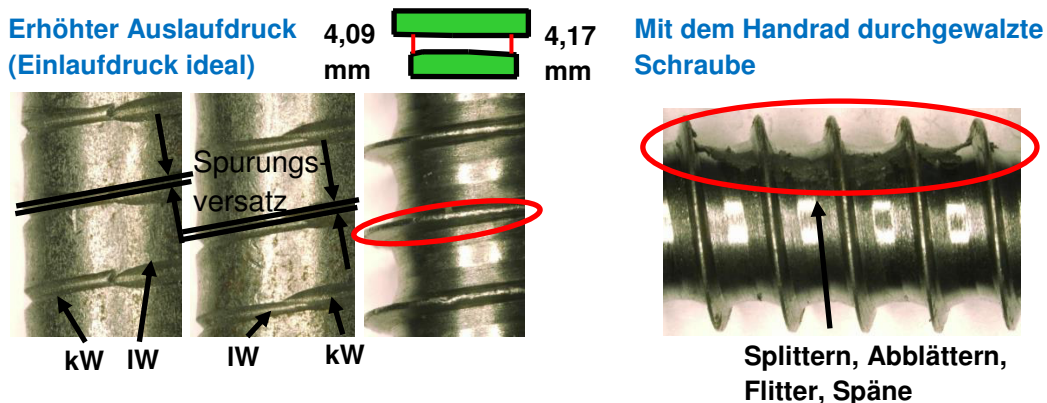


Bild 3.31: Mikroskopische Aufnahmen von Rohlingen bei zu hohem Auslaufdruck

Zu erkennen sind deutlich unterschiedliche Rillenverläufe auf der Vorder- und Rückseite des Schraubenrohlings. Gut zu erkennen ist das sanfte Eindringen der Spitzen der Walzwerkzeuge in den Rohling zu Beginn der Umformung, wodurch nicht unmittelbar auf die Tiefe des Kerndurchmessers eingedrungen wird. Am Ende der Kalibrierstrecke werden die Gewindespitzen vollständig ausgeformt und es ergibt sich eine glänzende Kern- bzw. Flan-

kenkontur. Weiterhin ist in **Bild 3.31** eine mit dem Handrad der Walzmaschine durchgewalzte Schraube bei gleichen Maschineneinstellungen abgebildet. Deutlich sichtbar bei dieser Variante ist ein Splintern bzw. Ablättern von Werkstoffmaterial auf der Kernkontur der fertig gewalzten Schraube (**Bild 3.31** rechts). Die Schlibfbilder zu den Varianten bei erhöhtem Auslaufdruck sind in **Bild 3.32** zusammengestellt.

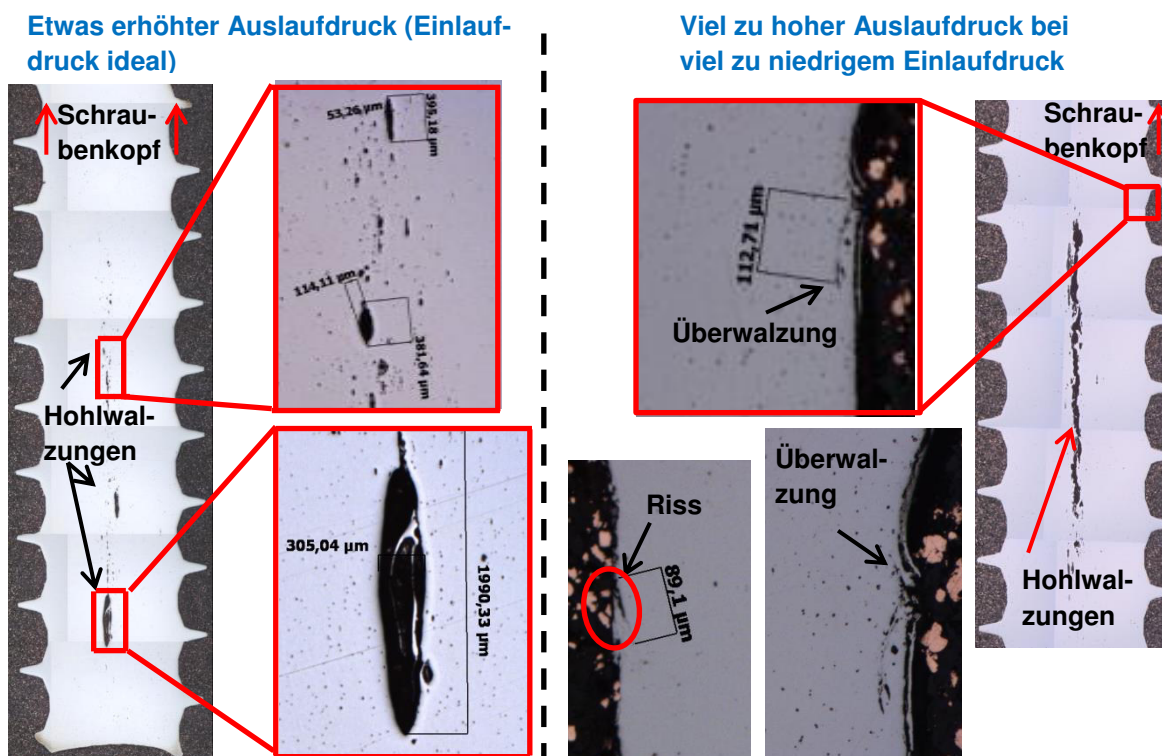


Bild 3.32: Schlibfbilder bei einem zu hohen Auslaufdruck

Die Folge eines zu hohen Auslaufdruckes ist eine Materialüberforderung in diesem Bereich, woraus meist Hohlwalzungen resultieren (siehe **Bild 3.32**), welche ebenso durch Einschlüsse im Draht oder unzureichende Umformbarkeit des Werkstoffes begünstigt werden können. Grundsätzlich lässt sich eine Hohlwalzung anhand einer unrunder, bauchigen Schraube erkennen.

Bei der Variante mit viel zu hohem Auslaufdruck beträgt die Unrundheit einer DELTA PT@ 60-Schraube (gemessen an dem Außendurchmesser) etwa 0,16 mm, wodurch auch die untere Toleranzgrenze verletzt ist. In Bezug auf den Nachweis einer Hohlwalzung ergeben sich verschiedenartige Methoden, z.B. durch Abschlagen der Schraube und einer anschließenden mikroskopischen Betrachtung. Das Abschlagen ist bei einer gehärteten Schraube aufgrund eines spröden Bruches relativ sicher, im Gegensatz zu einer ungehärteten Schraube. In der Regel werden Radial- und Axialschliffe zum Nachweis einer Hohlwalzung durchgeführt. Insbesondere bei dem Versuch mit einer deutlichen Nichtparallelität des Walzspaltes (viel zu hoher Auslaufdruck in Kombination mit einem viel zu geringen Einlaufdruck) sind neben ausgeprägten Hohlwalzungen zahlreiche Überwälzungen und Risse im Gewindegrund zu erkennen (siehe **Bild 3.32**).

3.4.2.5 Prozessüberwachung

Ungleichmäßig vorliegende Walzdrücke sind schnell in den Prozessüberwachungskurven zu identifizieren und sind häufig die Ursache für ungleichmäßige Gewindeaußendurchmesser oder nicht gleichmäßig ausgeformte Gewinde. Die Ergebnisse ausgewählter Walzkraftverläufe bei unterschiedlichen Druckeinstellungen im Vergleich zum korrekten Kurvenverlauf sind in **Bild 3.33** und **Bild 3.34** zusammenfassend dargestellt.

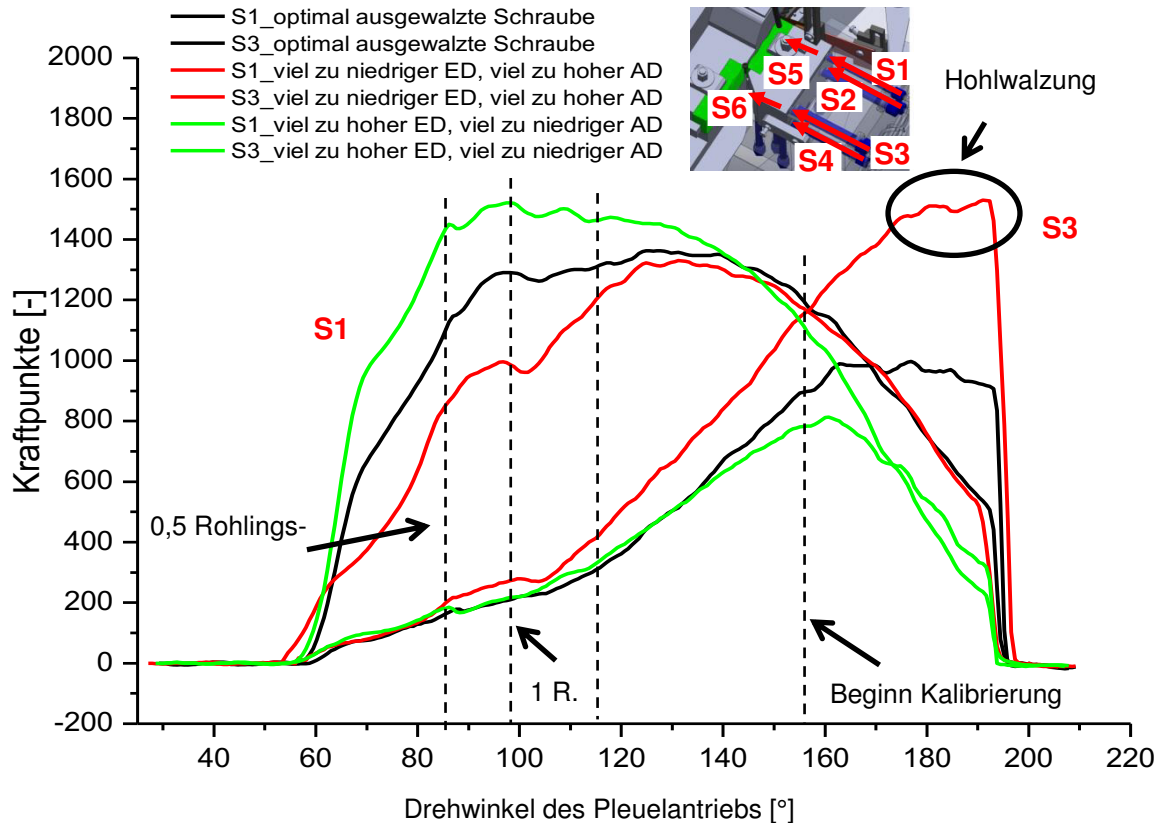


Bild 3.33: Walzkraftverläufe der Sensoren 1 und 3 bei unterschiedlichen Druckeinstellungen (ED: Einlaufdruck, AD: Auslaufdruck) im Vergleich zur idealen Einstellung

Bild 3.33 zeigt die Signalverläufe der Sensoren 1 und 3 im oberen Bereich des Walzspaltes, beispielhaft für die Varianten „viel zu niedriger Einlaufdruck bei viel zu hohem Auslaufdruck“ und „viel zu hoher Einlaufdruck bei viel zu niedrigem Auslaufdruck“ im Vergleich zur korrekt ausgewalzten Schraube. Alle Kraftkurven der Sensoren 1 und 3 bei unterschiedlichen Druckeinstellungen sind Anhang 11.11 zu entnehmen. Schwankungen des Einlaufdrucks werden deutlich durch den Sensor 1 (**Bild 3.33**) in der Kraftkurve des Prozessüberwachungssystems widerspiegelt. Die Fehlerursache eines zu geringen Gewindeaußendurchmessers oder nicht vollständig ausgewalzter Gewindespitzen war schnell im Prozessüberwachungssystem erkennbar, da in diesem Falle die Walzkraft sehr gering waren. Hier war es möglich, ein Fehlen von Werkstoffmaterial aufgrund eines zu geringen Einlaufdrucks durch einen erhöhten Auslaufdruck auszugleichen, was zu hohlgewalzten Schrauben führen kann (siehe dazu die Variante „viel zu niedrigem Einlaufdruck bei einem viel zu hohem Auslaufdruck“ in **Bild 3.33**). Bei fast allen Kraftkurven mit unterschiedlichen Druckeinstellungen (siehe hierzu auch Anhang 11.11) wird das Maximum der Walzkraft bei **Sensor 1** nach ca. zwei Rohlingsumdrehungen (Drehwinkel des Pleuelantriebs bei ca. 125°) erreicht, wobei innerhalb der ersten Rohlingsumdrehungen ein sehr starker Anstieg der Kraftkurven

erfolgt. Davon ausgenommen ist lediglich der Versuch bei einem viel zu hohen Einlaufdruck (Spaltmaß: 4,06 mm) und einem viel zu niedrigen Auslaufdruck (Spaltmaß: 4,24 mm). Durch diese extreme Nichtparallelität von ca. 0,18 mm werden die maximalen Walzkräfte bereits nach einer Rohlingsumdrehung detektiert (Sensor 1 in **Bild 3.33**).

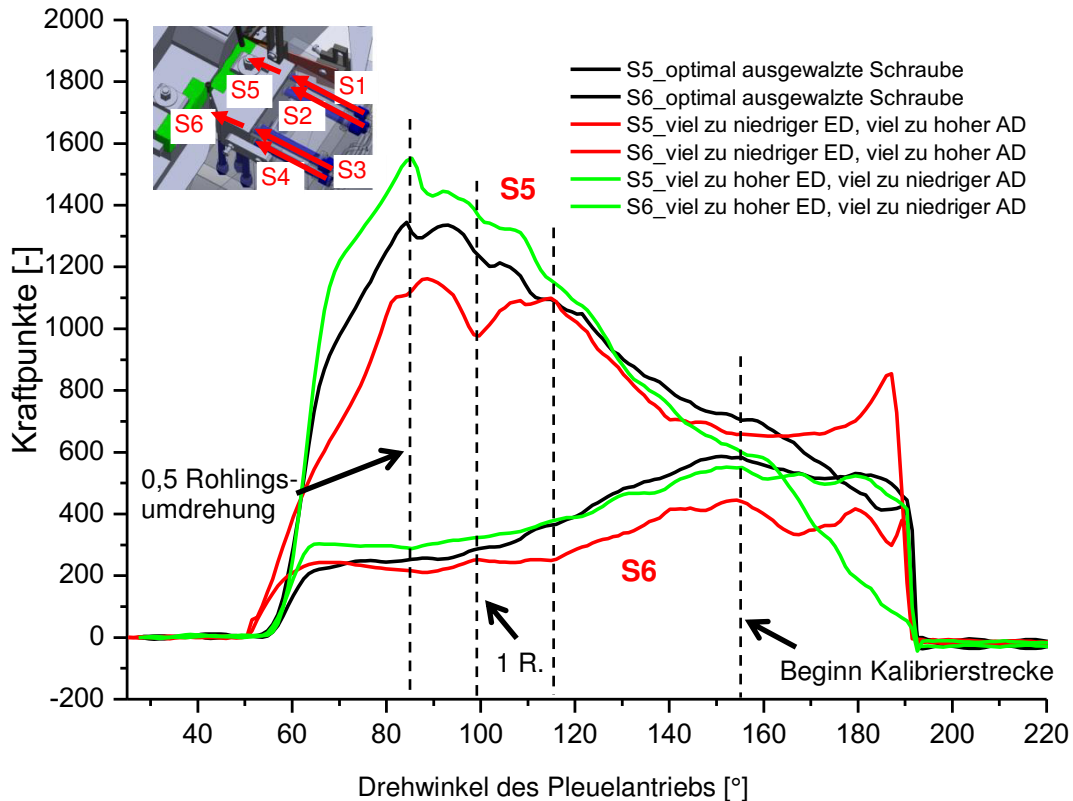


Bild 3.34: Walzkraftverläufe der Sensoren 5 und 6 bei unterschiedlichen Druckeinstellungen (ED: Einlaufdruck, AD: Auslaufdruck) im Vergleich zur idealen Einstellung

Dieser signifikant hohe Einlaufdruck ist insbesondere in der Prozessüberwachungskurve erkennbar und konnte teilweise mit bloßem Auge an der Einlaufprobe erkannt werden. Oftmals resultieren aus einem zu hohen Auslaufdruck, welcher insbesondere durch **Sensor 3** (**Bild 3.33**) qualitativ angezeigt wird, hohlgewalzte Schrauben. Deutliche Ausschläge der Kraftkurven der **Sensoren 3** und **6** des Prozessüberwachungssystems kurz vor dem Abstieg der Walzwerkzeuge sind in der Regel ein Indiz für hohlgewalzte Schrauben. Die Ergebnisse der Signalverläufe von **Sensor 6** sind ebenso in **Bild 3.34** abgebildet. Bei der Betrachtung der Kurvenverläufe des Sensors 5 fällt auf, dass ähnliche Ergebnisse wie bei Sensor 1 im oberen Bereich der Walzwerkzeuge erhalten werden. Aus dieser Korrelation folgt, dass mit einer Erhöhung des Einlaufdruckes eine Steigerung der axialen Stützkräfte einhergeht, ebenso gilt der Umkehrschluss. Dabei werden die maximalen Kräfte bereits nach einer halben Rohlingsumdrehung erreicht. Bei **Sensor 6** sind sehr starke Signal-schwankungen zu beobachten, was auf zusätzliche Stützkräfte hindeutet (ähnlich wie bei Sensor 3). Das Vorliegen eines ungleichmäßigen Walzdrucks innerhalb des Walzspaltes ist leicht und schnell mittels Prozessüberwachungskurven zu erkennen, wenn man die Kurve bei der optimalen Walzbackeneinstellung als Referenzkurve hinterlegt. Somit ist die Wahrscheinlichkeit von Hohlwalzungen hoch, wenn die Walzkräfte bis kurz vor dem Abstieg der Walzbacken ansteigen und oberhalb der Referenzkurve liegen. Das Ergebnis von nicht

parallel ausgerichteten Walzbacken sind zwangsläufig ungleichmäßige Walzdrücke, welche die Umformung signifikant beeinflussen konnten. Alle Kraftkurven bei unterschiedlichen Druckeinstellungen der Sensoren 5 und 6 sind im Anhang 11.12.

3.4.3 Zusammenfassende Beurteilung

Bei den durchgeführten Versuchen wurden die idealen Walzbedingungen gezielt systematisch verändert, um deren Auswirkungen beurteilen zu können. Zunächst wurde innerhalb der ersten Versuchsreihe bewusst die Spurung der Walzwerkzeuge zueinander verstellt. Anschließend wurden die Druckeinstellungen im Ein- und Auslaufbereich des Walzspaltes variiert.

Zusammenfassend ist zu sagen, dass bei nahezu allen provozierten Fehleinrichtungen optisch gute Schrauben hergestellt worden sind. Erst bei der Auswertung der Schliffbilder sind einige Materialschädigungen sichtbar geworden. Weiterhin ist festzuhalten, dass die Beurteilung der Spurung lediglich nach einer halben Schraubenumdrehung (Einlaufprobe) nicht ausreichend ist, um auf die Spurung während des kompletten Walzprozesses (dynamisch) zu schließen. Dabei ist die Prozessüberwachung ein sehr hilfreiches Werkzeug, um die Spurung unter dynamischen Bedingungen zu berücksichtigen.

Die Auswertung aller mikroskopischen Aufnahmen hat ergeben, dass die Abdrücke beider Walzwerkzeuge auf der Vorder- und Rückseite des Rohlings durchaus sehr unterschiedlich ausfallen können. Bei fast allen Varianten wird eine asymmetrische Umformung während der ersten 2-3 Rohlingsumdrehungen festgestellt. Danach erfolgt eine symmetrische Umformung bis hin zur fertigen Schraube, d.h. die Walzwerkzeuge dringen mittig in die vorgefertigten Furchen der gegenüberliegenden Walzbacke ein und es wird gleichmäßig viel Werkstoffmaterial nach oben und unten in die Gewindekontur geschoben. Ebenso konnte bei allen Varianten die verfahrensbedingte Schließfalte nachgewiesen werden, welche jedoch sehr unterschiedliche Längen ausweist. Bzgl. der Lage der Schließfalte wurde einheitlich festgestellt, dass diese beginnend von dem Schraubenkopf in Richtung Schraubenspitze auf die Oberseite der Gewindeflanke gewandert ist.

Bei einer **zu niedrig eingebauten** beweglichen Walzbacke ergeben sich eine etwas raue Gewindekernkontur, im Vergleich zu Schrauben bei idealer Walzmaschineneinstellung. Ansonsten sind bei der horizontalen Walzbackenverstellung keinerlei Auffälligkeiten aufgetreten.

Eine **nicht rechtwinklige Zuführung** der Rohlinge hat dafür gesorgt, dass die Walzwerkzeuge in axialer Schraubenrichtung unterschiedlich stark eingedrungen sind. Dabei können wenige Überwalzungen im Gewindekern festgestellt werden. Bei den Überwalzungen handelt es sich um lose Materiallappen, welche nicht fest mit dem Grundwerkstoff verbunden sind. Zudem ist es bei einer untersuchten Schraube zu einer Hohlwalzung aufgrund vermehrt aufgetretener Einschlüsse im Rohling gekommen.

Beim Vorliegen **gekippter Walzbacken** haben sich nicht vollständig ausgeformte Gewindespitzen in Teilbereichen der Schrauben ergeben. Daraus resultieren in den Bereichen, in denen Werkstoffmaterial fehlt, ausgeprägte Schließfalten.

Im Falle eines **zu geringen Einlaufdruckes** bei einem optimalen Auslaufdruck ist es zu nicht vollständig ausgeformten Gewindespitzen gekommen, da zu wenig Werkstoffmaterial

in die Umformstrecke eingebracht wurde. Durch Anpassen des Auslaufdruckes können die Gewindespitzen vollständig mit Material gefüllt werden.

Unter den Rahmenbedingungen eines **zu hohen Einlaufdruckes** bei zu geringem Auslaufdruck haben sich tiefe Rillen an der Einlaufprobe sowie ein rauher und unsauberer Gewindekern ergeben. Neben dem Auftreten von Überwalzungen und Rissen sind sogenannte Anlappungen festgestellt worden. Diese sind lose Materiallappen, welche nicht fest mit dem darunterliegenden Werkstoffmaterial verbunden sind.

Die Schrauben bei einem ideal eingerichteten Walzspalt im Einlauf und **verringerten Druckeinstellungen im Auslauf** zeigen außer stark außermittigen Schließfalten an den Gewindezähnen keinerlei Besonderheiten.

Die meisten und sichtbarsten Materialschädigungen haben sich bei Schrauben ergeben, bei welchen der **Auslaufdruck erhöht** wurde. Hohlwalzungen erstrecken sich inmitten der Schrauben über einen sehr großen Bereich mit beträchtlichen Abmessungen. Außerdem sind ausgeprägte Überwalzungen sowie Risse im Gewindegrund identifiziert worden.

Die Ergebnisse der **Prozessüberwachung** haben gezeigt, dass sämtliche Änderungen der Walzdrücke und Walzmaschineneinstellungen sehr gut detektiert werden können. Z.B. kann infolge eines ungleichmäßigen oder zu geringen Walzdruckes der Gewindeaußendurchmesser zu klein ausfallen. Ein zu geringer Außendurchmesser des Gewindes über der Gewindelänge und unvollständig gefüllte Gewindespitzen haben sich grundsätzlich dann ergeben, wenn sowohl der Einlaufdruck als auch der Auslaufdruck zu niedrig sind. Bei starken Kraftausschlägen zu Ende der Walzstrecke sind hohlgewalzte Schrauben wahrscheinlich. Charakteristisch für den Signalverlauf der Sensoren 1 und 3 im Einlauf sind die lokalen Maxima bedingt durch eine Materialanhäufung des gegenüberliegenden Walzwerkzeugs nach jeder halben Rohlingsumdrehung, welche im weiteren Verlauf der Umformstrecke abflachen. Somit ist die Prozessüberwachung mit Hüllkurventechnik ein nützliches Werkzeug, um nahezu alle gravierenden Fehleinrichtungen zu identifizieren. Lediglich die Walzkraftkurven bei einer Verstellung der horizontalen Ausrichtung der beweglichen Walzbacke ähneln sehr stark den idealen Walzkraftkurven. Dabei sind aber auch nur sehr geringe Materialschädigungen aufgetreten.

3.5 Typische Fehleinrichtungen - verschlissene Walzwerkzeuge

Im Gegensatz zu den in Abschnitt 3.4 vorgestellten Versuchsergebnissen mit neuen Walzwerkzeugen, werden in diesem Abschnitt die Auswirkungen von Walzwerkzeugen gezeigt, welche ca. 715.000 Schrauben gewalzt haben. Der größte Backenverschleiß tritt nach der ersten halben Rohlingsumdrehung auf und setzt sich periodisch jede weitere halbe Umdrehung fort. Dies liegt daran, dass der Materialaufwurf der gefurchten Rille schlagartig durch die gegenüberliegende Walzbacke überwalzt wird, wodurch nach mehreren Produktionszyklen abrasiver Verschleiß entsteht. Durch die veränderten Walzbedingungen weißt der Einlaufbereich der Walzwerkzeuge erhebliche Verschleißspuren auf, siehe **Bild 3.35**. Der größte Materialabtrag findet nach der ersten halben Rohlingsumdrehung statt, da die größte Materialanhäufung der jeweils gegenüberliegenden Walzbacke überwalzt werden muss und somit erhöhte radiale und vertikale Walzkräfte entstehen. Entlang des roten Pfades in **Bild 3.35** (oben rechts) ist ein Höhenprofil mit einem Formmessgerät der Firma ALICONA GmbH & Co. KG (InfiniteFocus) erstellt worden. Dieses System ermöglicht das Ausmessen

von steilen Flanken und kleinsten Radien. Zusätzlich ist in diesem Höhenprofil schematisch der Verlauf einer neuen Walzbacke eingezeichnet.

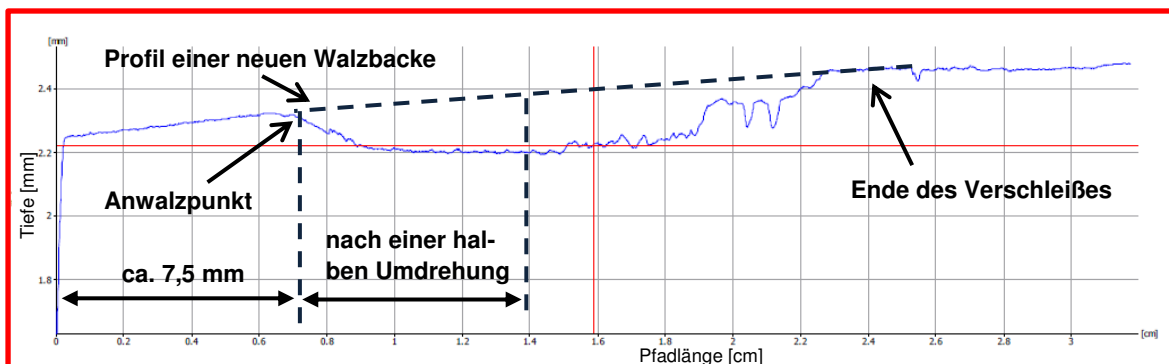
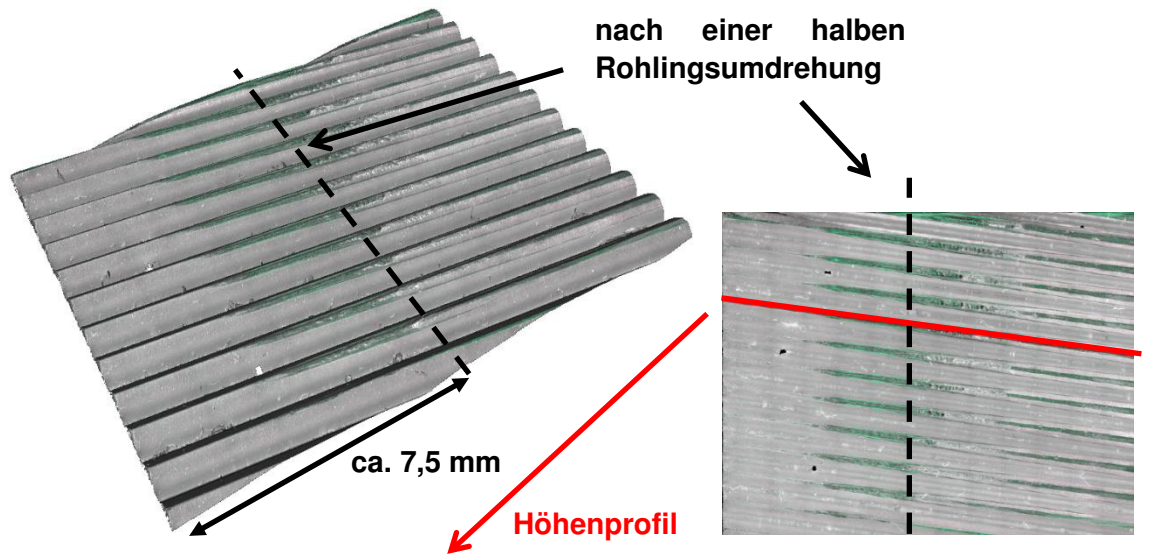


Bild 3.35: Topografie des Einlaufbereiches der langen Walzbacke (nach 715000 gewalzten Schrauben)

Der Anwalzpunkt und gleichzeitig der Beginn des Verschleißes bei der langen Walzbacke befindet sich bei ca. 7,5 mm. Dies entspricht der Hälfte des Längenunterschiedes zwischen langer und kurzer Walzbacke (vgl. **Bild 3.2**). Es ist zu erkennen, dass der Verschleiß bis zu 0,2 mm beträgt und sich über eine Strecke von ca. 15 mm erstreckt, was einer vollen Rohlingsumdrehung entspricht. Würden noch weitere Schrauben mit diesen Walzwerkzeugen gewalzt, würde sich der Verschleiß immer weiter nach hinten auf der Walzbacke verschieben. Daraus folgt, dass die Umformstrecke weiter verkürzt wird, wodurch die Umformung umso schroffer geschehen würde. Auch sollten daher besonders die Längenänderung und die Temperaturentwicklung nach dem Walzen überprüft werden. Ferner ist ersichtlich, dass durch den erhöhten Materialabtrag in diesem Bereich das Anwalzen des Rohlings erschwert wird und dadurch zwangsläufig ein erhöhter Einlaufdruck gegeben werden muss, sodass der Rohling in Rotation versetzt werden kann. Bei der Betrachtung von **Bild 3.35** fällt weiterhin auf, dass bei einer Pfadlänge von ca. 2,2 cm (entspricht dem Ende des deutlich sichtbaren Verschleißes) das Profil einer neuen Walzbacke annähernd erreicht wird, sodass dort das Werkstoffmaterial sprunghaft umgeformt wird. Zur Verdeutlichung des Walzbackenverschleißes sind in **Bild 3.36** die Laufbilder der kurzen Walzbacke im Ein- und

Auslaufbereich dargestellt. Erkennbar ist der Verschleiß nach einer halben Rohlingsumdrehung infolge der starken Materialumformung. Hingegen zeigt der Auslaufbereich nahezu keine Veränderungen im Vergleich zum neuen Walzwerkzeug, da lediglich nur noch wenige Materialumlagerungen stattfinden. Die Laufbilder der langen Walzbacke zeigen das gleiche Ergebnis wie bereits bei der kurzen Walzbacke erläutert.

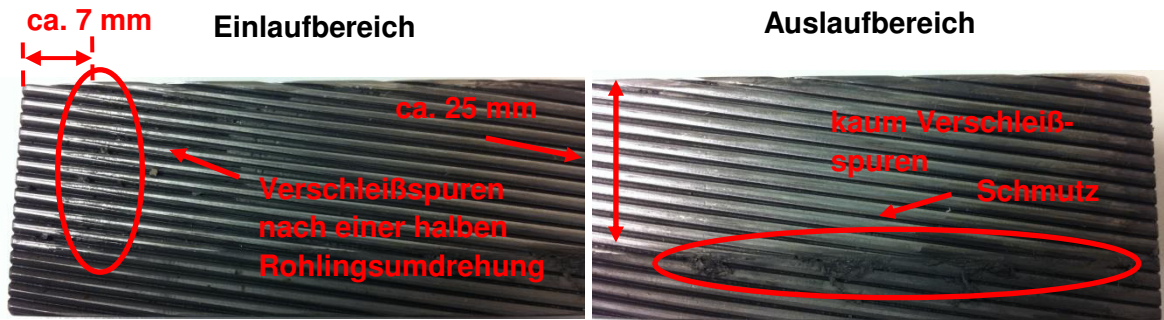


Bild 3.36: Laufbilder der kurzen Walzbacke im Ein- und Auslaufbereich

3.5.1 Ideale Walzmaschineneinrichtung

Im Abschnitt 3.2 wurden die idealen Walzmaschineneinstellungen mit neuen Walzwerkzeugen vorgestellt. In diesem Abschnitt werden dagegen die idealen Einstellungen mit verschlissenen Walzwerkzeugen untersucht. Die korrekte Einrichtung der Maschine wurde hierbei zusätzlich durch den erhöhten Verschleiß im Einlaufbereich der Walzwerkzeuge erschwert. Auch konnte die DMI-Überwachung bei diesen Versuchen nicht zur Hilfe genommen werden, da die Signale der Sensoren 1 und 2 im Einlaufbereich der Walzwerkzeuge zu schwach und unterschiedlich gewesen sind. Daher musste die Spurung nach einer halben Rohlingsumdrehung optisch mit einer Lupe, also nicht unter dynamischen Bedingungen, als Referenz herangezogen werden. Hierbei war das individuelle Können des Maschineneinrichters von zentraler Bedeutung, um eine optimale Spurung zu gewährleisten. Wie aus dem **Bild 3.37** zu erkennen ist, bestehen zwischen den Einlaufproben von neuen und verschlissenen Walzbacken signifikante Unterschiede.

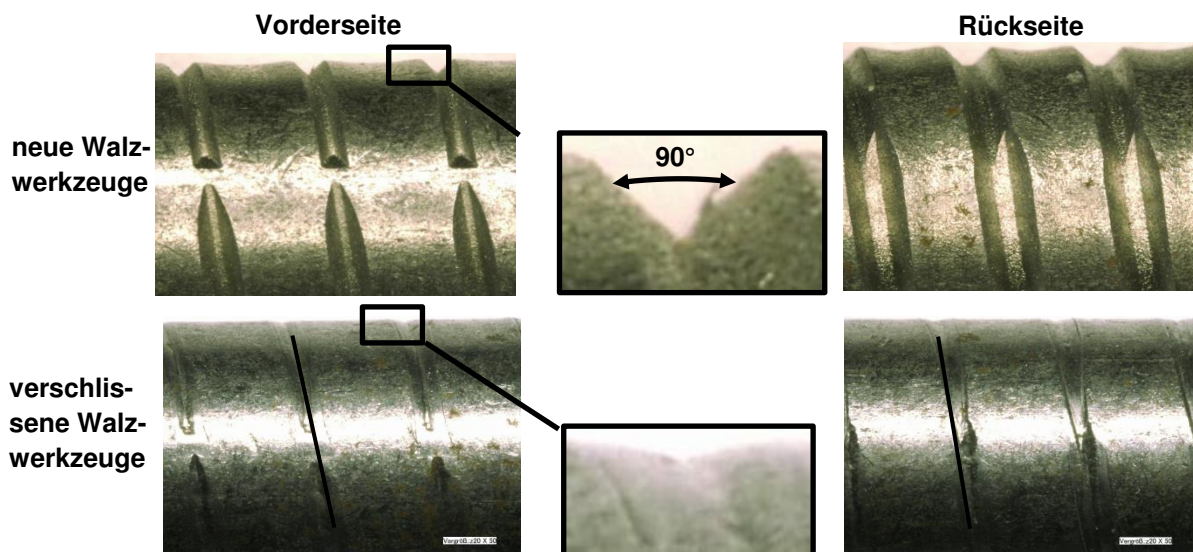


Bild 3.37: Vergleich der Einlaufproben einer neuen und verschlissenen Walzbacke

Zunächst ist hierbei festzuhalten, dass die Walzspaltbreite bei neuen Walzwerkzeugen im Ein- und Auslaufbereich ca. 4,15 mm beträgt. Im Gegensatz dazu musste der Walzspalt bei verschlissenen Walzwerkzeugen im Einlaufbereich ca. 0,1 mm enger gestellt werden (d.h. ca. 4,05 mm), um den Rohling zu tangieren. Hier zeigte sich, dass bei der Idealeinstellung ein erhöhter Einlaufdruck Grundvoraussetzung für die Mitnahme des Schraubenrohlings war. Sobald ein Rutschen des Rohlings auftreten würde, tauchen die gegenüberliegenden Rillen der Walzbacken nicht mehr mittig ein, sodass ein fehlerhaftes Gewinde entsteht. Ebenso wie nach einer halben Rohlingsumdrehung sind nach einer vollen Umdrehung viele Kratzer auf dem Rohling zu beobachten. Trotz des erhöhten Einlaufdruckes sind nur schwach ausgeformte Rillen auf dem Schraubenrohling aus **Bild 3.37** ersichtlich, wodurch die Spureinstellung erschwert wurde. Hierbei ist noch anzumerken, dass die Walzspaltbreite im Einlauf unmittelbar nach dem verschlissenen Bereich gemessen wurde. Die deutlich erkennbaren Furchen bei neuen Walzwerkzeugen weisen einen inneren Winkel von 90° auf, welcher bei verschlissenen Walzbacken kaum zu sehen ist. Da die gebrauchten Walzbacken im Auslaufbereich nahezu keine Verschleißspuren aufweisen, konnte der Auslaufdruck gleich dem bei neuen Walzbacken gesetzt werden (Walzspaltbreite im Auslauf betrug 4,15 mm).

Bei der Betrachtung der Art der Umformung bei verschlissenen Walzwerkzeugen fällt auf, dass das tiefe Einschneiden der Walzbackenspitzen in das Werkstoffmaterial aufgrund des verschlissenen Einlaufbereiches später erfolgt als bei neuen Walzbacken (vgl. **Bild 3.38**).

Abdrücke auf der Vorderseite: x50

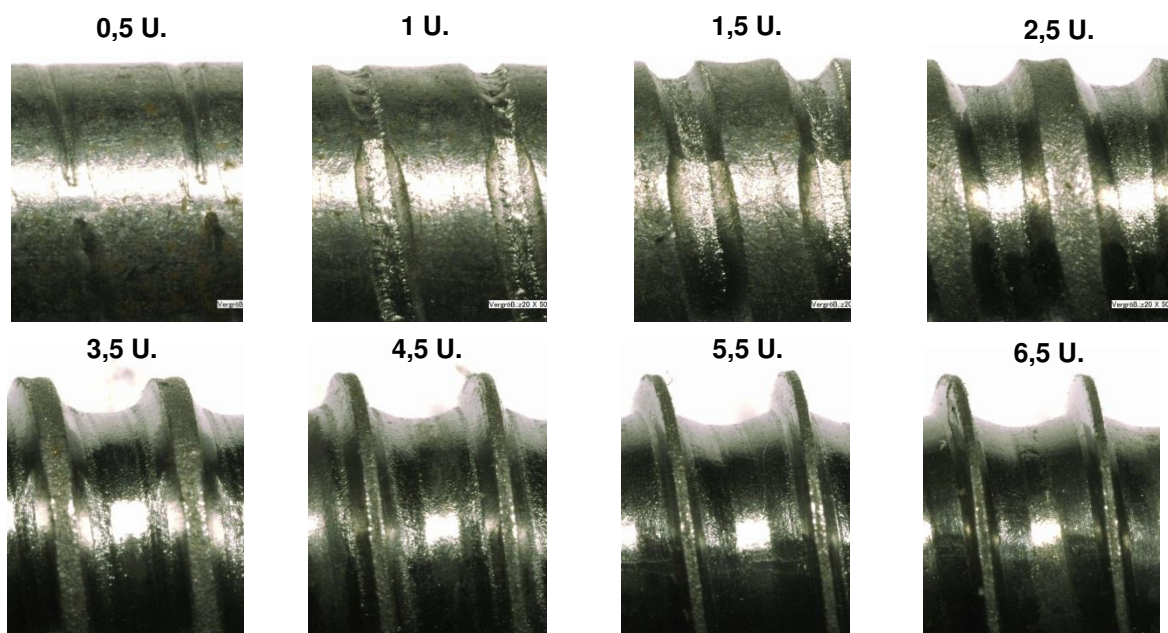


Bild 3.38: Stadienmuster bei der Idealeinstellung mit verschlissenen Walzwerkzeugen

Insbesondere bei dem Stadienmuster nach einer vollen Umdrehung sieht man deutliche Kratzspuren infolge der verschlissenen Walzbacken. Bei den Stadienmustern nach 5,5 und 6,5 Umdrehungen (**Bild 3.38**) ist zu erkennen, dass das Werkstoffmaterial in der Mitte der Gewindegänge allmählich zusammenfließt, wobei sich eine Schließfalte bildet. Die Falte in der Mitte des Gewindezahns kann bis zu 30% der Gewindetiefe ausmachen. Aus **Bild 3.38** ist deutlich zu erkennen, wie sich der kleinere Spalt der nachfolgenden Walzbacke nach

einer weiteren halben Umdrehung auf das Gewindeformen auswirkt, da das Gewindefprofil der Vorwalzbacke einen breiteren Gang aufweist. Hier ist gut zu ersehen, dass das Material des abgeschabten Ganges wieder auf den Gewindegrund flachgewalzt wird. Ebenso gelten die gleichen Ausführungen bzgl. asymmetrischer Umformung bis ca. 2,5 Umdrehungen wie bereits zuvor bei neuen Walzwerkzeugen erläutert. Nach einer halben Umdrehung sieht man bei dem Umformvorgang, wie die eindringenden Walzbacken den Werkstoff plastisch verformen und entsprechende Furchen bilden. Kurz bevor der Rohling fertig gewalzt worden ist, sind die Abdrücke der gegenüberliegenden Walzbacke nicht mehr so deutlich zu erkennen. Die Stadienmuster wurden genauso wie im Kapitel zuvor nach der entsprechenden Rohlingsumdrehung durch Auseinanderfahren der Walzwerkzeuge entnommen, ohne dass die bewegliche Walzbacke zurückgedreht wurde, sodass keinerlei zusätzliche Verformung auf das Profil einwirkte. Beim Ausmessen des Gewindekerndurchmessers lässt sich auch der verschlissene Einlaufbereich der Walzbacken erkennen, da dieser hier nicht wie bei neuen Walzwerkzeugen unmittelbar nach dem Eindringen der Walzwerkzeuge erreicht wird, sondern erst nach ca. einer vollen Rohlingsumdrehung. Wie bei den Schrauben aus neuen Walzbacken verändert sich auch hier die Lage der Fältelung, sodass bei den Gewindegängen unter Kopf die Falte mittig ausgebildet ist, hingegen sich in Richtung der Schraubenspitze eine nicht symmetrische Lage der Falte ergibt, d.h. dass sich die Falte in Richtung Gewindeflankenoberseite bewegt (Anhang 11.14).

Auch bei der Betrachtung der Prozessüberwachungskurven spiegelt sich der starke Verschleiß im Einlaufbereich sichtbar wider, siehe **Bild 3.39**. Aufgetragen sind die qualitativen Kraftkurven der Sensoren 1 und 3 bei idealer Walzmaschineneinstellung von neuen und verschlissenen Walzbacken.

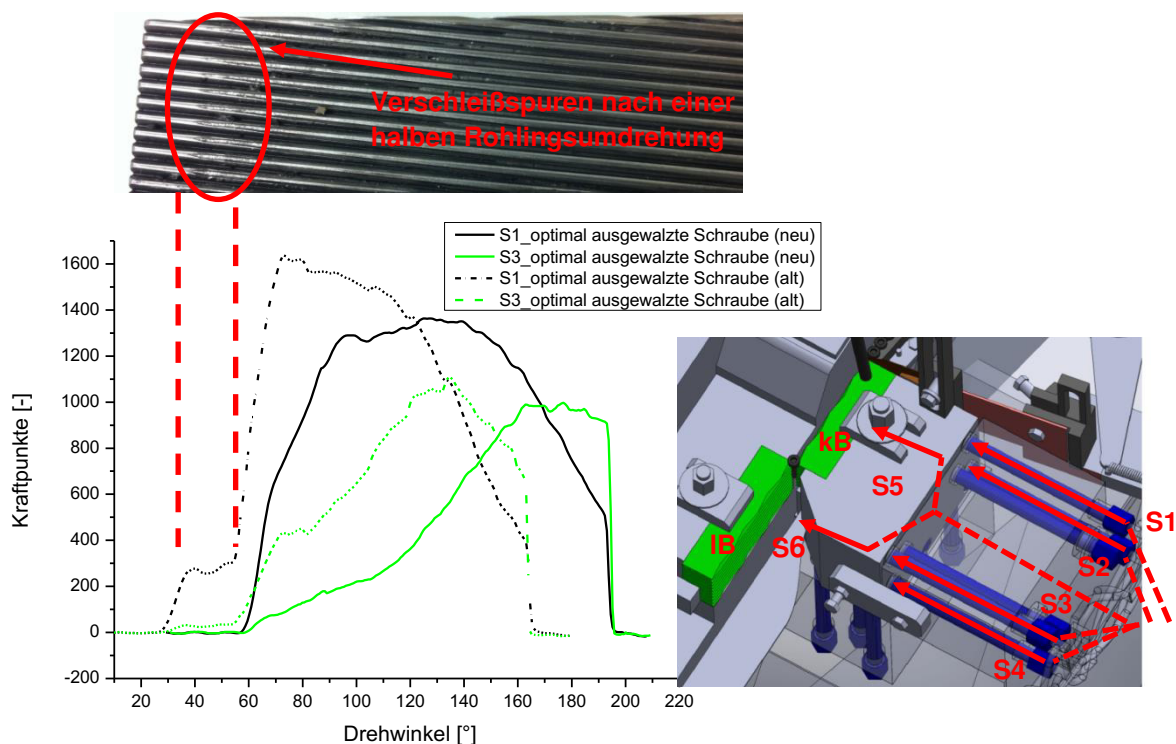


Bild 3.39: Kraftkurven von neuen und verschlissenen Walzbacken

Zunächst ist festzuhalten, dass hier der Anwalzpunkt bei verschlissenen Walzwerkzeugen bei einem Winkel von ca. 30° liegt und bei neuen Walzbacken bei ca. 60°. Dies war jedoch

kein Effekt der Walzbackentopographie, sondern eine Frage der Kalibrierung der Sensoren, sodass dies ein Fehler in der Aufzeichnung der Prozessüberwachung war. Sofern eine Kalibrierung der Sensoren im Vorfeld vorgenommen wäre, würden die Kurven den gleichen Anwalzpunkt zeigen. Bei der Betrachtung der Kurvenverläufe von verschlissenen Walzwerkzeugen in **Bild 3.39** (gestrichelte Kurven) fällt sofort das Plateau zwischen einem Kurbelwinkel von 35-60° auf, welches aus dem erhöhten Verschleiß auf den Walzbacken resultiert. Dies bedeutet, dass in diesem Bereich nahezu keine Umformarbeit geleistet wird. Weiterhin folgt daraus, dass sobald der Bereich mit dem größten Verschleiß überwunden ist (bei einem Kurbelwinkel von ca. 60°) eine extrem schroffe Umformung stattfindet. Dies wurde besonders bei der manuellen Erstellung der Stadienmuster spürbar, da eine erhöhte Kraftaufwendung aufzubringen war. Die Walzkräfte im Einlauf (Sensor 1) steigen bei verschlissenen Walzbacken bis zu einem globalen Maximum stark an, im Gegensatz zum Kurvenverlauf bei neuen Walzbacken. Hier erfolgt eine kontinuierliche Umformung bis zum Erreichen eines lokalen Maximums. Das globale Maximum wird nach einem Kurbelwinkel von ca. 130° erreicht. Da das Anwalzen bei einem Kurbelwinkel von ca. 60° erfolgt, besteht hier eine Differenz von 70°. Hingegen beträgt die Differenz zwischen Anwalzen und maximalen Walzkräften im Einlauf bei verschlissenen Walzbacken nur ca. 40°, d.h., dass die größten Walzkräfte im Einlaufbereich wirken und zwar unmittelbar hinter der größten verschlissenen Walzbackenfläche.

3.5.2 Walzbackenausrichtung

Bei der horizontalen Walzbackenverstellung war zunächst aufgefallen, dass es bei der Erstellung der Stadienmuster zu einem Verkippen der beweglichen Walzbacke um die Schraubenlängsachse um wenige hundertstel Millimeter gekommen war. Der Schraubenrohling wurde mit dem Handrad der Maschine zwischen die Walzbacken verfahren und nach der gewünschten Anzahl an Rohlingsumdrehungen wurde das Handrad gestoppt. Bevor der Rohling durch Auseinanderfahren der Walzbacken gelöst wurde, wurde hier ein Höhenunterschied zwischen den beiden Walzwerkzeugen mit Messklötzen festgestellt. Die bewegliche/ lange Walzbacke wurde vor dem Rohling hochgedrückt und entsprechend war die bewegliche Walzbacke hinter dem Rohling tiefer als die kurze/ feststehende Walzbacke. Im Bereich des Rohlings waren die Walzbacken eben zueinander. Das bedeutete, dass der Rohling die Schlittenbacke führte und das darin enthaltene Spiel nutzt um eine symmetrische Umformung zu erlangen. Nach ca. 2,5 Rohlingsumdrehungen konnte nahezu kein Höhenunterschied mehr zwischen beiden Walzwerkzeugen festgestellt werden. Dies korrelierte auch unmittelbar mit der Tatsache, dass nach ca. 2,5 Rohlingsumdrehungen eine symmetrische Umformung bei sämtlichen Stadienmustern ersichtlich war.

Durch die extreme Fehleinrichtung der Walzmaschine und die deutlich sichtbaren Kratzer auf der Oberseite des Rohlings, welche durch nachfolgende Rohlingsumdrehungen immer wieder überwalzt werden, lassen sich zahlreiche Materialschädigungen vermuten, welche auch in den Schliffbildern in **Bild 3.40** bestätigt werden. Abgebildet sind die Schliffbilder bei einer zu hoch eingerichteten beweglichen Walzbacke. Bei den Schliffbildern ist auffällig, dass sich keine Faltenbildung während der Umformung gebildet hat. Dies bedeutet, dass sich der Materialfluss während der Umformung geändert hat. Der Materialfluss des Werkstoffes wird von der Breite der im Eingriff stehenden Kontaktflächen des Walzwerkzeuges maßgeblich beeinflusst. Durch den Materialverschleiß im Einlaufbereich der Walzbacken

stehen nur sehr wenige Angriffsflächen in Kontakt mit dem Schraubenrohling, sodass auch nur wenig Werkstoffmaterial in die Gewindespitzen verdrängt wird (vgl. **Bild 2.21**). Die breite Spitzenanflachung (Stegbreite) sorgt eher für einen Materialfluss inmitten des Gewindezahns, wodurch die Schließfalte weniger stark ausgebildet wird. Die schlagartige Umformung und die damit verbundene Temperatursteigerung zu Ende des Bereiches mit dem größten Verschleiß (**Bild 3.35**) sorgt erneut für veränderte Fließeigenschaften des Werkstoffes.

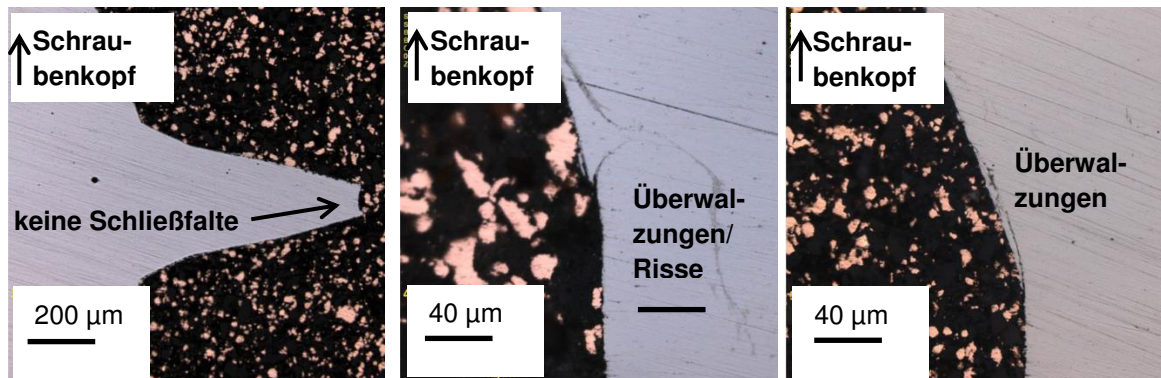


Bild 3.40: Schliffbilder bei einer zu hoch eingebauten beweglichen Walzbacke

Infolge der veränderten Umformeigenschaften kann erklärt werden, dass das Werkstoffmaterial langsamer an den Gewindeflanken und schneller inmitten eines Gewindeganges fließt und die Faltenbildung umgangen wird. Diese Erkenntnis ist besonders bei der Simulation und bei einer geplanten optimierten Walzbackengeometrie zu berücksichtigen. Die Schliffbilder bei einer um ca. 2,5 mm zu niedrig eingerichteten beweglichen Walzbacke haben nur schwach ausgeprägte Materialschädigungen ergeben. Dies kann auf den geringeren Spurrungsversatz (siehe **Bild 3.37**) zurückgeführt werden.

3.5.3 Zu niedriger Einlaufdruck

Aufgrund des stark verschlissenen Einlaufes war es bereits bei der Idealeinstellung notwendig, etwas mehr Einlaufdruck zu geben, sodass der Rohling in Rotation versetzt wurde. Bei dieser Fehleinrichtung wurde versucht, den Walzspalt im Einlauf noch etwas breiter einzustellen. Hierbei bestand die Gefahr, dass der Rohling durch den Walzspalt rutschte, da zu wenig Kontaktflächen zur Übertragung der notwendigen Tangentialkräfte vorhanden waren. Am Ende des verschlissenen Bereiches erfolgte eine schroffe Umformung, da dort nicht abgenutzte Walzbackenspitzen vorlagen. Die Schliffbilder zeigen wenige Mikrorisse im Gewindegrund sowie schwach ausgeprägte Schließfalten (Anhang 11.15).

3.5.4 Zu hoher Einlaufdruck

Ein zu hoher Einlaufdruck ist eine typische Fehleinrichtung bei verschlissenen Walzbacken, da das sanfte Berühren des Rohlings den Maschineneinrichter dazu verleitet etwas mehr Einlaufdruck zu geben, um ein sicheres Anwalzen des Rohlings sicherzustellen. Einen ähnlichen, jedoch nicht so ausgeprägten Effekt wie ein zu hoher Einlaufdruck bewirkt eine steile bzw. kurze Einlauffase an den Walzwerkzeugen, wodurch ein harter und scharfkantiger

Einsatz der Walzbackenspitzen erfolgen kann. Aus diesem Grund sind hier drei verschiedene Fälle betrachtet worden (Bilder und genaue Walzmaschineneinstellung siehe Anhang 11.16). Bei der ersten Variante handelt es sich um einen zu hohen Einlaufdruck und einer idealen Walzspaltbreite im Auslauf. Es sind sehr unsauber gefurchte Rillen der Walzwerkzeuge erkennbar, ebenso sind die Auswirkungen der abgenutzten Walzbackenspitzen deutlich sichtbar. Bei den anderen beiden Varianten wurde der Einlaufdruck weiter erhöht und gleichzeitig der Auslaufdruck reduziert. Hier erkennt man tiefere Furchen zu Beginn der Umformung. Allen Versuchen war eine ideale Spurung laut statischer Einlaufprobe sowohl auf der Vorder- als auch auf der Rückseite gemein. Es ergeben sich zwar optisch gut ausgewalzte Schrauben, jedoch befindet sich der Kerndurchmesser nicht mehr innerhalb der Fertigungstoleranz, siehe **Bild 3.41**.

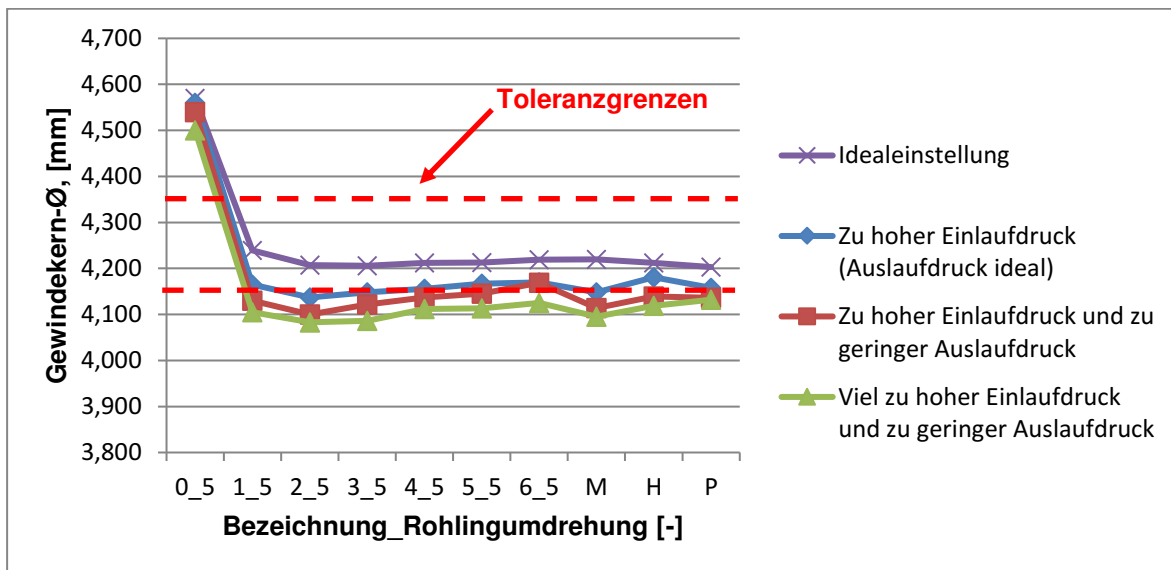


Bild 3.41: Darstellung des Gewindekerndurchmessers bei zu hohem Einlaufdruck

Der Grund für die Toleranzverletzung liegt darin, dass der Walzspalt im Einlauf zu eng gewählt worden ist und demzufolge die Walzbackenspitzen zu tief in den Schraubenrohling eingedrungen sind. Anhand der Kurvenverläufe in **Bild 3.41** ist zu erkennen, dass das Minimum nach ca. 2,5 Rohlingsumdrehungen erreicht worden ist und danach sich der Gewindekerndurchmesser aufgrund des breiteren Walzspaltes im Auslauf geringfügig vergrößert. Die Schlibfbilder bei zu hohem Einlaufdruck sind in Anhang 11.17 zusammengestellt. Bei allen Varianten sind deutlich ausgeprägte Risse und Überwalzungen erkennbar. Zudem ergibt sich eine sehr unsaubere Gewindekernkontur aufgrund der vorliegenden Fehleinrichtung. Die Faltenbildung ist hier entweder nicht oder nur kaum sichtbar geworden.

3.5.5 Zu niedriger Auslaufdruck

Die Fehleinrichtung eines zu geringen Auslaufdruckes kommt bei verschlissenen Walzwerkzeugen etwas häufiger vor als bei neuen Walzwerkzeugen. Dies liegt darin begründet, dass es bei verschlissenen Walzbacken zunächst erforderlich ist, einen erhöhten Einlaufdruck aufzubringen. Daher neigt der Maschineneinrichter dazu, den Auslaufdruck etwas zu reduzieren, um die größere Menge an Werkstoffmaterial im Auslaufbereich nicht zu überbeanspruchen. Neben einer guten Gewindeübereinstimmung nach einer halben Rohlingsumdrehung sind, wie es auch zu erwarten ist, unvollständig ausgefüllte Gewindespitzen zu

erkennen (Bilder siehe Anhang 11.18). Aus diesem Grund liegt der Gewindeaußendurchmesser unterhalb der Fertigungstoleranz. Im Schliffbild können weiterhin schwach ausgeprägte Schließfalten und Risse im Gewindegrund festgestellt werden.

3.5.6 Zu hoher Auslaufdruck

Die Auswirkungen eines zu hohen Auslaufdruckes bei neuen Walzwerkzeugen wurden hinreichend in Abschnitt 3.4.2.4 beschrieben. Bei verschlissenen Walzbacken kam zusätzlich der Effekt des erhöhten Einlaufdruckes zum Tragen. Es ergeben sich vollständig ausgefüllte Gewindespitzen und unrunde Schrauben, was ein Indiz für Hohlwalzungen ist. Zur Untersuchung der Materialschädigungen wurden Schliffbilder der Varianten angefertigt, siehe **Bild 3.42**. Bei allen Schrauben sind Hohlwalzungen mit beträchtlichem Ausmaß inmitten der Schrauben festgestellt worden, wie in **Bild 3.42** zu sehen ist.

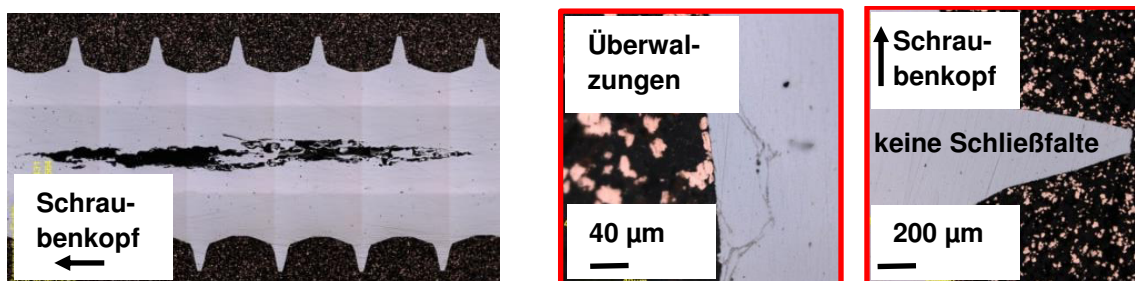


Bild 3.42: Schliffbilder bei zu hohem Auslaufdruck

Ebenso ergeben sich große Profilüberwalzungen, welche weit ins Schraubeninnere hineinragen. Faltenbildung wurde nur bei wenigen Mustern im Schliff gesehen.

3.5.7 Prozessüberwachung

In Abschnitt 3.5.1 wurden bereits die Kraftkurven der korrekt ausgewalzten Schrauben mit neuen und verschlissenen Walzbacken diskutiert. Da die anderen Kurvenverläufe direkt mit der Walzmaschineneinstellung korrelieren, d.h., dass die Höhe des gewählten Ein- und Auslaufdruckes sowie extreme Spurverstellungen leicht an den Prozessüberwachungskurven erkannt werden konnten, wird hier nur eine zusätzliche Auffälligkeit näher beschrieben. Sehr auffällig sind die Kurvenverläufe bei einer viel zu hoch eingebauten beweglichen Walzbacke. Hier treten mit Abstand die größten vertikalen Stützkräfte im Einlaufbereich im Vergleich zu allen anderen Varianten auf, was unmittelbar mit der extremen Spurverstellung übereinstimmt. Hierbei ist auch denkbar, dass sich der komplette Backenkorb aufgrund der hohen axialen Walzkräfte verschoben hat und dadurch eine Entlastung der Sensoren stattgefunden hat (Diagramm siehe Anhang 11.20). Der Vollständigkeit halber sind im Anhang 11.21 die Kraftkurven von Sensor 1 und 3 abgebildet.

3.5.8 Zusammenfassende Beurteilung

Innerhalb der zweiten Versuchsreihe wurden systematische Untersuchungen mit verschlissenen Walzwerkzeugen durchgeführt. Zu den typischsten Fehleinrichtungen zählen unter anderem die horizontale Verstellung der beweglichen Walzbacke und verschiedenste

Druckeinstellungen im Ein- und Auslaufbereich der Walzbacken. Bei den Prozessüberwachungskurven werden als Vergleich die Signalverläufe der ideal ausgewalzten Schraube mit neuen Walzwerkzeugen herangezogen.

Zunächst gilt festzuhalten, dass die Einrichtung der Walzmaschine mit verschlissenen Walzbacken sich deutlich schwieriger gestaltet hatte als mit neuen Walzbacken, da der Einlaufbereich erhöhte Verschleißspuren aufgewiesen hatte. Dabei beträgt der Materialabtrag bis zu 0,2 mm bis ca. 0,75 Rohlingsumdrehungen. Dagegen sind im weiteren Verlauf der Walzbacken bis ans Ende der Kalibrierstrecke nahezu keinerlei Verschleißspuren festgestellt worden. Die logische Konsequenz daraus ist, dass man einen erhöhten Einlaufdruck einstellen musste, um ein sicheres Anwalzen des Rohlings zu gewährleisten. Aufgrund der geringen Walzkräfte im Einlaufbereich der Sensoren 1 und 2, ergaben sich für die DMI-Messung keine nutzbaren Informationen. Daher musste während der Versuche auf die DMI-Messung verzichtet werden und für die Spureinstellung die Einlaufproben nach einer halben Rohlingsumdrehung herangezogen werden.

Die Ergebnisse der mikroskopischen Untersuchungen ergeben, dass in der Regel optisch gute Schrauben hergestellt worden sind, obwohl auf den erstellten Stadienmustern deutliche Kratzspuren durch die verschlissenen Walzbacken sichtbar geworden sind. Die entsprechenden Schliffbilder haben gezeigt, dass die Materialschädigungen im Schraubeninneren deutlich ausgeprägter ausgefallen sind mit Ausnahme der Faltenbildung. Bei fast allen provozierten Fehleinrichtungen wird entweder eine sehr kleine Schließfalte inmitten des Gewindezahnes sichtbar oder aber überhaupt keine Schließfalte detektiert. Daraus kann man eine veränderte Materialumformung bei verschlissenen Walzbacken vermuten. Denkbar ist hierbei, dass durch den erhöhten Materialabtrag im Einlaufbereich die abgeflachten Walzbackenspitzen nur wenig Material in die Umformstrecke einbringen und durch die breite Spitzenanflachung die Schließfalte weniger stark ausgebildet wird. Nach Erreichen des Bereiches mit nahezu keinerlei Anzeichen von Verschleiß (nach ca. einer vollen Rohlingsumdrehung) erfolgt eine sehr schroffe Umformung, wodurch die Temperatur ansteigen ist. Dies kann erklären, dass das Werkstoffmaterial langsamer an den Gewindeflanken und schneller inmitten eines Gewindeganges aufsteigt, wodurch eine weniger stark ausgeprägte Schließfalte entsteht.

Zusammenfassend ist zur Prozessüberwachung zu sagen, dass sämtliche Fehleinrichtungen sich unmittelbar innerhalb der Signalverläufe widerspiegeln. Sobald die Auslaufsensoren 3 und 6 erhöhte Walzkräfte innerhalb der Kalibrierstrecke zeigen, sind hohlgewalzte Schrauben wahrscheinlich. Infolge eines viel zu niedrigen Auslaufdruckes ergeben sich nicht ausgefüllte Gewindespitzen und der Gewindeaußendurchmesser konnte die untere Fertigungstoleranz unterschreiten. Bei einem viel zu geringen Einlaufdruck erfolgt im weiteren Verlauf eine sehr schroffe Umformung, um letztendlich das Endprofil der Schraube noch herstellen zu können. Auch dadurch konnte eine Hohlwalzung infolge einer Materialüberbeanspruchung entstehen. Die Folge eines zu hohen Einlaufdruckes konnte dazu führen, dass der Gewindekerndurchmesser unterschritten wird.

Interessant ist der Vergleich bei der idealen Walzmaschineneinrichtung zum einen mit neuen und zum anderen mit verschlissenen Walzwerkzeugen. Bei verschlissenen Walzwerkzeugen war ein erhöhter Einlaufdruck erforderlich, um das Anwalzen des Rohlings sicherzustellen. Infolge des verschlissenen Einlaufbereiches erreichen die Walzkräfte von Sensor 1 nach dem Anwalzen ein Plateau, bis der Bereich mit dem größten Verschleiß

überwunden ist. Erst dann erfolgt ein sehr schroffer Anstieg der Walzkräfte bis schließlich das globale Maximum erreicht wird im Gegensatz zur neuen Walzbacke. Dort kommt es nach dem Anwalzen zu einem kontinuierlichen Anstieg der Walzkraft in Sensor 1, bis schließlich erst nach einigen Rohlingsumdrehungen das globale Maximum erreicht wird.

3.6 Zusammenfassung der typischen Fehleinrichtungen

Eine Übersicht aller typischen Fehleinrichtungen beim Gewindewalzen sowohl von neuen Walzbacken als auch von verschlissenen Walzbacken im Hinblick auf die Signifikanz des entstandenen Fehlers soll mit **Tabelle 3.4** abgeschätzt werden.

Walzbacken	Walzmaschineneinstellung	Auswirkungen/ Fehler	Fehlersignifikanz?
Neu	Ideal	SF	Niedrig
	Horizontale Walzbackenausrichtung	SF, GKK	Mittel
	Zuführschiene nicht rechtwinklig	SF	Niedrig
	Gekippte Walzbacken	SF, GKK, GS	Mittel
	Zu niedriger Einlaufdruck	SF, GKK, GS	Mittel
	Zu hoher Einlaufdruck	SF, GKK, AL, ÜW	Hoch
	Zu niedriger Auslaufdruck	SF, GS	Mittel
Zu hoher Auslaufdruck	SF, GKK, ÜW, HW	Hoch	
Alt	Ideal	SF	Niedrig
	Horizontale Walzbackenausrichtung	GKK, ÜW	Mittel
	Zu niedriger Einlaufdruck	SF, ÜW, GKK, GS	Mittel
	Zu hoher Einlaufdruck	GKK, AL, ÜW	Hoch
	Zu niedriger Auslaufdruck	SF, GS, GKK, ÜW	Mittel
	Zu hoher Auslaufdruck	SF, GKK, ÜW, HW	Hoch

Tabelle 3.4: Signifikanz der Fehler bei unterschiedlichen Walzmaschineneinstellungen: Schließfalten (SF), unsaubere Gewindekernkontur (GKK), Überwalzungen (ÜW), nicht vollständig ausgeformte Gewindespitzen (GS), Anlappungen (AL), Hohlwalzung (HW)

Als Grundlage für die Bewertung der Fehler wurde das spätere Einschraub- und Dauerfestigkeitsverhalten herangezogen. Dies bedeutet, dass Anlappungen sich besonders negativ auswirken können, da diese losen Materiallappen beim Einschrauben zusätzliche Reibung bedeuten und auch ablösen können. Bei hohlgewalzten Schrauben liegt eine hohe Fehler-signifikanz vor, da durch die extrem bauchige Schraubenform das Einschraubverhalten verschlechtert wird. Die großen Schwankungen im Außendurchmesser führen dazu, dass nicht nur die ersten Gewindegänge furchen, sondern auch der mittlere bauchige Bereich der Schrauben. Ebenso wirken sich Hohlwalzungen negativ auf das Dauerfestigkeitsverhalten

aus, da der Kernquerschnitt deutlich geschwächt wird. Auch könnten die Bruchdrehmomente heruntergehen. Die Fehlersignifikanz von Schließfalten wird hier als niedrig eingestuft, da zwar die Stabilität der Gewindeflanke beeinflusst wird, jedoch diese Gewindefehler in der Regel bei allen Varianten vorzufinden sind. Nicht vollständig ausgewalzte Gewindeflanken können schnell zu Fehlern in der Fertigungstoleranz führen, auch sind die Überdrehmomente beim Verschrauben niedriger als bei vollständig ausgeformten Gewindeflanken. Hinzu kommt noch, dass die Auszugskräfte aufgrund des kleineren Scherzylinders niedriger sind. Daher wird hier die Fehlersignifikanz auf ‚mittel‘ abgeschätzt. Gleiches gilt für Überwalzungen und unsaubere Gewindekernkonturen, da in Bezug auf die Dauerfestigkeit bereits Rissinitiatoren vorliegen und ein vorzeitiges Risswachstum wahrscheinlich ist.

4 FE-Analyse des Walzprozesses

Dieses Kapitel befasst sich mit den für die FE-Analyse benötigten Inputdaten. Zunächst wird eine allgemeine Vorgehensweise für die FE-Analyse aufgezeigt. Der nächste Abschnitt beschreibt die Vermessung der Walzwerkzeuge aus der Produktion, um daraus die notwendigen 3D-Modelle für die Simulation zu konstruieren. Im Anschluss daran wird der Pleuelantrieb der Walzmaschine mathematisch beschrieben und in der verwendeten Simulationssoftware SIMUFACT.FORMING implementiert. Der nächste Abschnitt befasst sich mit der Ermittlung eines geeigneten Materialmodells. Hier werden die Fließeigenschaften mittels Zug- und Druckversuchen sowie der Technik der Nanoindentierung untersucht. Eine weitere wichtige Grundlage für die Simulation stellte das Tribosystem dar, wobei hier versucht wird, die Walzbedingungen mit Hilfe von Gleitstauchversuchen nachzubilden. Das Kapitel wird mit der Beschreibung von geeigneten Schädigungsmodellen abgerundet. Im Vordergrund steht hier die Kalibrierung des Schädigungsmodells nach Lemaitre.

4.1 Vorgehensweise

Die Umformsimulationen eignen sich besonders gut zur Beurteilung der Einflussgrößen auf das Ergebnis des Umformprozesses, d.h. Form und Eigenschaften des umgeformten Bauteils. Um ein grundlegendes wissenschaftliches Verständnis über den Gewindewalzprozess zu erlangen, sind computergestützte Simulationsprogramme unumgänglich. Das daraus gewonnene Wissen kann für eine optimierte Werkzeugauslegung genutzt werden. Im Laufe der numerischen Analyse der Umformprozesse findet stets eine lokale Betrachtung der Zustandsgrößen statt [Rin09]. Ferner können die Einflüsse von Werkzeuggeometrie (Rillbreite und -tiefe, Flankensteilheit, Gewindesteilheit, Walzbackenlänge, Fasen) und Tribologie genauer untersucht werden. Durch eine geeignete Variation der Anfangs- und Randbedingungen können prozessspezifische Charakteristika gezielt untersucht werden, wobei die Qualität der Berechnungsergebnisse entscheidend von der Genauigkeit des Modells und den Randbedingungen abhängt [Rin09]. Haben die prozessrelevanten Parameter, wie z.B. Reibung, Fließspannung oder Verschleiß einen signifikanten Einfluss auf das Simulationsergebnis, so kann deren Wechselwirkung mit einer virtuellen Variation ermittelt werden. Meist fehlt das entsprechende wissenschaftliche Verständnis des Prozesses, sodass die Herstellung der Walzwerkzeuge auf individuellen Erfahrungen der Konstrukteure basiert [Gro05]. Übergeordnetes Ziel der Simulationsberechnungen ist die numerische Zugänglichkeit des gesamten Walzprozesses im Hinblick sämtlicher Materialschädigungen, welche beim Gewindewalzprozess entstehen können. Hier sind mikro- und makromechanische Materialmodelle prädestiniert, um die physikalische Ursache der duktilen Schädigung zu modellieren [Hel09]. Ebenso sind die zuvor beschriebenen extremen Fehleinrichtungen durch die Simulation zu belegen und die Entstehung des Walzergebnisses entsprechend zu beurteilen.

Heutzutage ist die Finite-Elemente-Methode (FEM) bei der Bearbeitung von Entwicklungsaufgaben und Bauteiloptimierungen unentbehrlich und das am häufigsten eingesetzte Verfahren zur Simulation von Umformprozessen. Als Ausgangspunkt für die FEM kann ein 3D-CAD-Modell dienen, welches nach exakter Konstruktion vernetzt werden muss. Jede Zustandsgröße innerhalb des Kontinuums, wie z.B. Temperatur oder Spannung besitzt un-

endlich viele Werte, folglich gibt es auch unendlich viele Unbekannte. Dieses zu diskretisieren ergibt den Grundgedanken der Finite-Elemente-Methode, indem dieses Verfahren das Kontinuum in endlich viele Teile zerlegt, die finiten Elemente. Nachdem einfache Ansatzfunktionen der Elemente gelöst worden sind, kann das Verhalten des Gesamtsystems bestimmt werden [Doe10]. Nach erfolgreicher Berechnung können sämtliche Spannungen, Dehnungen und Temperaturen innerhalb der Bauteilgeometrie mit hoher Genauigkeit vorhergesagt werden. Dabei ist zu beachten, dass je feiner die Netzgenerierung erfolgt ist, desto genauer die exakte Lösung angenähert werden kann, womit allerdings ein deutlicher Anstieg der Rechenzeiten einhergeht. Daher muss man immer einen Kompromiss zwischen dem Berechnungsaufwand und der Genauigkeit des Ergebnisses eingehen. Die Berechnungsergebnisse können durch graphische Darstellungen visualisiert und dadurch leichter interpretiert werden. Durch die Anwendung der FEM können die Entwicklungszeiten und die Anzahl der durchzuführenden aufwendigen Lebensdauertests deutlich reduziert werden.

Kommerzielle FE-Simulationsprogramme bestehen gewöhnlich aus den Komponenten **Pre-Prozessor**, **Solver** und **Post-Prozessor** (Bild 4.1) [Doe10]. Der **Pre-Prozessor** dient der Erstellung des FEM-Modells, wobei das geometrische Abbild und die Diskretisierung der Werkstücke und Werkzeuge vorgenommen werden, ebenso werden die Materialkennwerte sowie die Anfangs- und Randbedingungen bereitgestellt [Cho07].

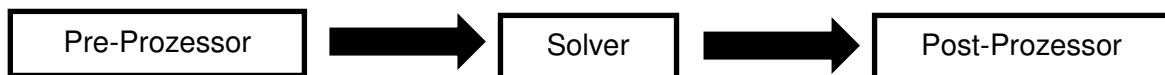


Bild 4.1: Komponenten eines FEM-Programms [Doe10]

Für die Diskretisierung kommen im dreidimensionalen Fall in der Regel die in **Bild 4.2** gezeigten Elementtypen zur Anwendung. Eine sehr schnelle und stabile Simulation wird mit Tetraeder-Elementen (gleichseitige Dreiecke) erreicht, da nur vier Knoten vorhanden sind. Jedoch haben Tetraeder den Nachteil, dass diese den Raum nur schlecht ausfüllen und somit viele Elemente notwendig sind. Eine hohe Genauigkeit wird mit Zusatzknoten gewonnen oder aber mit den oft verwendeten Hexaeder-Elementen. Problematisch hierbei können zu viele Integrationspunkte (z.B. HEX20 mit 20 Berechnungspunkten) sein, wodurch eine instabile Simulation folgen kann, da das System überbestimmt ist. Je nach Anwendungsfall muss immer ein Kompromiss zwischen Genauigkeit und Berechnungszeit getroffen werden. Der Grundgedanke der FEM liegt in der Unterteilung des betrachteten Systems in endlich viele Elemente, die finite Elemente, wobei die Elemente durch Knoten miteinander verknüpft werden.

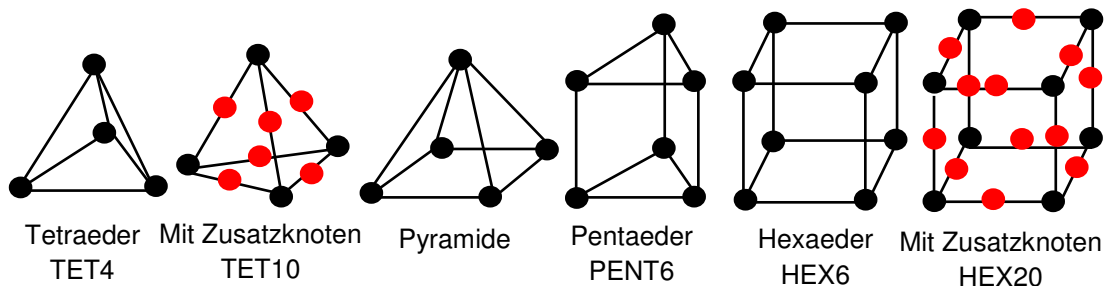


Bild 4.2: 3D-Elementtypen für die Finite-Elemente-Methode [Awi11]

Die gesuchten Größen werden mit Hilfe von Ansatzfunktionen approximiert, um deren Verlauf abbilden zu können. Die einfachste Ansatzfunktion ist eine Gerade. Die Güte der Approximation steigt durch Verwendung von quadratischen, kubischen oder Polynomen höherer Ordnungen deutlich an. Der **Solver** beinhaltet das mathematische Berechnungsmodell, welches die entsprechenden Spannungs-, Dehnungs- und Temperaturfelder automatisch berechnet, indem die Differentialgleichungen zur Beschreibung des Umformprozesses mittels der Finite-Elemente-Methode in ein algebraisches Matrix-Gleichungssystem umgeformt und schließlich gelöst werden [Cho07,Doe10]. Genau genommen errechnet der Solver zunächst die Verschiebungen der einzelnen Knoten, woraus in einen nächsten Schritt die Spannungen errechnet werden [Awi11]. Die Visualisierung in Form von Tabellen, Diagrammen und farbschattierten Darstellungen aller berechneten Größen geschieht mit Hilfe des **Post-Prozessors** [Cho07,Doe10].

Der Hauptvorteil der FE-Simulation liegt darin, dass die während des Walzens stattfindenden Prozesse transparent gemacht werden können, hingegen ist bei der Massenproduktion lediglich der Anfangs- und Endzustand bekannt. Bei der Simulation wurden zunächst die Walzwerkzeuge als starre Körper angenommen ohne Berücksichtigung der Werkzeugelastizität. Bei der Umformsimulation von hoch festen Einsatzwerkstoffen oder für die Simulation von Verschleißerscheinungen ist es aufgrund der hohen vorliegenden Belastungen notwendig, die Deformation der Werkzeuge zu integrieren. Die Vorverfestigung des Rohlings wird durch eine Presssimulation ermittelt. Schwierigkeiten ergaben sich in der FE-Simulation bei der Rückfederung und Dynamik der Walzmaschine, da in der Praxis keine ideal starren Prozesse vorliegen. Dieses Problem wurde bereits ausführlich in [Rol07] beschrieben. In [Kri07] wurde berichtet, dass die Rückfederungen auf sehr hohe Spannungen und Dehnungen zurückzuführen sind, welche Deformationen des Walzwerkzeuges bewirken und schlussendlich zur Auffederung der Walzmaschine führen. Ein großes Problem bei der Simulation des Gewindewalzprozesses ist, dass sich die Kontaktflächen zwischen Werkzeug und Werkstück immer wieder lösen und auf der gegenüberliegenden Walzbacke erneut finden. Dazu kommen enge Radien, die mit der Gewindeherstellung verbunden sind, welche ebenso eine sehr enge Vernetzung voraussetzen. Um die Rechenzeiten trotz allem in einem angemessenen Rahmen zu halten, wurden für die FE-Simulationen zunächst nur die ersten 3-4 Gewindegänge der Schraube simuliert.

Ein sehr großer Unsicherheitsfaktor bei der Simulation stellt die Reibung zwischen den Kontaktpartnern dar, welche von der Temperatur, Kontaktnormalspannungen und dem Tribosystem abhängig ist. Ebenso als problematisch erweisen sich die kontinuierlich veränderten Kontaktbedingungen zwischen Werkstück und Werkzeug, wobei das Werkstoffvolumen frei ausweicht [Gro05]. Ferner kann bei der Simulation ein Selbstkontakt des Werkstoffmaterials durch entstehende Fehleinrichtungen stattfinden, insbesondere bei der Entstehung der Schließfalten.

4.2 3D-Modelle der Walzwerkzeuge

Die 3D-Modelle der Walzwerkzeuge für die FE-Simulation müssen geometrisch exakt den Walzbacken in der Praxis entsprechen. Dafür wurden die Walzbacken mit einem Formmessgerät vermessen und zunächst mit den Sollwerten verglichen. Daraus wurde das 3D-Modell für die FE-Simulation konstruiert.

Jede einzelne Rille der Walzbacke erfordert ein definiertes Profil. Hierbei mussten die komplexen geometrischen Gegebenheiten beider Walzbacken exakt erfasst werden, sodass bei der Simulation eine korrekte Spurgung erreicht werden konnte, welche der Realität entspricht. Der Anstieg der einzelnen Gewingegänge in Verbindung mit der komplexen Gestaltung jeder einzelnen Furche stellte sich als besonders schwierig heraus.

Für die FE-Simulationen sind 3D-CAD-Modelle der Walzwerkzeuge erforderlich, welche entsprechend konstruiert werden mussten. Daher wurden die in dieser Arbeit verwendeten Walzwerkzeuge vor Beginn der experimentellen Versuchsreihe auf einem Formmessgerät (InfiniteFocus) der Firma ALICONA ausgemessen. Dabei wurde die Topographie der Walzbacken flächenhaft dreidimensional ausgegeben. Die Ergebnisse eines Tiefenverlaufs der Profilmessung sind in **Bild 4.3** dargestellt. Aufgrund der großen Datenmengen und des geringen Verfahrweges der ALICONA-Messmaschine konnten nur Teilbereiche der Walzwerkzeuge ausgemessen werden. Der Ort der Messstelle der jeweiligen geometrischen Größe ist in **Bild 4.4** (oben) dargestellt. Der ausgemessene Messwert von neuen und gebrauchten Walzwerkzeugen (ca. 715.000 Schrauben gewalzt) wird mit den Werten der Konstruktion in **Bild 4.4** (unten) in einem Säulendiagramm miteinander verglichen. Beim Vergleich der angegebenen Winkel ist festzuhalten, dass sich die maximalen Abweichungen zwischen 1-2 Winkelgraden bewegen, was zum einen durch Messunsicherheiten und zum anderen durch den Herstellungsprozess der Walzbacken erklärbar ist. Lediglich beim Einlauffasenwinkel ρ , welcher $\rho = 30^\circ$ betragen soll, beträgt bei der ausgemessenen neuen Walzbacke ca. $\rho = 39^\circ$ und bei der verschlissenen Walzbacke ca. $\rho = 33^\circ$.

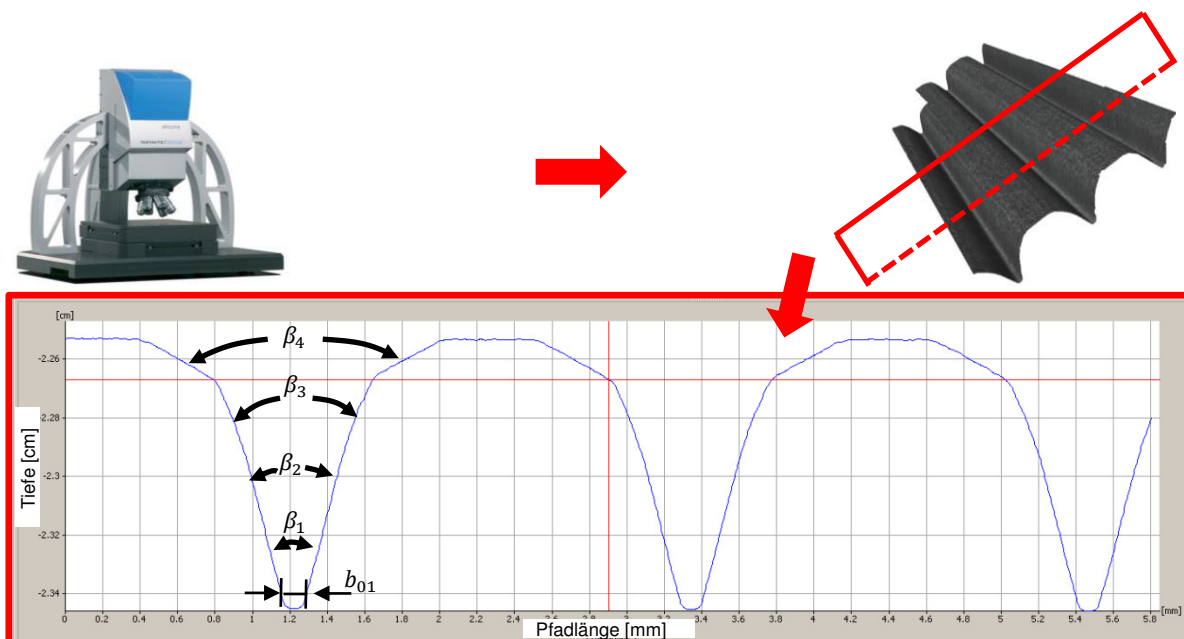


Bild 4.3: Messung mittels eines Formmessgeräts der Firma ALICONA [NN12]

Da die Einlauffase in der Regel von Hand angebracht wird, können durchaus leichte Abweichungen von den Sollwerten auftreten, jedoch hat die Einlauffase kaum einen Einfluss auf die Qualität der fertigen Schrauben und sorgt lediglich für ein sanfteres Anwalzen des Rohlings. Beim Vergleich der ausgemessenen Längenmaße sind ebenso nur geringe Abweichungen zu den Sollwerten zu erkennen. Bei den meisten Maßen konnten maximale

Unterschiede von unter 0,05 mm gemessen werden, was innerhalb der Fertigungstoleranzen liegt. Davon abweichend zeigen die Anwalzstrecke Y_0 und die Abwalzstrecke Y_A größere Unterschiede zwischen Messwert und Sollwert, sodass dies in den 3D-CAD-Modellen angepasst werden musste.

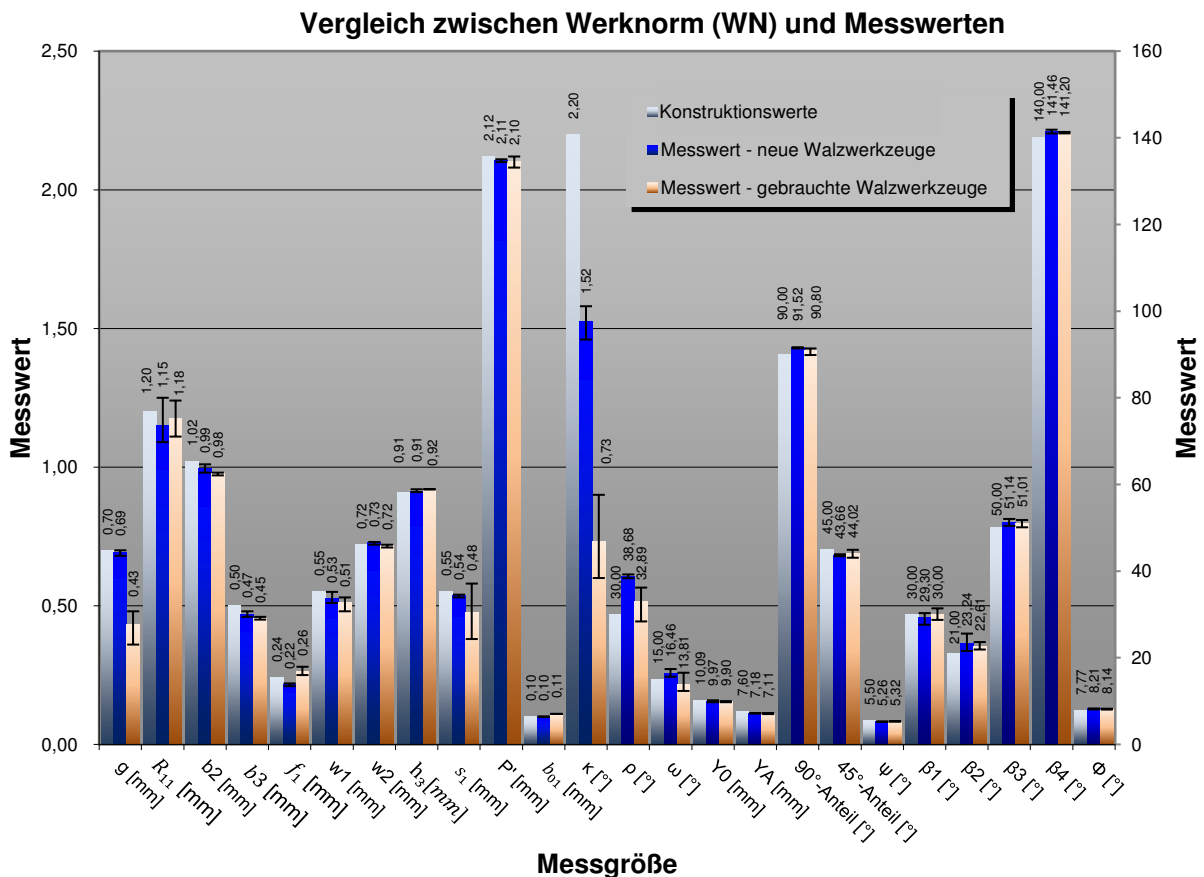
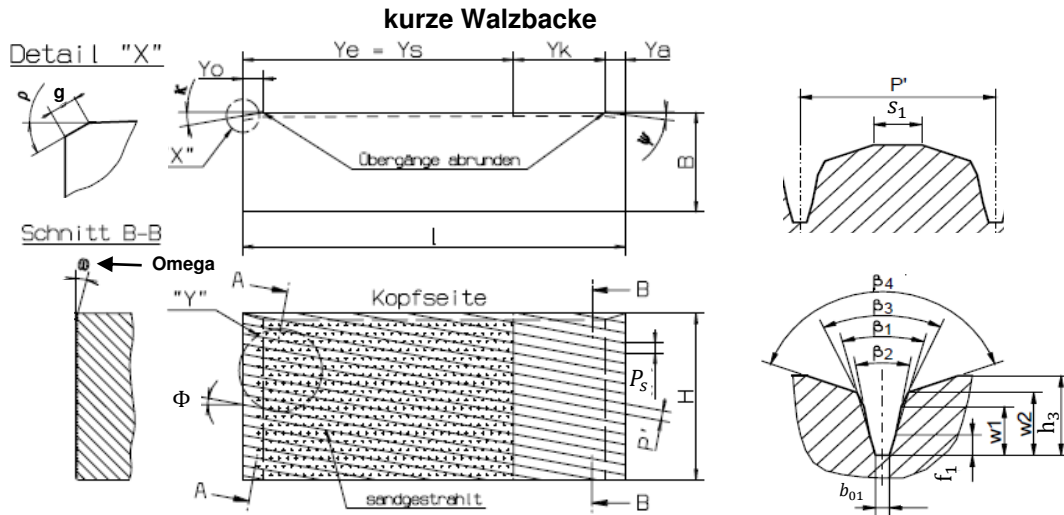


Bild 4.4: Vergleich zwischen Konstruktionswerten und experimentellen Messwerten

Zusätzlich bleibt festzuhalten, dass sich das Ausmessen der gebrauchten Walzwerkzeuge als deutlich schwieriger herausgestellt hatte, da sehr viel mehr Unebenheiten und nicht im-

mer klar erkennbare Höhenprofile vorhanden waren. Insbesondere zeichnet sich im Einlaufbereich der kurzen und langen Walzbacke ein zunehmender Verschleiß nach einer halben Schraubenumdrehung ab.

Konsequenzen für das 3D-CAD-Modell der Simulation (siehe Bild 4.5): Da es bei den ausgemessenen Werten nur geringfügige Änderungen zwischen der EJOT-Werknorm und den Messwerten gegeben hatte, wurde lediglich der Einlauffasenwinkel ρ entsprechend im 3D-CAD-Modell geändert. Weiterhin wurden darin scharfkantige Übergänge mit Radien versehen, insbesondere die Bahnen des Einlauf- und Endprofilfräasers wurden verrundet, da dies beim Ausmessen der Walzbacken aufgefallen war. Ferner wurde z.B. der Bereich, indem später das Werkstoffmaterial für die Gewindespitzen hineinfließt (Maß b_{01}) entsprechend dem Tiefenprofil in **Bild 4.3** angepasst.

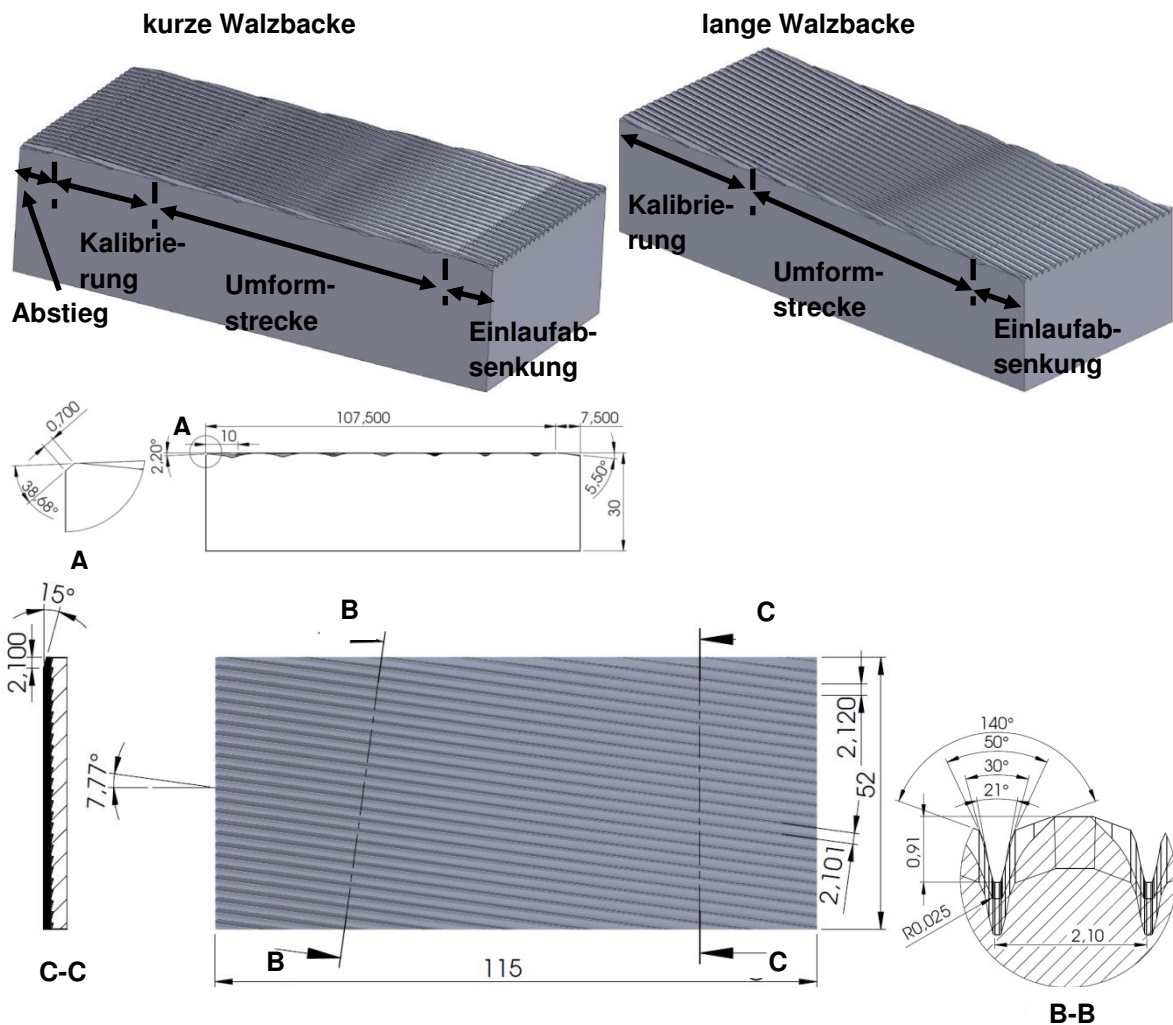


Bild 4.5: 3D-Modelle der Walzwerkzeuge

Die Werknorm sieht hierbei scharfkantige Übergänge vor, jedoch entstanden infolge von abgenutzten Fräserprofilen Verrundungen in diesen Bereichen, was aus **Bild 4.3** besonders deutlich wird. Für die 3D-Zeichnung der langen Walzbacken wurde abweichend von der Werknorm die Anwalzstrecke Y_0 unter dem Winkel κ (genauso wie bei dem kurzen Walzwerkzeug in **Bild 4.4**) abgesetzt, da dies beim Ausmessen der Walzbacke herauskam. Dies wird oftmals in der Praxis durchgeführt, um eine nicht zu schroffe Umformung zu Be-

der Zeit dargestellt. Zum Zeitpunkt $t \approx 0,14 \text{ s}$ ergibt sich ein Maximum der Geschwindigkeit von $v \approx 1389,62 \text{ mm/s}$. Die maximale Geschwindigkeit der beweglichen Walzbacke entspricht ebenso der größten Umfangsgeschwindigkeit des Schraubenrohlings. Eine komplette Sinusschwingung hat eine Periodendauer von $T_p \approx 0,59 \text{ s}$. Im oberen Totpunkt ergibt sich ein maximaler Walzweg von 260 mm.

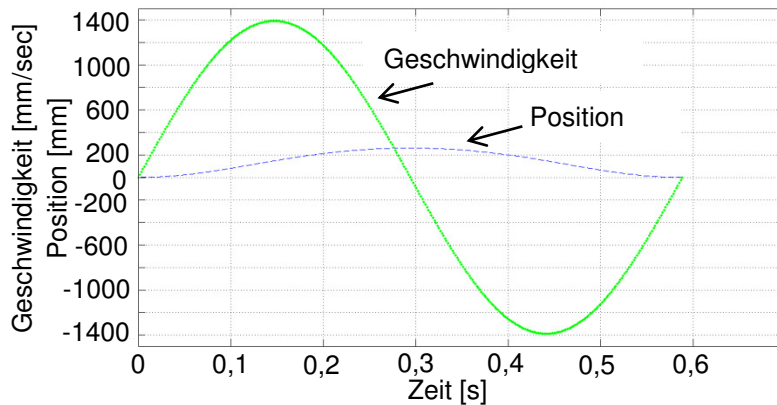


Bild 4.7: Position und Geschwindigkeit der beweglichen Walzbacke

4.4 Materialmodell

Zur Charakterisierung des Materialverhaltens und Bestimmung der Schädigungsparameter wurde das elastische und plastische Formänderungs- und Verfestigungsverhalten des Werkstoffs 23MnB4 in Laborversuchen untersucht. Hierbei wurde auf Zug- und Druckversuche sowie die Technik der Nanoindentierung zurückgegriffen. Die ermittelten Materialkennwerte wurden als Eingangsgrößen für die spätere numerische Simulation verwendet.

4.4.1 Zugversuche

Die für die FEM-Modellgenerierung benötigten mechanischen Versuche wurden im Temperaturbereich von 20°C bis 140°C bei drei verschiedenen Traversengeschwindigkeiten an einer servohydraulischen Prüfmaschine der Firma Schenck (MTS Steuerung - 100 kN) durchgeführt, siehe **Bild 4.8**. Als Probengeometrie wurde eine Zugprobe Form B nach DIN 50125 [DIN09] verwendet. Die Probenverlängerung wurde zum einen mit einem Wegaufnehmer (Typ: MTS, Modell 632.26F-40) und zum anderen zur Überprüfung dieses Signals mit Dehnungsmessstreifen (1-XY11-3/120) aufgenommen. Da die Messlänge von beiden Messmethoden beschränkt war, wurde zusätzlich der Kolbenweg aufgezeichnet, um das Dehnungsverhalten auch bei höheren Dehnungen zu erfassen.

Der Aufbau der kapazitiven Dehnungsmessung und der Messung mit DMS ist schematisch in **Bild 4.9** dargestellt. Die sich ergebende Widerstandsänderung am DMS wurde mit Hilfe der Berechnungssoftware QuantumX MX840 der Firma HBM in ein Dehnung-Zeit-Diagramm umgewandelt. Je nach Anwendung werden bis zu vier DMS bei der Wheatstoneschen Brückenschaltung an der Messstelle angeschlossen [Hof84-1]. Der Einsatz von Halb- oder Vollbrückenschaltungen (Verschaltung von zwei bzw. vier DMS) ist unumgänglich, wenn Störgrößen wie z.B. die Temperatur oder Feuchtigkeit eliminiert werden müssen. Anderenfalls würden diese Messsignale das eigentliche Dehnungssignal überlagern und somit verfälschen. Weiterhin ist darauf zu achten, dass hitzebeständige Kabel ausgehend vom

DMS verwendet werden, sodass den Einsatztemperaturen standgehalten werden konnte.

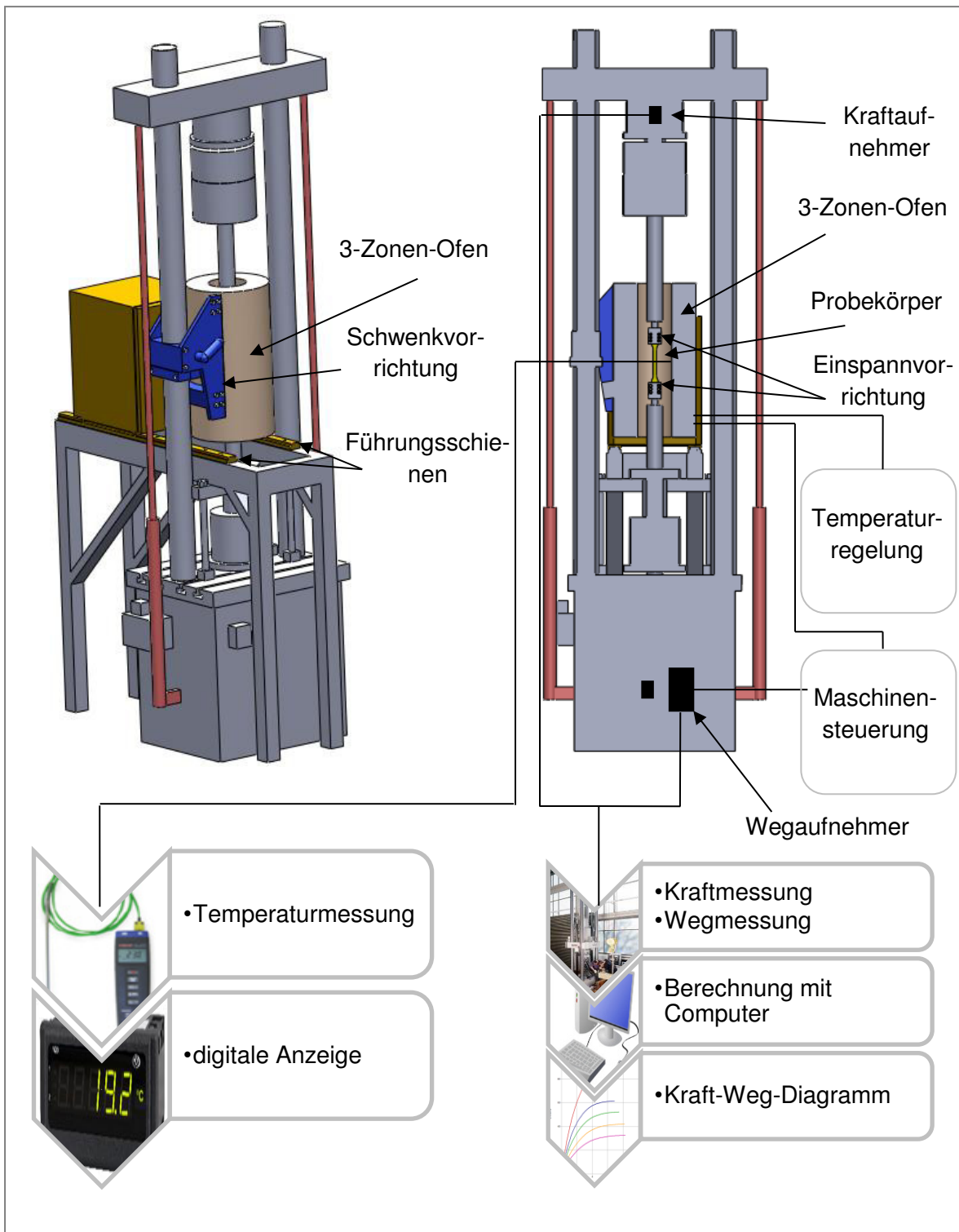


Bild 4.8: Aufbau der verwendeten servohydraulischen Prüfmaschine

Der aufgebrachte Kleber darf den Probekörper nicht verstärken. Entsprechend des abgebildeten Schaltplans der Vollbrückenschaltung in **Bild 4.9** wurden die DMS an den 15-poligen Anschlussstecker gelötet.

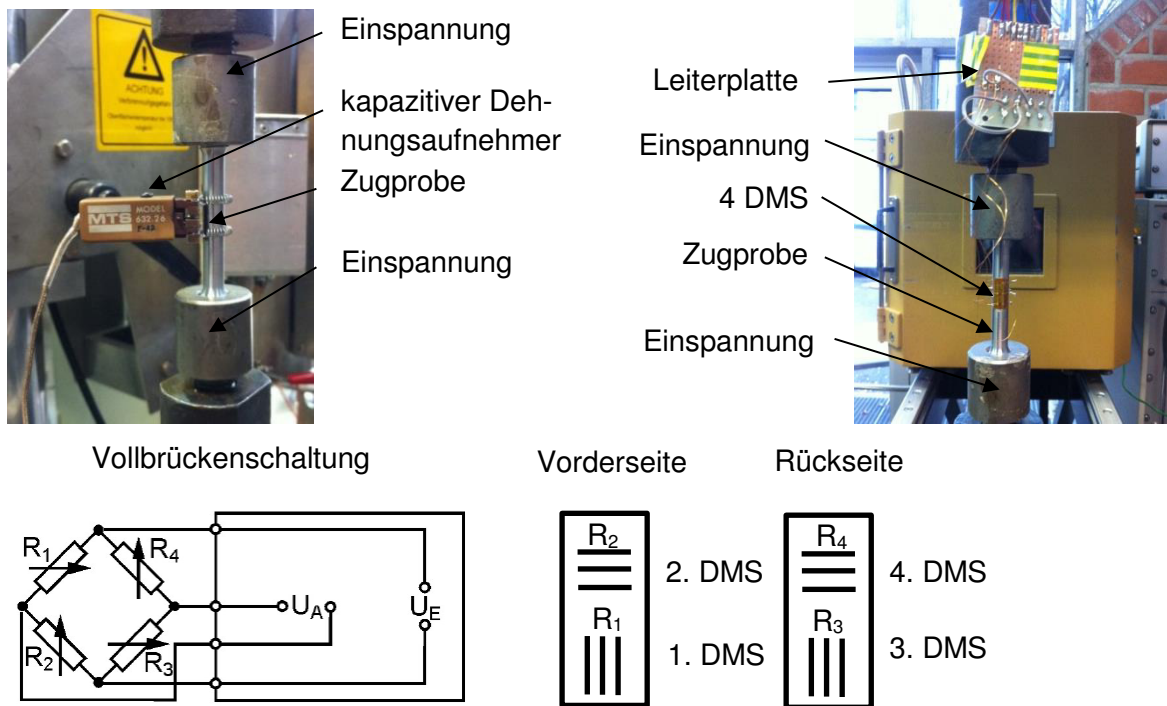


Bild 4.9: Wegmessung mit Dehnungsaufnehmer (links oben) und Dehnungsmessstreifen (rechts oben) sowie Darstellung der Vollbrückenschaltung (unten) nach [Fri14,Hof84-1,Hoff84]

Die Ausrichtung der entsprechenden DMS innerhalb der Brückenschaltung erfolgte nach **Gl. 4.4** [Fri14], sodass die korrekten Signale in Längs- und Querdehnung aufgenommen wurden.

$$\frac{U_A}{U_E} = \frac{k}{4} (\varepsilon_1 - \varepsilon_2 + \varepsilon_3 - \varepsilon_4) \quad \text{mit } \varepsilon_2 = \varepsilon_4 = -\nu \varepsilon_1 \ominus; \quad \varepsilon_1 = \varepsilon_3 \oplus \quad \text{Gl. 4.4}$$

mit: ε_i = Dehnungen

ν = Querkontraktionszahl

k = Proportionalitätsfaktor

U_A = Messspannung

U_E = Speisespannung

negative
Dehnung

positive
Dehnung

Wenn man jetzt die Messspannung und die Spannungen nach dem Ohmschen Gesetz berechnet, kann man in **Gl. 4.5** [Fri14] sehen, dass die Widerstände R_1, R_3 und R_2, R_4 geometrisch gleich ausgerichtet sind und sich somit ein maximaler Dehnungswert ergibt.

$$\frac{U_A}{U_E} = \frac{R_4 R_2 - R_1 R_3}{(R_3 + R_4)(R_1 + R_2)} \quad \text{Gl. 4.5}$$

mit: R_i = Widerstände

U_A = Messspannung

U_E = Speisespannung

Die Messung der Dehnung mit dem Dehnungsaufnehmer sowie mit Dehnungsmessstreifen wurde zunächst zur Ermittlung des E-Moduls verwendet und zu Beginn auch für die Bestimmung der Fließkurven. Da beide Messungen gleiche Ergebnisse bei unterschiedlichen Temperaturen lieferten, wurde für anschließende Versuche lediglich die Dehnungsmes-

sung verwendet. Zur Implementierung der experimentellen Ergebnisse in das FE-Simulationsprogramm werden nun zwei mögliche Wege gezeigt. Der schnelle und einfache Weg sieht die Eingabe der experimentellen Kurven über Stützstellen vor. Beim zweiten Weg wurde eine Anpassungsfunktion entwickelt. Im Falle der Implementierung mit Stützstellen war die Ermittlung des temperaturabhängigen E-Moduls wie auch die Spannung in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung erforderlich. Der E-Modul wurde bei einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min ermittelt, **Bild 4.10**.

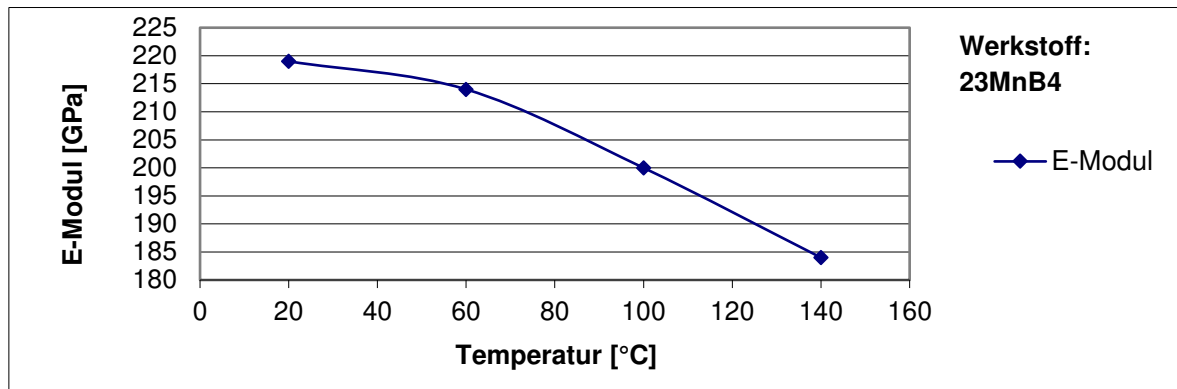


Bild 4.10: Temperaturabhängiger E-Modul

Der E-Modul liegt in dem betrachteten Temperaturbereich von $T = 20\text{-}140^\circ\text{C}$ zwischen 184-218 GPa. Die plastische Dehnung ergibt sich aus der Differenz zwischen der wahren Gesamtdehnung und dem elastischen Anteil, siehe **Gl. 4.6**.

$$\varepsilon_{w,pl} = \varepsilon_w - \varepsilon_{el} = \varepsilon_w - \frac{\sigma_w}{E} \quad \text{mit} \quad \varepsilon_w = \ln(1 + \varepsilon_t) \quad \text{Gl. 4.6}$$

mit: $\varepsilon_{w,pl}, \varepsilon_w, \varepsilon_{el}, \varepsilon_t$ = plastische, wahre, elastische und technische Dehnung
 E = E-Modul
 σ_w = wahre Spannung

Beim zweiten Weg wurde aus der allgemeinen Voce-Gleichung [Voc48] in **Gl. 4.7** eine Anpassungsfunktion in **Gl. 4.8** entwickelt, welche eine Extrapolation des plastischen Materialverhaltens erlaubte. Die allgemeine Voce-Gleichung ist metallphysikalisch begründet, sodass auch Versetzungsannihilationen (Erholungsvorgänge) berücksichtigt werden. Nach Voce kann ein Material nicht beliebig verfestigen, sondern es wird eine Sättigungsspannung σ_s erreicht. In der Literatur sind viele Arbeiten beispielsweise nach Mülders [Mül01] und Soppa [Sop03] vorhanden, in denen insbesondere kfz-Materialien wie Aluminium mit der Voce-Gleichung beschrieben werden, jedoch zeigte sich auch hier beim kubisch-raumzentrierten Material eine sehr gute Beschreibungsmöglichkeit.

$$\sigma = \sigma_s + (\sigma_{Str} - \sigma_s) e^{-\frac{\varepsilon}{K_v}} \quad \text{Gl. 4.7}$$

$$f_v(\varphi) = a_v (1 - e^{b_v \varepsilon}) + c_v \quad \text{Gl. 4.8}$$

mit: a_v, b_v, c_v, K_v = Anpassungsparameter
 $f_v(\varphi)$ = Funktion in Abhängigkeit von der Dehnung
 σ = Spannung
 σ_s = Sättigungsspannung
 σ_{Str} = Streckgrenze
 ε = Dehnung

Hin zu hohen Dehnungen nähert sich die Funktion asymptotisch einer Sättigungsspannung an. Für die Temperaturabhängigkeit wurde zunächst ein linearer Ansatz verwendet, jedoch kam es zu einer schlechten Annäherung der experimentellen Kurvenverläufe an die Anpassungsfunktion. Daher wurde ein Polynom 2. Grades gemäß **Gl. 4.9** getestet.

$$g_T(x) = d_T x^2 + e_T x + f_T \quad \text{Gl. 4.9}$$

mit: d_T, e_T, f_T = Anpassungsparameter
 $g_T(x)$ = Funktion in Abhängigkeit von der Temperatur

Durch Kombination beider Gleichungen ergibt sich eine Regressionsgleichung für die wahre Spannung, welche dann in Abhängigkeit von Dehnung und Temperatur vorliegt. Zur Ermittlung der unbekannt Parameter wurde das Programm GNUPLOT [GNU10] herangezogen. Darin mussten zunächst Startparameter vorgegeben werden, welche möglichst nah an der Endlösung liegen sollen, um einen guten Fit zu bekommen. Hier wurde das Mathematikprogramm GEOGEBRA [GEO13] benutzt, in welchem man die Regressionsgleichung für die wahre Spannung in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung und die einzelnen Parameter als Schieberegler definieren kann. Die Schieberegler erlauben es, die Auswirkungen einzelner Parameter zu visualisieren und die Größenordnungen abzuschätzen. In **Bild 4.11** ist der Fit im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen der Zugversuche bei einer Prüfgeschwindigkeit von 500 mm/min dargestellt.

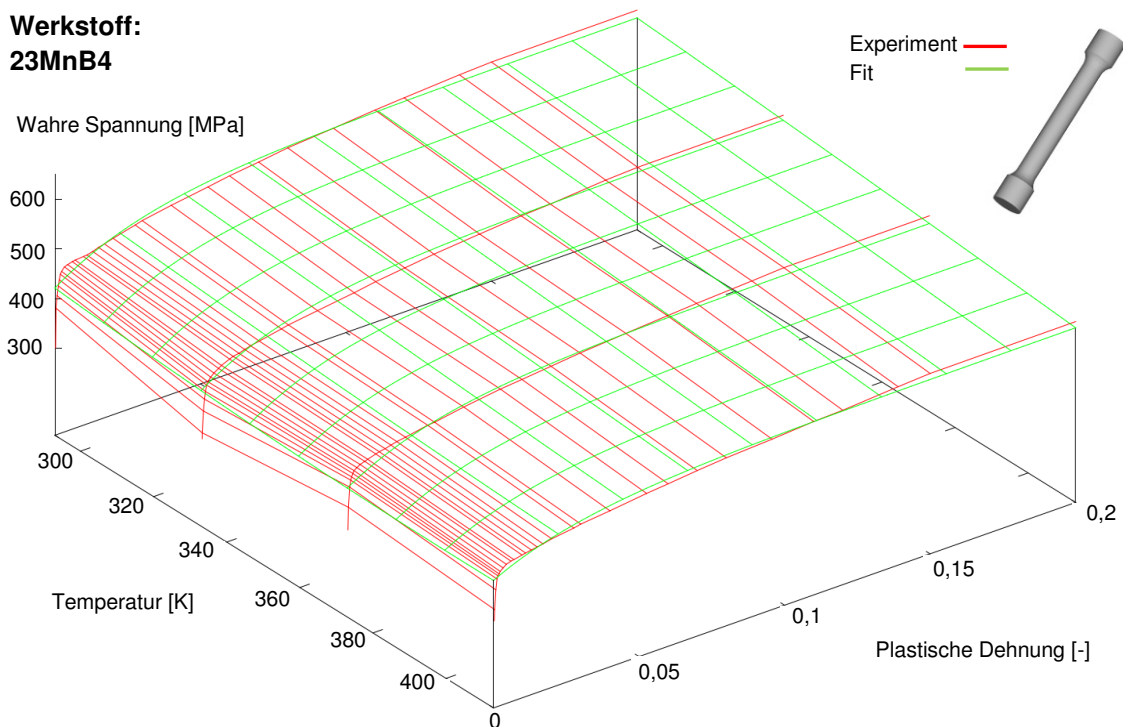


Bild 4.11: Zugversuche im Vergleich zur Anpassungsfunktion

Es ist ersichtlich, dass mit abnehmender Temperatur die ertragbaren Spannungen zunehmen. Gleiches gilt bei den Traversengeschwindigkeiten 1 mm/min und 10.000 mm/min, jedoch liegt dabei das Spannungsniveau um ca. 9% (Anhang 11.22) niedriger bzw. 7% (Anhang 11.23) höher. Weiterhin ist aus **Bild 4.11** zu erkennen, dass der Fit die experimentellen Kurvenverläufe sehr gut wiedergibt. Das Ergebnis der experimentellen Zugversuche bei

einer Traversengeschwindigkeit von 500 mm/min im Vergleich zur Finite-Elemente-Simulation mit den zuvor vorgestellten zwei Ansätzen der Materialbeschreibung sind in **Bild 4.12** zusammengestellt. Hierbei entsprechen die gestrichelten Linien den Simulationsergebnissen bei der Vorgabe der Fließkurven über Stützstellen. Hingegen zeigen die durchgezogenen Linien das Ergebnis der programmierten Anpassungsfunktion.

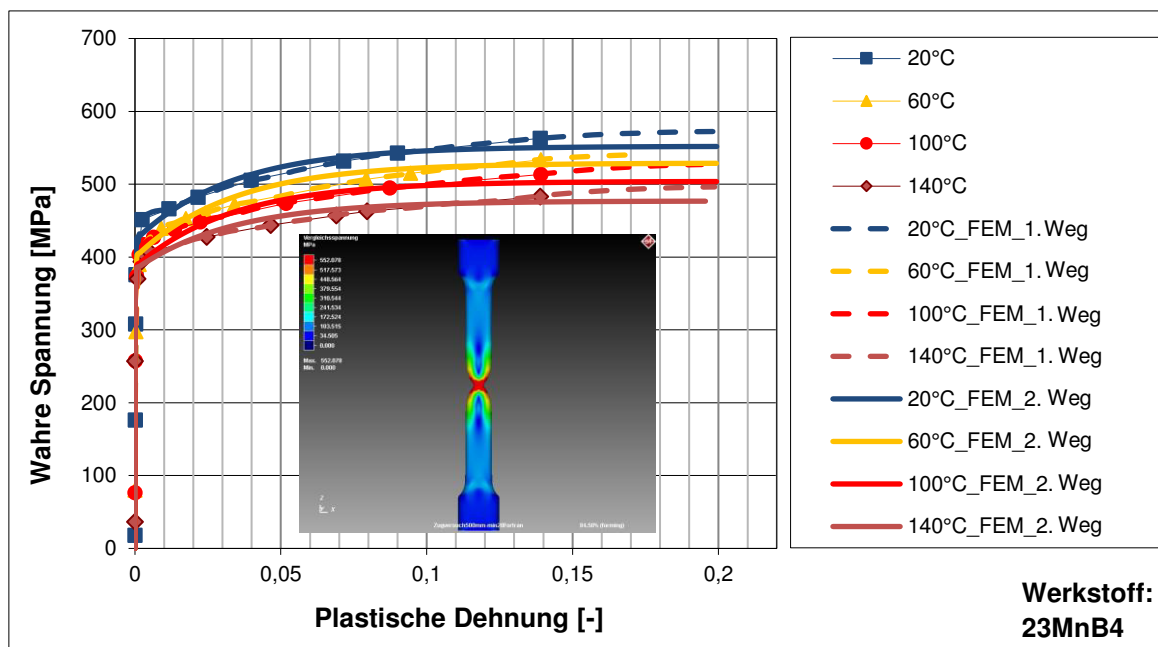


Bild 4.12: Zugversuche im Vergleich zur FE-Simulation

Insgesamt kann eine sehr gute Annäherung der simulierten Zugversuche an die experimentellen Kurven festgestellt werden. Die Anpassungsfunktionen wurden als eine FORTRAN-UMAT-Routine (eigenes Benutzermaterial) in die FEM-Simulation implementiert. So konnten die Rechenzeiten während der Simulation um ca. 5% reduziert werden, da keine Interpolationen zwischen den Stützstellen durchgeführt werden mussten. Da die erreichbaren Umformgrade im Zugversuch aufgrund des Probenbruchs beschränkt sind, wurden Druckversuche durchgeführt, um das Spannungs-Dehnungs-Verhalten auch bei hohen Umformgraden zu bestimmen.

4.4.2 Druckversuche

Eine große Herausforderung war die Schädigungsmodellierung des mehrachsigen Spannungszustandes, wobei man die immer wechselnden Spannungsrichtungen berücksichtigen muss. Um das Materialverhalten exakt bestimmen zu können, mussten die experimentellen Laborversuche an die Prozessbedingungen angepasst werden. Da das Gewinde unter erhöhter Presskraft in den Schraubenrohling eingebracht wird, wurden als Erweiterung der Zugversuchsergebnisse Druckversuche bei verschiedenen Temperaturen durchgeführt. Dabei wurden zylindrische Proben an den jeweiligen zylindrischen Flächen gestaucht. Auch ergaben sich beim Druckversuch bei geringsten Reibeinflüssen weniger Instabilitäten als im Zugversuch. Die Druckplatten wurden mit Graphit eingeschmiert, um die Reibeinflüsse während des Druckversuchs möglichst gering zu halten. Weiterhin können im Druckversuch deutlich höhere Umformgrade erreicht werden, da Zugproben bereits bei niedrigen Umformgraden brechen. Die Druckversuche wurden nach DIN 50106 [DIN78] durchgeführt.

Um die Prüfkräfte in einem angemessenen Fenster zu halten, wurden relativ kleine Proben (Durchmesser $d_{pr} = 4 \text{ mm}$, Höhe $h_{pr} = 6 \text{ mm}$) verwendet. Die Wegänderung zwischen den beiden Platten wurde zu Beginn der Versuchsreihe mit einem digitalen Höhentaster, dem Kolbenweg sowie einem Fernfeldmikroskop aufgenommen. Daneben wurden einige Proben nach einem definierten Verfahrensweg manuell mit einem Messschieber und einer Bügelmessschraube ausgemessen. Da nach der Probenentlastung gemessen wurde, entsprach dies der rein plastischen Dehnung. Den Versuchsaufbau der verschiedenen Wegmessungen beim Druckversuch zeigt **Bild 4.13**.

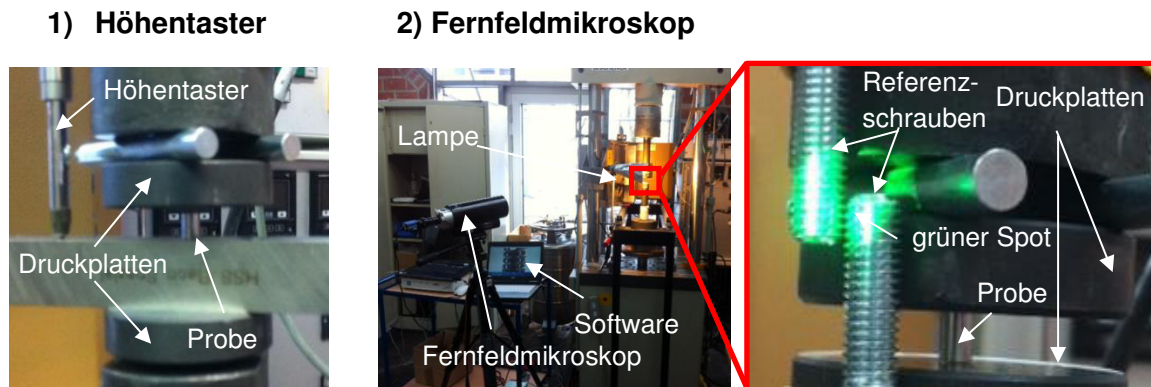


Bild 4.13: Aufbau der Wegmessung beim Druckversuch mit digitalem Höhentaster (links) und Fernfeldmikroskop (Mitte)

Bei der Wegmessung mit dem digitalen Höhentaster wurde zwischen die beiden Platten ein quaderförmiger Stahlkörper mit der gleichen Rauigkeit platziert, sodass der Höhentaster die vertikale Relativbewegung aufnehmen konnte. Zur Überprüfung dieser Signale wurde ein zweiter Versuchsaufbau mittels Fernfeldmikroskopie verfolgt, siehe **Bild 4.13** (Mitte). Da maximal ein Durchmesser von ca. vier Millimetern durch das Mikroskop erfasst werden konnte, konnte nicht direkt die komplette Verschiebung der Druckplatten verfolgt werden. Deswegen wurden zwei Referenzschrauben an die jeweiligen Druckplatten montiert, dessen relative Bewegung zueinander beobachtet wurde (grüner Spot rechts in **Bild 4.13**).

Bei der Auswertung der Druckversuche ist zunächst zu beachten, dass sich das Material im elastischen Bereich teilweise kompressibel verformt (Poissonzahl $\nu = 0,3$). Im plastischen Bereich verhält sich das Material vollständig inkompressibel (Volumenkonstanz). Die wahre Dehnung berechnete sich analog zum Zugversuch (vgl. **Gl. 4.6**). Für die Ermittlung der wahren Spannung ist die Kenntnis der wahren Fläche notwendig, welche sich aus der veränderlichen Höhe der Druckprobe und der Volumenkonstanz im plastischen Bereich berechnet. Die sich ändernde Höhe der Druckprobe wurde mittels Kolbenweg, Höhentaster sowie dem Fernfeldmikroskop verfolgt.

Zusätzlich wurden die Flächen der Druckproben manuell ausgemessen, dessen Ergebnisse auch in **Bild 4.14** zusammengestellt sind. Leicht zu erkennen ist die deutliche Abweichung der Spannung-Dehnung-Kurve aus der Berechnung mittels Kolbenweg. Dies ist der Tatsache geschuldet, dass aufgrund der aufgebrachten Kraft sich einzelne Maschinenteile (Einspannungen, Gestänge, Querhaupt, usw.) wie Federn verhalten und der tatsächliche Verfahrensweg zwischen den Druckplatten nicht direkt dem Kolbenweg entspricht. Hingegen decken sich die Spannung-Dehnung-Kurven aus der Berechnung des Höhenunterschieds

mit Hilfe des Höhentasters, Fernfeldmikroskops und manueller Ausmessung der Fläche sehr gut.

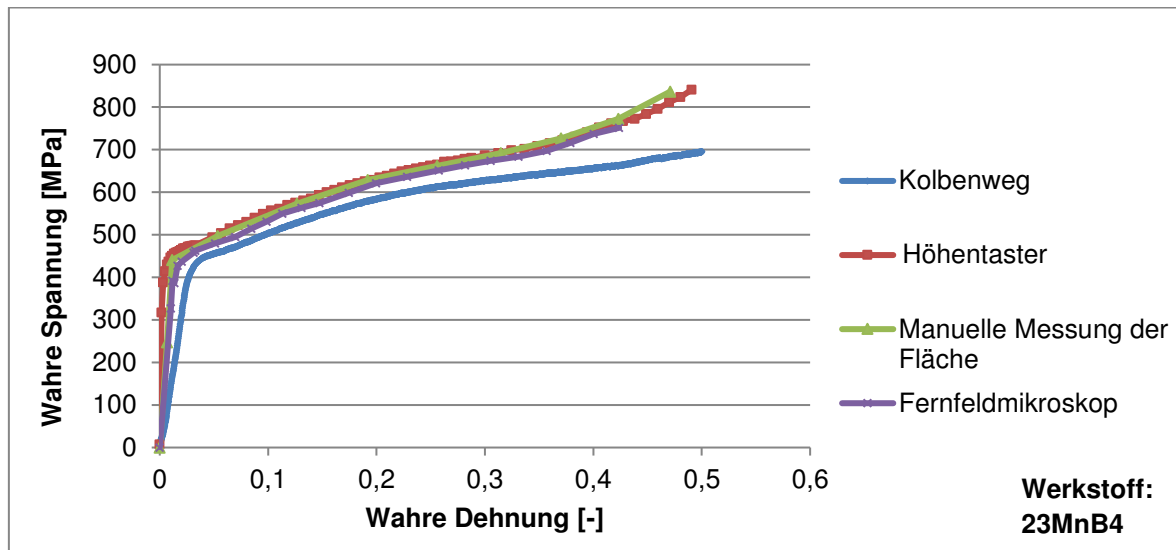


Bild 4.14: Vergleich des Spannung-Dehnung-Verhaltens berechnet aus Kolbenweg, Höhentaster, Fernfeldmikroskop und manueller Messung der Fläche

Die Ergebnisse der Druckversuche bei unterschiedlichen Temperaturen und einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min sind in **Bild 4.15** zu sehen. Für die Implementierung in das numerische Modell wurden diese Fließkurven mit einem Hensel-Spittel-Ansatz [Hen78] beschrieben, da die Voce-Gleichung eine etwas schlechtere Beschreibung der experimentellen Kurven ergeben hatte.

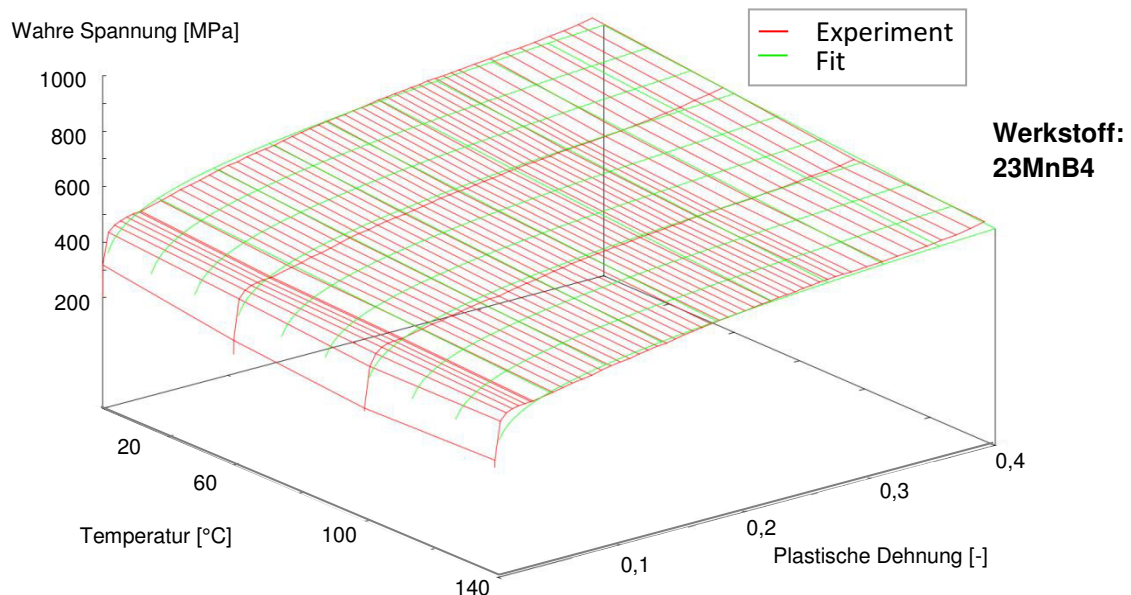


Bild 4.15: Druckversuche im Vergleich zum Fit

Hensel und Spittel untersuchten den Einfluss von Temperatur, Formänderung und den Werkstoffeinfluss insbesondere von legierten/unlegierten Kohlenstoffstählen. Auch wurden zahlreiche Versuche mit unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten durchgeführt. Der Ansatz erlaubt eine analytische Beschreibung der Fließspannung unter Berücksichtigung

der Temperatur, des Umformgrades und der Umformgeschwindigkeit, siehe **Gl. 4.10**.

$$\sigma_{HS} = A_{HS} e^{m_1 T} \varepsilon^{m_2} e^{\frac{m_4}{\dot{\varphi}}} \dot{\varphi}^{m_3} \quad \text{Gl. 4.10}$$

mit: A_{HS} = Materialparameter
 m_1, m_2, m_3, m_4 = Materialparameter
 T = Temperatur
 ε = Dehnung
 σ_{HS} = Fließspannung nach Hensel-Spittel
 $\dot{\varphi}$ = Dehnrage

Wie aus **Bild 4.15** zu erkennen ist, liegt eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den experimentellen Kurven und dem Hensel-Spittel-Fit vor, lediglich im Anfangs- und Endbereich sind leichte Abweichungen zu erkennen. Die unbekannt Parameter in diesem Modellansatz wurden mit der Software GNUPLOT bestimmt. Die Ergebnisse der Druckversuche bei einer Prüfgeschwindigkeit von 100 mm/min zeigen ein ähnlich temperaturabhängiges Verhalten wie die Versuche bei 1 mm/min, mit dem Unterschied, dass lediglich bei hohen Umformgraden die ertragbaren Spannungen etwas niedriger liegen (etwa 10% bei einem Umformgrad von 0,3), was auf die erhöhte Wärmeentwicklung zurückzuführen ist. Dieses Phänomen wurde auch in [Emd08] bei dem Stahl 42CrMo4 beobachtet und weitreichend diskutiert. Bei der eigens durchgeführten FE-Simulation der Druckversuche wurden Temperaturen der Probe von ca. 50°C bei einer Prüfgeschwindigkeit von 100 mm/min festgestellt. Jedoch entstand bei einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min nahezu keine Temperaturerhöhung.

Die Simulationsergebnisse basierend auf dem Hensel-Spittel-Ansatz im Vergleich zu den experimentellen Druckversuchen bei unterschiedlichen Temperaturen sind in **Bild 4.16** zusammengestellt. Ebenso sind Bilder aus der Simulation der Druckversuche abgebildet, welche die große Flächenänderung visualisieren.

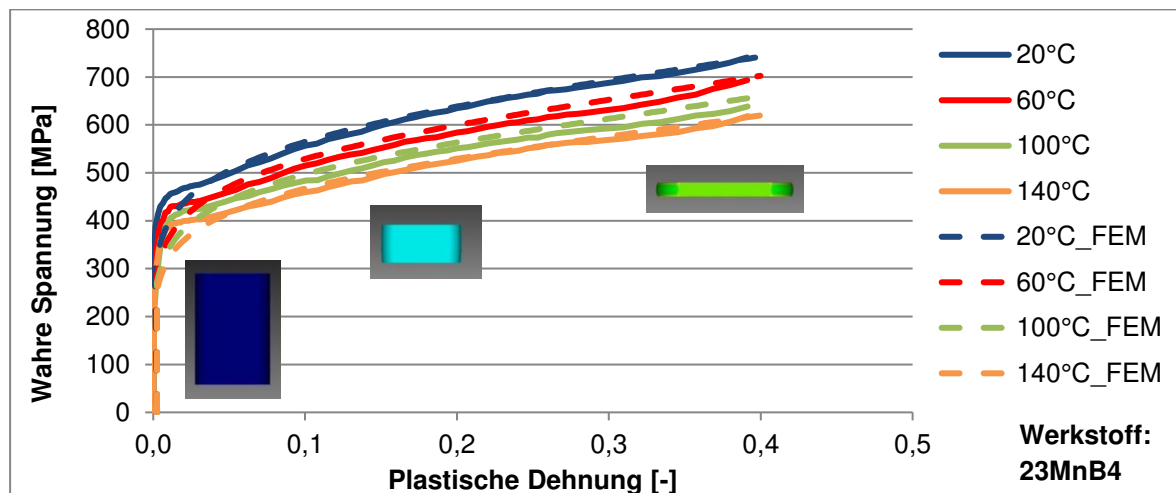


Bild 4.16: Simulation der Druckversuche (Prüfgeschwindigkeit 1 mm/min)

Es zeigt sich eine sehr gute Annäherung der simulierten Kurvenverläufe an die experimentellen Daten. Offen bleibt die Frage, bei welcher Dehnung die Sättigungsspannung erreicht wird. Deswegen wird im nächsten Abschnitt die Technik der Nanoindentierung vorgestellt, bei der gezielt extrem kleine Bereiche mit hohen Umformgraden untersucht werden können.

4.4.3 Nanoindentierung

Zur Charakterisierung des Materialverhaltens bei hohen Umformgraden wurden gezielt Schrauben mit unterschiedlichen Umformgraden im Querschliff betrachtet. Gerade die Nanoindentierung ist prädestiniert für die Ermittlung des Fließverhaltens im Mikrometer- oder auch Nanometerbereich. Die entsprechenden Materialeigenschaften können direkt über die Kraft-Verschiebungskurven während des Eindringens bestimmt werden, ohne den bleibenden Härteeindruck vermessen zu müssen. Gegenüber den klassischen Mikrohärteprüfverfahren nach Brinell, Vickers und Rockwell hat die Nanoindentierung den Vorteil, dass extrem kleine Bereiche untersucht werden können, sodass auch nur wenig zusätzliche plastische Verformung eingebracht wird. Ausführlich ist die Prüftechnik der Nanoindentierung von Oliver und Pharr in [Oli04] beschrieben worden.

Problematisch bei der Nanoindentierung ist oftmals der sogenannte „Indentation Size Effect“, welcher sich auf die Überschätzung der Härtewerte im oberflächennahen Bereich durch Oberflächenrauigkeiten, Schleifriefen oder auch erhöhte Versetzungsdichte durch die Oberflächenvorbereitung bezieht. Um diesen Effekt ausschließen zu können, ist eine Mindesteindringtiefe des Nanoindentors erforderlich. Dafür sind Versuche notwendig, welche die Kraft und Härte als Funktion der Eindringtiefe vorsehen, siehe **Bild 4.17**. Sämtliche Versuche wurden in Kooperation mit der Firma KEYSIGHT TECHNOLOGIES GmbH [NN14] durchgeführt.

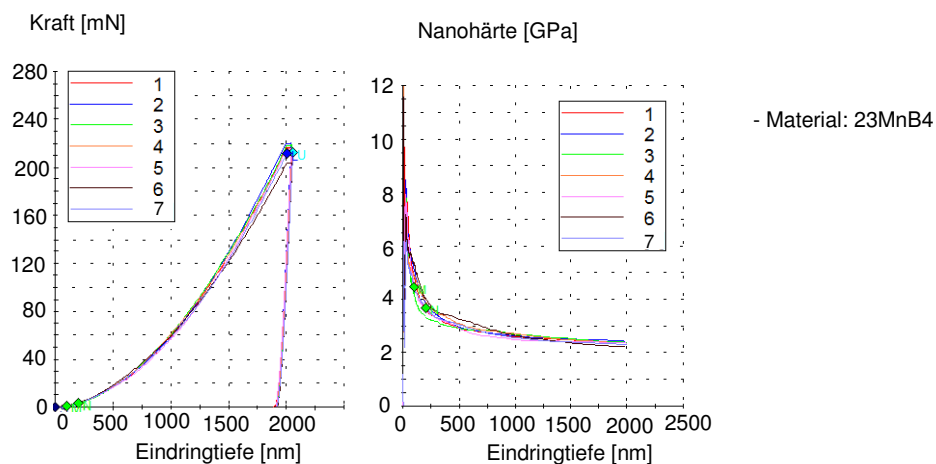


Bild 4.17: Kraft und Nanohärte über Eindringtiefe an sieben Messstellen in Schraubenmitte

Ein Sättigungsverhalten des Härtevalues ist ab einer Eindringtiefe von ca. 1200 nm erkennbar, sodass dieser Wert als Mindesteindringtiefe definiert wurde. Das Versuchsprogramm ist schematisch in **Bild 4.18** abgebildet. Es wurden jeweils zehn Messwertreihen mit je 200 Messpunkten ausgehend vom Gewindegrund (**Bild 4.18 links**) und der Gewindeflanke (**Bild 4.18 rechts**) bis in die Schraubenmitte durchgeführt. Die Eindrücke haben einen vertikalen Abstand von 25 μm und einen horizontalen Abstand von 50 μm .

Das Ergebnis der Nanoindentierung einer fertig ausgewalzten Schraube ausgehend vom Gewindegrund (Abstand ca. 2400 μm) bis in die Mitte der Schraube zeigt **Bild 4.19**. Die höchsten Härtevalues werden im Gewindegrund erzielt, was auf die dortige höchste Kaltverfestigung zurückzuführen ist. Nach dem rapiden Abfall der Härtevalues erfolgt eine leichte, fast lineare Abnahme der Härtevalues bis in die Schraubenmitte. Gerade die Eindrücke im

Randbereich des Gewindegrunds waren schwierig zu setzen, entsprechend kam es zu großen Streuungen.

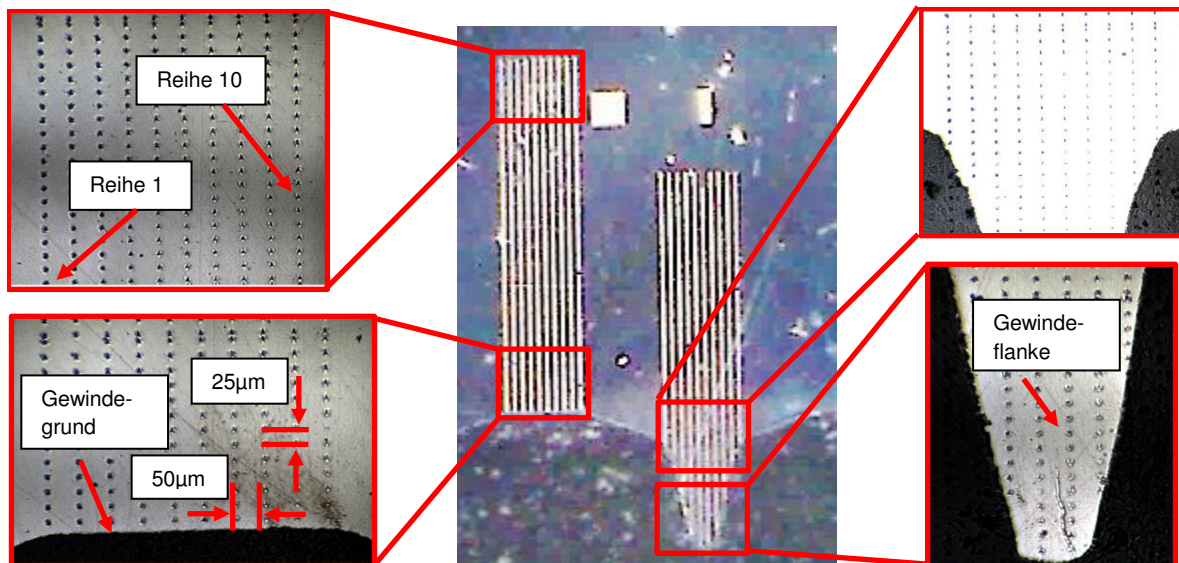


Bild 4.18: Versuchsdurchführung der Nanoindentierung

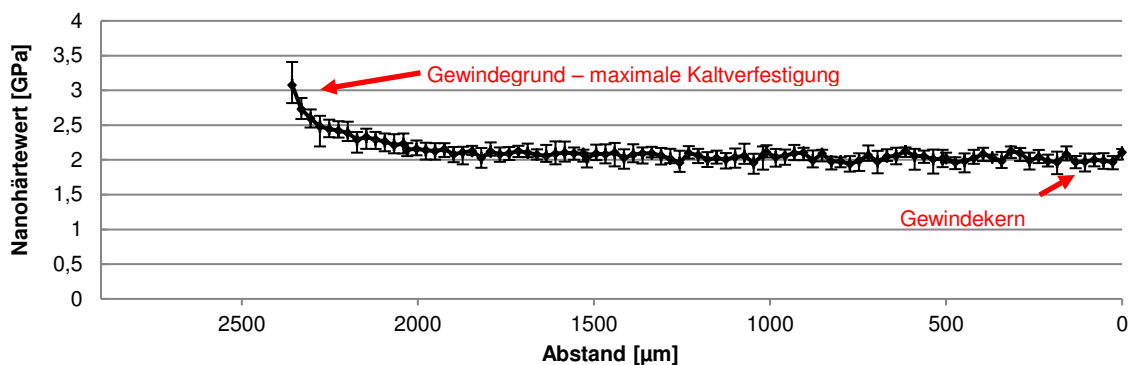


Bild 4.19: Ergebnisse der Nanoindentierung als Verlauf der Nanohärte

Um nun einen Zusammenhang mit der Fließspannung herstellen zu können, werden die Nanohärtewerte mit **Gl. 4.11** [Häs06] und **Gl. 4.12** [Chr04,Lob14] umgerechnet.

$$9,81 \frac{N}{kp} HV = 0,908HN \quad \rightarrow \quad HV = 0,0926 * HN \quad \text{Gl. 4.11}$$

$$k_f \approx 3,2 * HV \quad \text{Gl. 4.12}$$

mit: HV = Härte nach Vickers
 HN = Härte aus Nanoindentierung
 k_f = Fließspannung

Die experimentell ermittelte maximale Kaltverfestigung auf ca. 900 MPa (**Bild 4.19**: Der maximale Härtewert nach Nanoindentierung liegt bei ca. 3,05 GPa; eingesetzt in **Gl. 4.11** ergibt sich ein Härtewert nach Vickers von $HV = 287$ MPa, woraus nach **Gl. 4.12** eine Fließspannung von ca. 900 MPa errechnet wird) wird sich höchstwahrscheinlich schon bis zu einem Umformgrad von eins ergeben, was in weiteren Versuchen analysiert wurde. Dafür wurden gezielt Stadienmuster von Schrauben erstellt, welche sehr geringe Umformgrade im Gewindegrund und in den Gewindeflanken aufwiesen, siehe **Bild 4.20**. Dargestellt sind

beispielhaft zwei Verformungslandkarten aus der Simulation von Stadienmustern nach einer halben und einer vollen Rohlingsumdrehung bei einer idealen Walzmaschineneinstellung. Zu erkennen sind Umformgrade von ca. 0,2 im weniger stark umgeformten Bereich und bis ca. 2,5 im Gewindegrund.

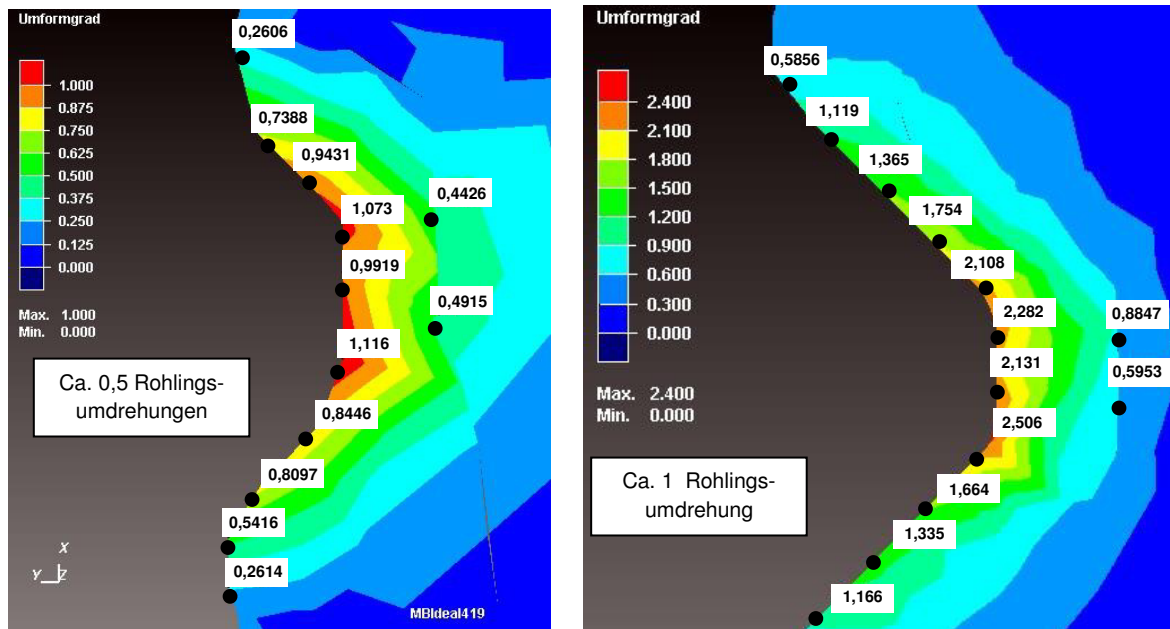


Bild 4.20: Umformgrade in der Verformungslandkarte

Wenn man die Härtewerte der Nanoindentierung den entsprechenden Umformgraden, welche in der Simulation errechnet wurden, zuordnet, folgen die Fließspannungen über dem Umformgrad in **Bild 4.21**.

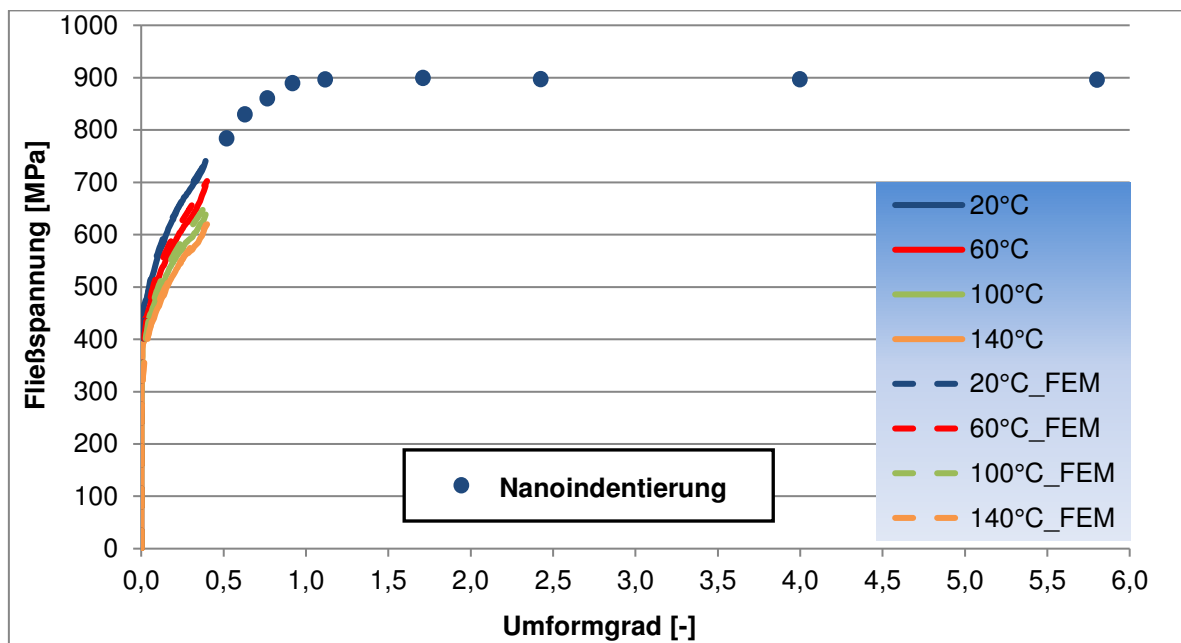


Bild 4.21: Zuordnung der Härtewerte nach Nanoindentierung zu Fließspannungen

Man erkennt, dass sich die ergebenden Fließspannungen nach Nanoindentierung (blaue Punkte in **Bild 4.21**) in Verlängerung der Kurve des Druckversuchs bei Raumtemperatur einordnen. Ab einem Umformgrad von ca. 0,8 wird die Sättigungsspannung von ca.

900 MPa erreicht. Da eine Nanoindentierung unter Temperatureinfluss zu kostspielig gewesen wäre, wurden die Fließkurven bei erhöhten Temperaturen ausgehend vom letzten Wert aus dem Druckversuch entsprechend spekulativ berücksichtigt. Konkret bedeutet dies für die letzten Werte aus dem Druckversuch, dass das Spannungsniveau bei $T = 60^\circ\text{C}$ um 7%, bei $T = 100^\circ\text{C}$ um 14% und bei $T = 140^\circ\text{C}$ um 17% niedriger als bei Raumtemperatur ist. Dieses reduzierte Spannungsniveau wird hin zu höheren Umformgraden fortgeführt. Die experimentellen Werte werden mit der Hensel-Spittel-Formel gefittet, siehe **Bild 4.22**. Das Materialverhalten mit Sättigung wurde auch mit der Voce-Gleichung gefittet, wobei eine ähnlich hohe Güte der Anpassung erreicht wurde.

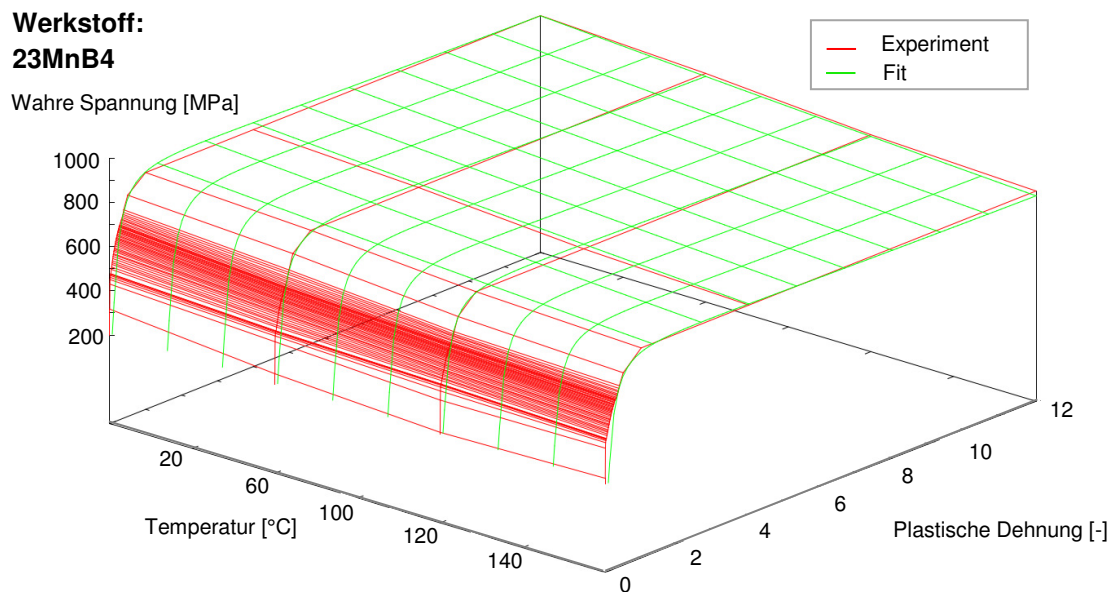


Bild 4.22: Druckversuche sowie Daten aus Nanoindentierung im Vergleich zum Fit

Das Ergebnis des Fits zeigt eine sehr gute Annäherung an die experimentellen Datenpunkte. Diese Kurven beschreiben das Materialverhalten über den gesamten relevanten Temperatur- und Dehnungsbereich. Für die Gewindewalzsimulationen wurde der Ansatz nach Hensel-Spittel in der Software implementiert.

4.5 Reibmodell

4.5.1 Versuchsaufbau und -programm

Wie bereits in Abschnitt 2.4.4 erläutert, sollte für die Reibwertermittlung der Gleitstauchversuch herangezogen werden, da hier die größte Vergleichbarkeit zum Gewindewalzen besteht. Zunächst wird eine Probe plastisch verformt und anschließend die Gleitplatte (entspricht der beweglichen Walzbacke beim Gewindewalzen) mit einer definierten Geschwindigkeit weggezogen. Der Aufbau des Versuchs wird in **Bild 4.23** gezeigt. Alle Gleitstauchversuche wurden zusammen mit der Technischen Universität Darmstadt am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen durchgeführt. Während des Versuchs werden die Kontakt- und Reibkraft kontinuierlich gemessen, wobei der Quotient aus beiden Größen der Reibkoeffizient nach Coulomb ist.

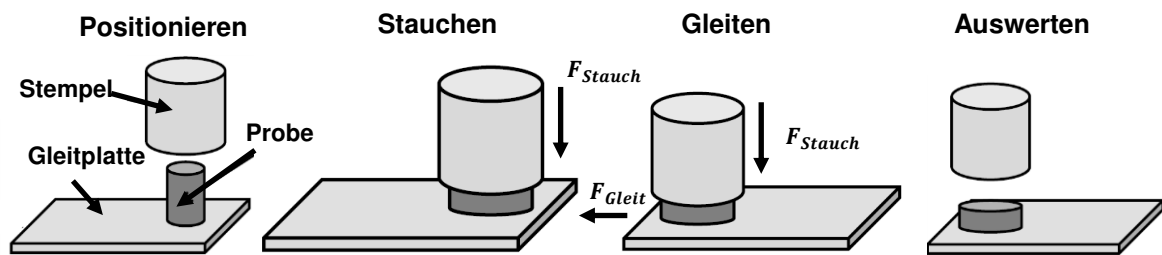


Bild 4.23: Schematischer Ablauf des Gleitstauchversuchs

In **Bild 4.24** ist ein Foto der Versuchsanlage zu sehen, in welchem der Pressstempel, die Probe und die Gleitplatte dargestellt sind. Zudem sind die Zeichnungen der Gleitplatten abgebildet. Die Gleitplatten weisen einen sandgestrahlten und einen nicht sandgestrahlten Bereich auf, um unterschiedliche Reibbedingungen testen zu können.

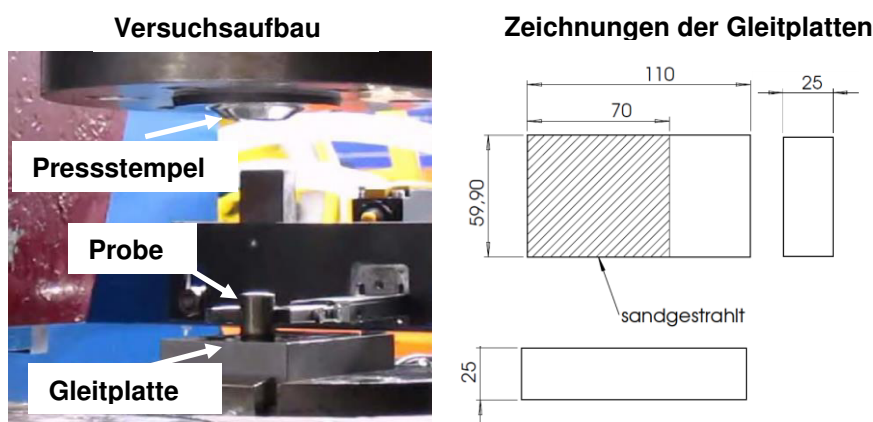


Bild 4.24: Bild von der Versuchsanlage (links) sowie Zeichnungen der Gleitplatten (rechts)

Der Wärmebehandlungszustand der Gleitplatten entspricht dem gleichen wie bei den Walzbacken, d.h., dass diese auf ca. 63 HRC vergütet wurden. Um die realen Walzbedingungen möglichst gut mit Analogieversuchen abbilden zu können, wurde der Versuchsplan in **Tabelle 4.1** ausgearbeitet.

	Eigenschaften	Faktorvarianten
Walzbackenoberfläche	sandgestrahlt, nicht sandgestrahlt	2
Werkstücktemperatur	niedrig, hoch	2
Relativgeschwindigkeit	klein, groß	2
Schmierstoff	Emulsion	1
Werkstückverformung	klein, groß	2
Werkzeugtemperatur	20°C	1

Tabelle 4.1: Versuchsprogramm für die Gleitstauchversuche

Untersucht wurden die unterschiedlichen Walzbackenoberflächen (sandgestrahlt, nicht sandgestrahlt), eine Erhöhung der Werkstücktemperatur sowie der Einfluss der Relativgeschwindigkeit. Zudem wurden Versuche mit verschiedenen Werkstückvorverformungen durchgeführt. Die dritte Spalte der **Tabelle 4.1** zeigt die Anzahl der Faktorvarianten an. Eine Faktorvariante von zwei bedeutet, dass sowohl die Walzbackenoberfläche sandgestrahlt

als auch nicht sandgestrahlt mit allen anderen Eigenschaften kombiniert und entsprechend untersucht worden ist. Der Faktor ,1' zeigt an, dass lediglich eine Variante betrachtet wird. Bevor die Versuchsreihe starten konnte, musste eine geeignete Proben- und Stempelgeometrie ermittelt werden.

4.5.2 Bestimmung der Proben- und Stempelgeometrie

Zur Ermittlung einer geeigneten Proben- und Stempelgeometrie wurden zwei verschiedene Probendurchmesser (9 mm und 11,6 mm) und drei unterschiedliche Stempelgeometrien (V1, V2, V3, **Bild 4.25**) verwendet. Die Probenlänge musste an die jeweilige Geometrie des Stempels angepasst werden. Untersucht wurde hier simulativ lediglich der Stauchprozess, ohne das anschließende Gleiten. Die experimentellen Versuche sowie die dazugehörigen Simulationen wurden in Zusammenarbeit mit der TU Darmstadt durchgeführt. Innerhalb der Simulation wurden die unterschiedlichen Probengeometrien mit den verschiedenen Stempeln gestaucht und die Stempelkraft über dem Stempelweg aufgenommen, siehe **Bild 4.25**.

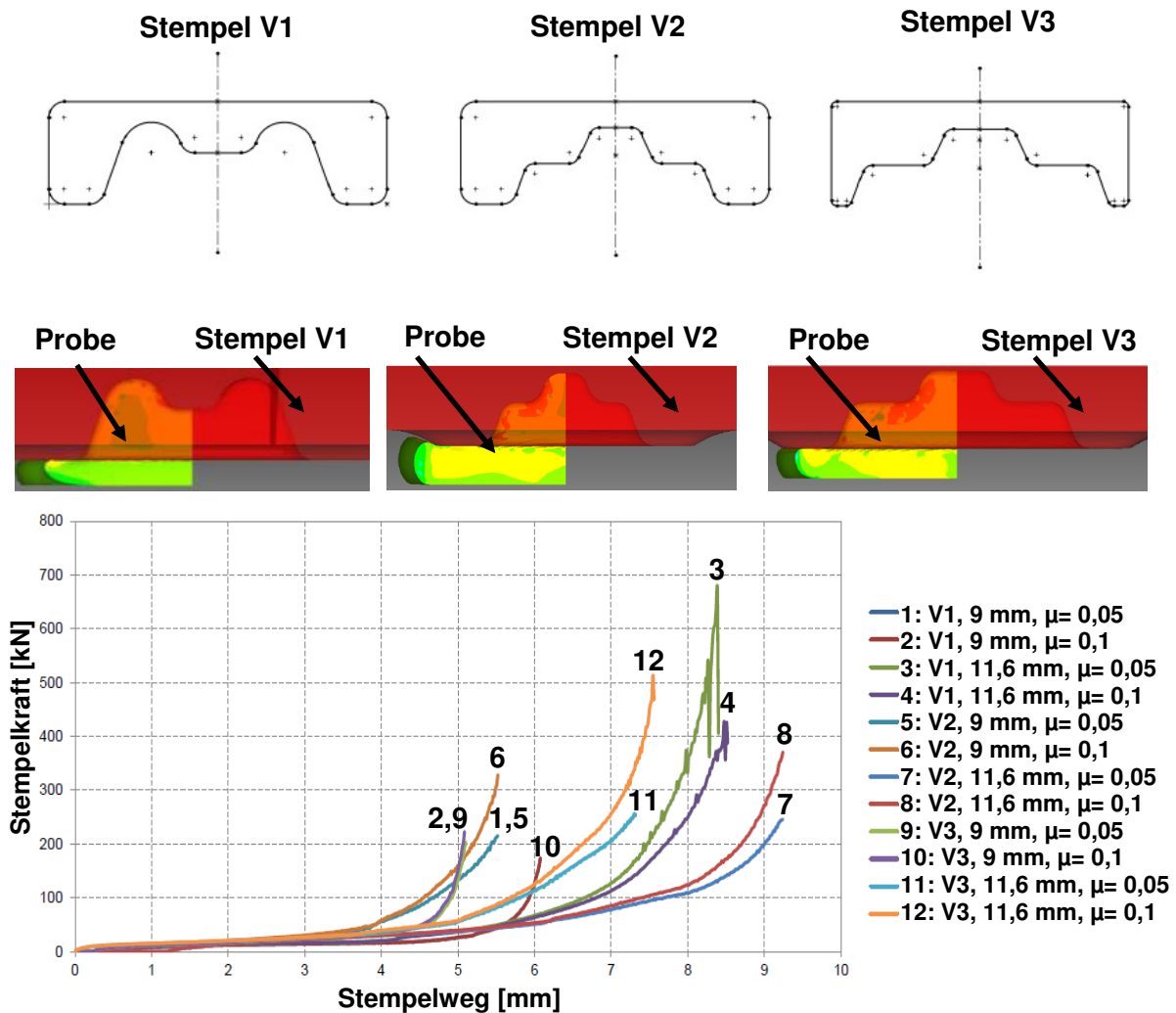


Bild 4.25: Kraft-Weg-Verlauf unterschiedlicher Proben- und Stempelgeometrien (simulativ) beim Gleitstauchversuch

Ein idealer Kraft-Weg-Verlauf sollte möglichst nicht steil und abrupt ansteigen, da hier das

Fenster für die Reibwertermittlung in den späteren experimentellen Gleitstauchversuchen zu klein wäre. Als Materialmodell wurde das kalibrierte Modell aus Abschnitt 4.4 verwendet. Die Stempel wurden als starre Körper angenommen. Insgesamt wurden zwei verschiedene Reibwerte von $\mu = 0,05$ und $\mu = 0,1$ untersucht. Die Konfigurationen mit einem Proben-durchmesser von 9 mm (Varianten 1,2,5,6,9 und 10) scheiden aufgrund eines zu steilen bzw. abrupten Kraft-Weg-Verlaufs aus. Die Kurvenverläufe bei einem Probendurchmesser von 11,6 mm sind gleichermaßen als gut zu bewerten, sodass die Stempelgeometrie frei gewählt werden konnte. Für die folgenden Versuche wurde die Stempelgeometrie V1 festgelegt. Hierbei handelte es sich um einen sogenannten liegenden Stempel, d.h., dass die Proben auf der Mantelfläche aufliegen.

4.5.3 Auswertung der Gleitstauchversuche

Zuerst wurden verschiedene Kraftniveaus von 50 kN und 200 kN bei sehr langen Gleitwegen (ca. 8 mm) getestet. Bei beiden Proben war am Ende des Gleitweges ein lautes Quietschen zu hören, was mit dem sandgestrahlten Bereich und dem langen Gleitweg korrespondiert. Aufgrund der hohen Reibkraft ist aus **Bild 4.26** erkennbar, dass sich die Proben während des Gleitens stark plastisch verformen. Auch erkennbar ist die massiv verschlissene Gleitplatte bei Versuchsende. An diesem Punkt stellte sich die Frage, ob die angenommenen Stauchkräfte sowie die langen Gleitwege plausibel sind. Nach der Betrachtung einiger experimenteller Stadienmuster stellte sich heraus, dass ein Kontakt zwischen Stadienmuster und Walzbacke nicht größer als ca. 1 mm ist. Hierzu sollte die Simulation in Abschnitt 5.5 exakte Ergebnisse liefern. Auch sollen die Kontaktnormalspannungen beim Gewindewalzen und beim Gleitstauchversuch miteinander verglichen werden.



Bild 4.26: Proben bei unterschiedlichen Stauchkräften nach einem Gleitweg von 8 mm

Für die folgenden Versuche wurde ein Gleitweg von 2 mm festgelegt. Einige Versuche bei 50 kN führten bei der Gleitstauchanlage zu Abbrüchen, da die Kräfte zu Beginn zu niedrig waren und die Proben in keine stabile Gleitphase gelangen. Die Proben wurden nicht vollständig in den Stempel eingeformt und aufgrund der relativ hohen Reibung wurden die Proben während des Gleitens zusätzlich deformiert/geschert. Somit hatten sich auch die Kontaktbedingungen während des Gleitens geändert, da z.B. die Kontaktflächen größer wurden. Daher wurde für die folgenden Versuche eine Stauchkraft von 200 kN festgelegt. Im nachfolgenden **Bild 4.27** sind die Ergebnisse der Gleitstauchversuche abgebildet. Die Kurven zeigen den Mittelwert aus jeweils fünf Versuchen.

Die durchgezogenen Linien zeigen die Ergebnisse im sandgestrahlten Bereich, wohingegen die gestrichelten Linien dem nicht gestrahlten Bereich entsprechen. Die Reibwerte bei einer Stauchkraft von 200 kN (Raumtemperatur, Relativgeschwindigkeit 10 mm/s; blaue

Linien in **Bild 4.27**) liegen im nicht sandgestrahlten Bereich geringfügig höher als im sandgestrahlten Bereich. Durch die grobe Körnung existieren Schmierstofftaschen (= Leerräume zwischen den Körnern) zwischen den Sandkörnern und somit weniger Kontaktflächen zum Werkstück, welche sich zwar lokal stärker in das Werkstück einformen, aber beim reinen Gleitvorgang zu etwas niedrigeren Reibwerten führen. Auf der anderen Seite führt eine glatte Gleitplattenoberfläche zu größeren Metallkontaktflächen und somit zu etwas höheren Reibwerten.

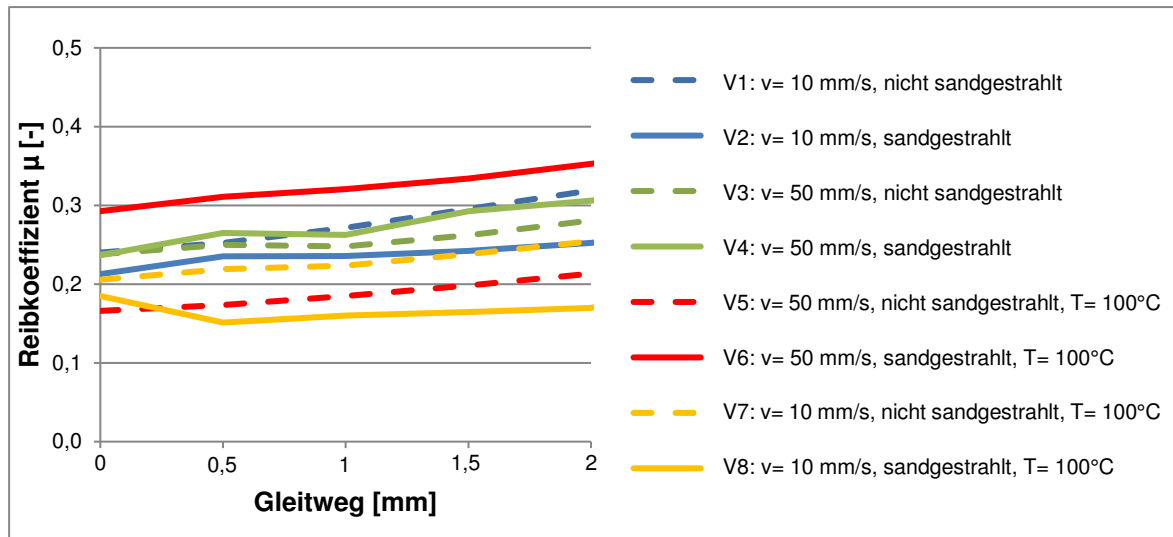


Bild 4.27: Ergebnisse der Reibkoeffizienten aus den Gleitstauchversuchen (Stauchkraft bei 200 kN)

Die grünen Linien in **Bild 4.27** zeigen die Reibwerte unter Verwendung der gleichen Versuchsbedingungen wie zuvor, lediglich mit einer Erhöhung der Relativgeschwindigkeit auf 50 mm/s, was auch die Temperatur in der Kontaktfuge geringfügig ansteigen lässt. Hier ergeben sich allerdings im sandgestrahlten Bereich geringfügig höhere Reibwerte als im nicht sandgestrahlten Bereich. Offensichtlich führt hier die erhöhte Geschwindigkeit dazu, dass sich ein ausreichender Schmierfilm zwischen der Probe und dem nicht sandgestrahlten Bereich ausbilden kann. Absolut gesehen liegen jedoch die Reibwerte in einer sehr ähnlichen Größenordnung wie bei den Versuchen mit geringerer Relativgeschwindigkeit, sodass die Reibwerte bei Raumtemperatur nahezu unabhängig von der Relativgeschwindigkeit sind. Bei Versuchen mit noch höheren Relativgeschwindigkeiten (100 mm/s) kommt es zu einer zusätzlichen (ungewollten) Verformung der Proben während des Gleitens, so dass diese Geschwindigkeit nicht weiterverfolgt wurde.

Wenn die Temperatur auf ca. 100°C erhöht wird (Relativgeschwindigkeit 50 mm/s) resultieren deutlich niedrigere Werte im nicht sandgestrahlten ($\mu \approx 0,2$) und deutlich höhere Werte im sandgestrahlten Bereich ($\mu \approx 0,3$, rote Linien in **Bild 4.27**). Der Temperaturanstieg in Kombination mit der hohen Relativgeschwindigkeit führt teilweise zum Verdampfen des Schmierstoffs. Das Zusammenspiel zwischen erhöhtem Druck, hoher Relativgeschwindigkeit und hoher Temperatur kann auf den betrachteten zwei Topographien (sandgestrahlt, nicht sandgestrahlt) unterschiedliche Effekte hervorrufen. Denkbar ist ein sich bildender Schmierfilm auf der glatten Gleitplatte, wodurch die Reibwerte sinken. Im sandgestrahlten Bereich könnte die Sandkörnung eine Zerstörung dieses Schmierfilms bewirken, wodurch die Reibwerte ansteigen.

Nach einer Reduzierung der Relativgeschwindigkeit auf 10 mm/s (Stauchkraft 200 kN, Temperatur 100°C, orange Linien in **Bild 4.27**) werden im nicht sandgestrahlten Bereich höhere Reibwerte als im sandgestrahlten Bereich erzielt, ähnlich der Variante bei gleichen Bedingungen bei Raumtemperatur. Jedoch werden hier absolut gesehen um ca. 0,07 niedrigere Reibwerte gemessen, was offensichtlich dem Temperaturanstieg geschuldet ist. Der Temperaturanstieg in der Kontaktfuge in Kombination mit aufgerauten Oberflächen bei niedriger Relativgeschwindigkeit hat sehr niedrige Reibwerte zur Folge, sodass sich hier ausreichende Schmierstofftaschen gebildet hatten. Im nicht sandgestrahlten Bereich überwiegt wieder der Metallkontakt, was die Reibwerte leicht ansteigen lässt.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass die Reibwerte mit zunehmendem Gleitweg ansteigen. Die relevanten Gleitwege beim Gewindewalzen liegen bei ca. einem Millimeter. Die ermittelten Reibwerte im sandgestrahlten Bereich liegen im Mittel bei $\mu \approx 0,24$ und im nicht sandgestrahlten bei $\mu \approx 0,22$, welche für die Simulation verwendet wurden. Bei den Versuchen mit nicht sandgestrahlten glatten Gleitplatten hatte eine Erhöhung der Relativgeschwindigkeit oder auch der Werkstücktemperatur den Effekt, dass die Reibung abgenommen hatte. Bei sandgestrahlten Gleitplatten führt eine Erhöhung der Relativgeschwindigkeit zu höheren Reibwerten. Hier ist ein stärkerer Einlaufeffekt zu sehen, der wohl mit dem Einleiben der Oberflächen zusammenhing. Zudem sieht man, dass aufgeraute Gleitplatten zum Teil niedrigere Reibwerte liefern. Hier überwiegt offensichtlich der hydrodynamische Effekt (Schmierstofftaschen) gegenüber dem nur geringen Anteil des Metallkontakts.

4.6 Schädigungsmodelle

Zur Beschreibung des duktilen Bruches wurden in dieser Arbeit verschiedene Modellansätze verwendet. Die erste Hauptnormalspannung erfasst die lokal maximale Normalspannung, welche in der Regel einer Zugspannung entspricht. Wie bereits erwähnt, sind Zugspannungen von zentraler Bedeutung für ein Poren- oder Risswachstum, sodass bei der Auswahl geeigneter Schädigungsmodelle darauf geachtet wurde. Auch ist die Miteinbeziehung der Vergleichsspannung wichtig, da mit ihr alle Größen des Spannungstensors in die Berechnung einfließen. Ebenso kann nur dann ein Fließen des Werkstoffes auftreten, wenn die Vergleichsspannung größer als die Fließspannung ist. Wegen der hier aufgeführten Einflussgrößen wurden die Schädigungsmodelle nach Cockcroft und Latham (makromechanisch) sowie Lemaitre (mikromechanisch) verwendet.

4.6.1 Cockcroft und Latham

Der Schädigungsansatz nach Cockcroft und Latham [Coc68] (**Gl. 2.14**) ist neben dem Schädigungsmodell nach Johnson und Cook [Joh83] das meist verwendete Modell in der numerischen Umformsimulation. Dieses energiebasierende Modell benötigt keinerlei Materialparameter, daher kann es direkt in der Simulation genutzt werden. In der Regel kann das Ausmaß der Schädigung nicht exakt beschrieben werden, jedoch kann man schnell auf rissgefährdete Bereiche Rückschlüsse ziehen.

4.6.2 Lemaitre

Im Gegensatz zu dem Modell nach Cockcroft und Latham ist die Kalibrierung des Schädigungsansatzes nach Lemaitre deutlich aufwändiger. Dieser phänomenologische Ansatz basiert auf Beobachtungen realer Phänomene, ohne die dabei oft sehr komplexen Mechanismen im Detail abzuleiten. Zu den Grundannahmen zählen zum einen, dass nur Zugspannungen für die Schädigung im Werkstoff verantwortlich sind und zum anderen, dass erst ab Überschreiten der Gleichmaßdehnung die Schädigung eintritt. Dabei kann der Schädigungswert zwischen 0 (ungeschädigt) und 1 (Bruch) liegen. Für die genaue Modellierung des Mannesmanneffektes und dessen Initiierung im Werkstückinneren waren daher einige Materialparameter erforderlich. Daher wurden unterschiedliche technische Spannungs-Dehnungs-Kurven bei unterschiedlichen Temperaturen und Prüfgeschwindigkeiten für die Findung der Materialparameter herangezogen.

Beispielhaft wird in **Bild 4.28** die technische Spannung über der technischen Dehnung eines Zugversuchs bei einer Prüfgeschwindigkeit von 500 mm/min aufgetragen. Neben den charakteristischen Kenngrößen Zugfestigkeit und Bruchspannung werden die jeweils dabei vorliegenden technischen Dehnungen gebraucht. Danach wird die kritische Schädigung für den einachsigen Lastfall D_{krit} bestimmt. Anschließend wird mit **Gl. 2.22** der Schädigungswiderstand für die unterschiedlichen Zugversuche errechnet. Um den Schädigungswiderstand exakt an die experimentellen Daten anpassen zu können, mussten die Zugversuche nachsimuliert werden. Dabei wurde der simulative Schädigungszeitpunkt mit dem realen Bruchzeitpunkt in Einklang gebracht.

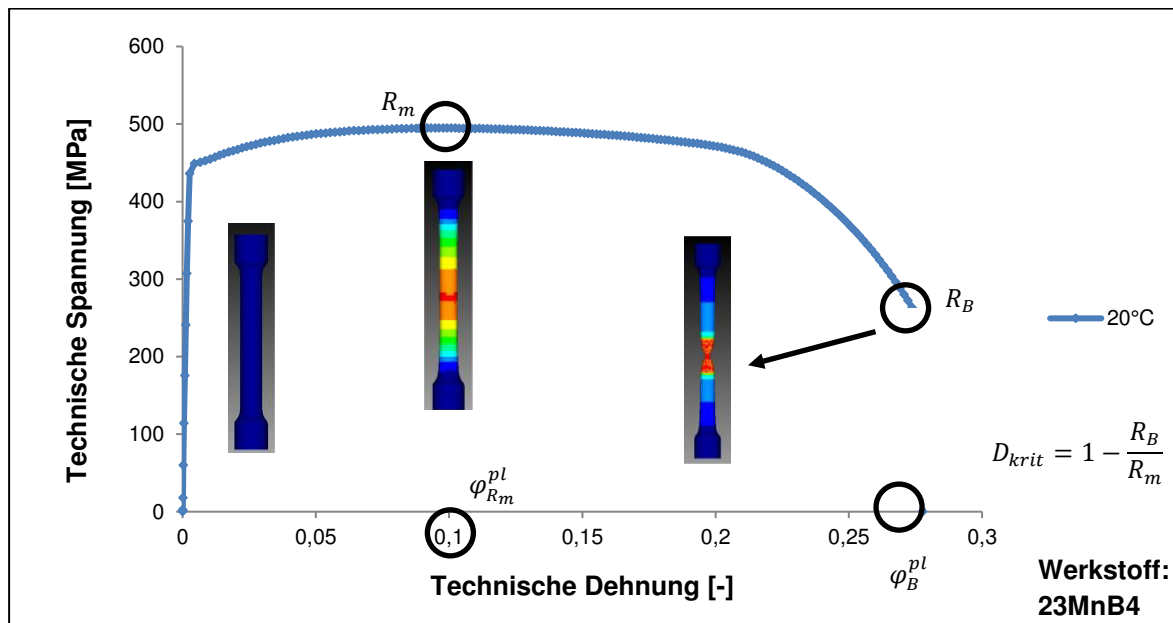


Bild 4.28: Technisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei einer Prüfgeschwindigkeit von 500 mm/min (Raumtemperatur) mit wichtigen Kenngrößen für das Modell nach Lemaitre

Aus dem Diagramm in **Bild 4.29** ist zu erkennen, dass ab einem Kolbenweg von ca. 4,3 mm die Schädigung des Werkstoffes beginnt. Dies entspricht exakt der experimentell ermittelten Gleichmaßdehnung bzw. dem Beginn der Werkstückeinschnürung. Grundsätzlich wird zwischen der absoluten und relativen Schädigung nach Lemaitre unterschieden. Die absolute Schädigung beschreibt den Schädigungswert bei Zugrundelegung eines einachsigen

Spannungszustandes, jedoch liegen in der Praxis in der Regel mehrachsige Spannungszustände vor. Für die Mehrachsigkeit wird oftmals der relative Schädigungswert nach Lemaitre betrachtet, welcher sich aus dem Quotient zwischen absoluter Schädigung D_{abs} und kritischen Schädigung D_{krit} errechnet (vgl. Abschnitt 2.3.3).

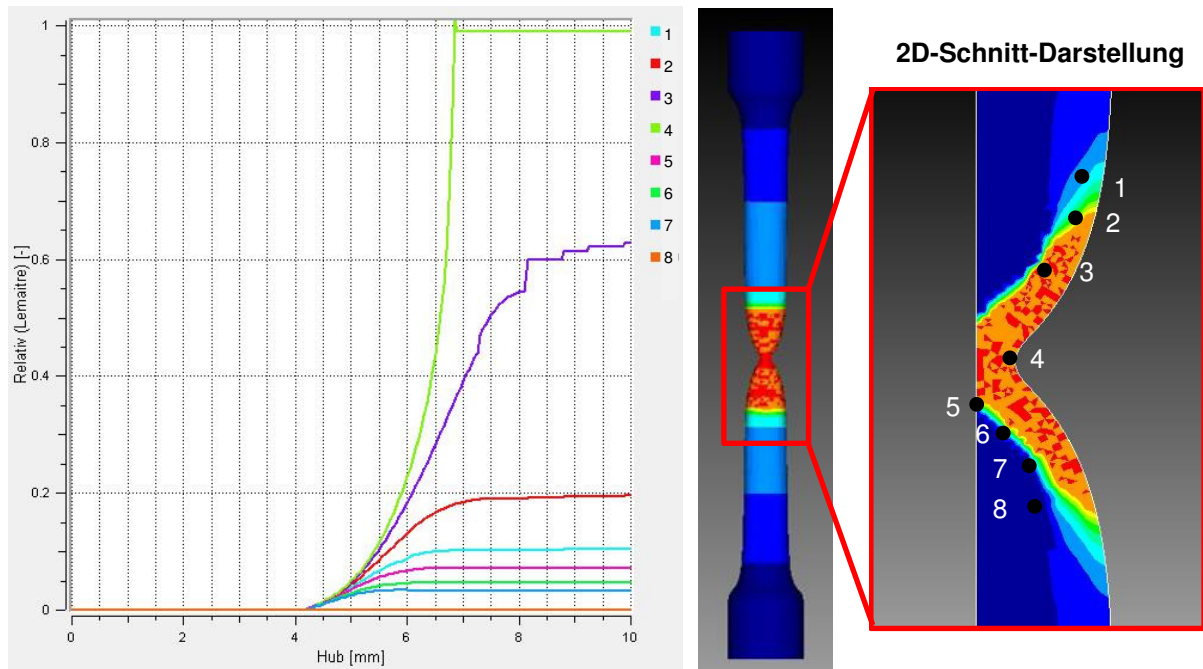


Bild 4.29: Relativer Schädigungswert nach Lemaitre an unterschiedlichen Probenorten (1-8) im Zugversuch (Bruch tritt bei einer relativen Schädigung von 1 auf)

4.6.3 Phasenfeldansatz

Mit den Modellen nach Cockcroft und Latham sowie Lemaitre ist es möglich, rissgefährdete Bereiche ausfindig zu machen, jedoch ist die Simulation des Risswachstums nicht möglich. Dafür wurde in dieser Arbeit ein Phasenfeldansatz [Wic15] verwendet. Hier konnten die rissempfindlichen Bereiche aus den vorher genannten Schädigungsmodellen als Startrisse verwendet werden. Hauptvorteile des Phasenfeldansatzes sind zum einen, dass keine Neuvernetzungen während der Rissentstehung notwendig sind und zum anderen eine reine Energiebetrachtung erfolgt, welche es ermöglicht, die Rissentstehung sowie das Risswachstum ohne aufwändige Auswertemethoden direkt zu bestimmen. Auch können Rissverzweigungen oder auch heterogene Materialeigenschaften ohne zusätzliche Techniken problemlos ausgewertet werden. Aufgrund der hohen Komplexität der hier verwendeten Geometrien wurden 2D-Simulationen durchgeführt. Aus Sicht der Implementierung ist der Phasenfeldansatz relativ einfach auf 3D zu erweitern, jedoch würden die Rechenzeiten deutlich ansteigen. Die zugrundeliegenden Energiefunktionale erfordern ausgeklügelte numerische Algorithmen [Wic15], was eine Herausforderung beim Phasenfeldansatz darstellte. Neben der Errechnung der in der FEM üblichen Verschiebungsvariablen wird hier zusätzlich eine skalarwertige Phasenfeldvariable berechnet. Die beiden Variablen werden jeweils mit dem Newton-Verfahren unabhängig voneinander gelöst und mittels einer Iteration gekoppelt. Die Ortsdiskretisierung basiert auf der Galerkin-Methode. Die Unstetigkeiten werden beim Phasenfeldansatz nicht explizit berechnet, sondern es wird die Rissoberfläche

mit einer Indikatorfunktion, welche die Werte zwischen 0 (= Riss) und 1 (kein Riss) annehmen kann, approximiert. Allerdings ist eine solche scharfe Approximation numerisch sehr schwierig zu behandeln und weswegen die Indikatorfunktion zwischen 0 und 1 geglättet wurde. Daher ist der Phasenfeldansatz ein generisch diffusiver numerischer Ansatz. Das Kriterium für Risswachstum basiert auf dem Griffiths-Modell und dessen Umformulierung in ein Energiemodell. Konkret wächst der Riss, wenn eine kritische Energiefreisetzungsrate G_c [Wic15] im Festkörper überschritten wird. Zu diesem Zeitpunkt wird dann die Festkörperenergie in Rissenergie umgewandelt. Die kritische Energierate korrespondiert zum klassischen Kriterium des Spannungsintensitätsfaktors und kann für zahlreiche Spezialfälle ineinander umgerechnet werden.

5 Simulation des Gewindewalzens – DELTA PT®-Gewinde

Dieses Kapitel befasst sich mit der Simulation des Gewindewalzens eines DELTA PT®-Gewindes. Das Gewindewalzen ist ein etabliertes Verfahren, jedoch beruhte die bisherige Auslegung auf Erfahrungswerten und Fertigungsversuchen. Aufgrund der Komplexität, der Schwierigkeit der Kontaktbedingungen und des enormen Zeitaufwandes einer 3D-Gewindewalzsimulation wurde bisher in der Regel auf vereinfachte 2D-Simulationen ausgewichen, womit einige Einflussfaktoren untersucht werden konnten [Zan13]. Im ersten Abschnitt wird zunächst die Vorverformung des Schraubenbolzens beim Pressen des Rohlings untersucht. Dafür wird eine Presssimulation aufgebaut und der Umformgrad im Randbereich beurteilt. Der vorverfestigte Schraubenrohling dient simulativ - wie auch in der Praxis - als Startpunkt für die Gewindewalzsimulation. Im Folgeabschnitt wird auf den genauen Aufbau der Gewindewalzsimulation eingegangen. Danach wird die Steifigkeit der Walzmaschine untersucht, indem die Auffederung der beweglichen Walzbacke ermittelt wird. Anschließend werden die experimentellen Stadienmuster mit den Simulationsergebnissen verglichen. Im Anschluss daran werden die Simulationen des Gleitstauchversuchs gezeigt. Interessant in diesem Zusammenhang ist die Simulation der Rückfederung der elastischen Anteile, nachdem *die Schraube den ‚verengten‘ Walzspalt verlässt. Ein Schwerpunkt dieses Kapitels stellt die Simulation materialflussbedingter Schädigungen sowie die Simulation von Hohlwalzungen inmitten einer Schraube dar. Abgerundet wird dieses Kapitel durch die Simulationsergebnisse des Risswachstums bei unterschiedlichen Materialschädigungen.*

5.1 Simulation der Vorgeschichte (Pressen)

Die numerische Abbildung des Pressens ist bei weitem nicht so komplex wie das Gewindewalzens, da u.a. die Elementanzahl deutlich geringer ist und weniger Kontaktprobleme auftreten. Das Pressen besteht aus den zwei Umformstufen Vor- und Fertigstauchen. **Bild 5.1** zeigt beispielhaft den Aufbau des Simulationsmodells des Vorstauchens.

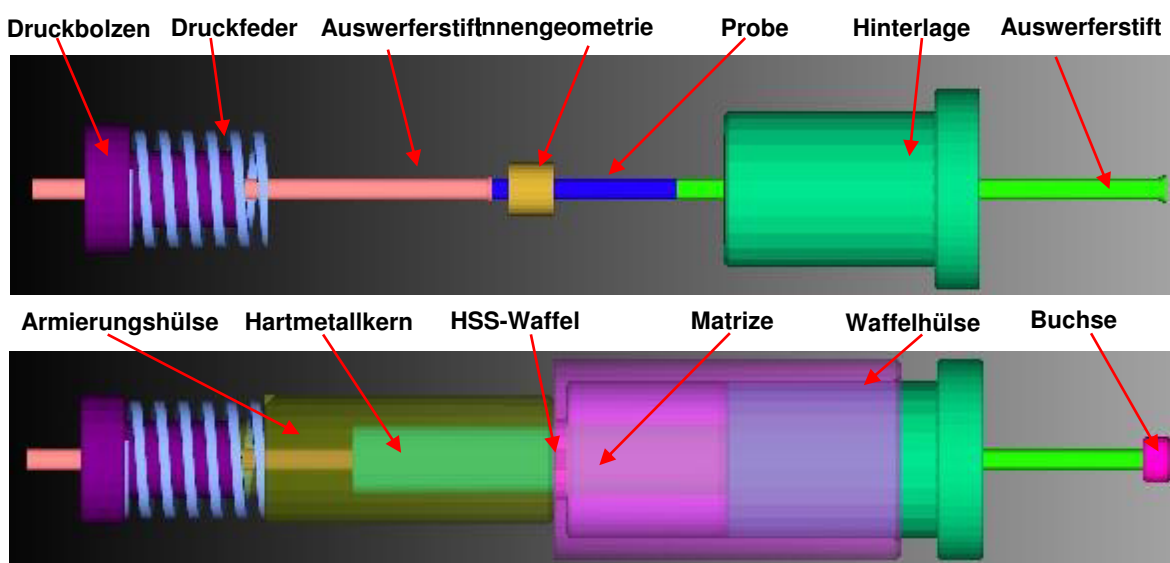


Bild 5.1: Simulationsmodell des Pressens (Vorstauchen)

Beim Vorstauchen wird ein zuvor abgeschnittener Drahtabschnitt in eine polierte Matrice transportiert und die Kopfform vorgestaucht. Beim Fertigstauchen wird die endgültige Kopfform und auch der Antrieb der Schraube umformend hergestellt, siehe **Bild 5.2**. Als Maß für die entstehende Kaltverfestigung wird hier der Umformgrad herangezogen, welcher auch in **Bild 5.2** visualisiert ist. Es ist erkennbar, dass im äußersten Randbereich des Bolzens - in welchem das Gewinde in einem nächsten Fertigungsschritt umformend eingebracht wird - Umformgrade bis ca. 0,07 entstehen. Es ist zwingend notwendig, diese Ergebnisse für das Walzen zu übernehmen, da der Materialfluss ohne Berücksichtigung der beim Pressen stattgefundenen Kaltverfestigung deutlich beeinflusst würde.

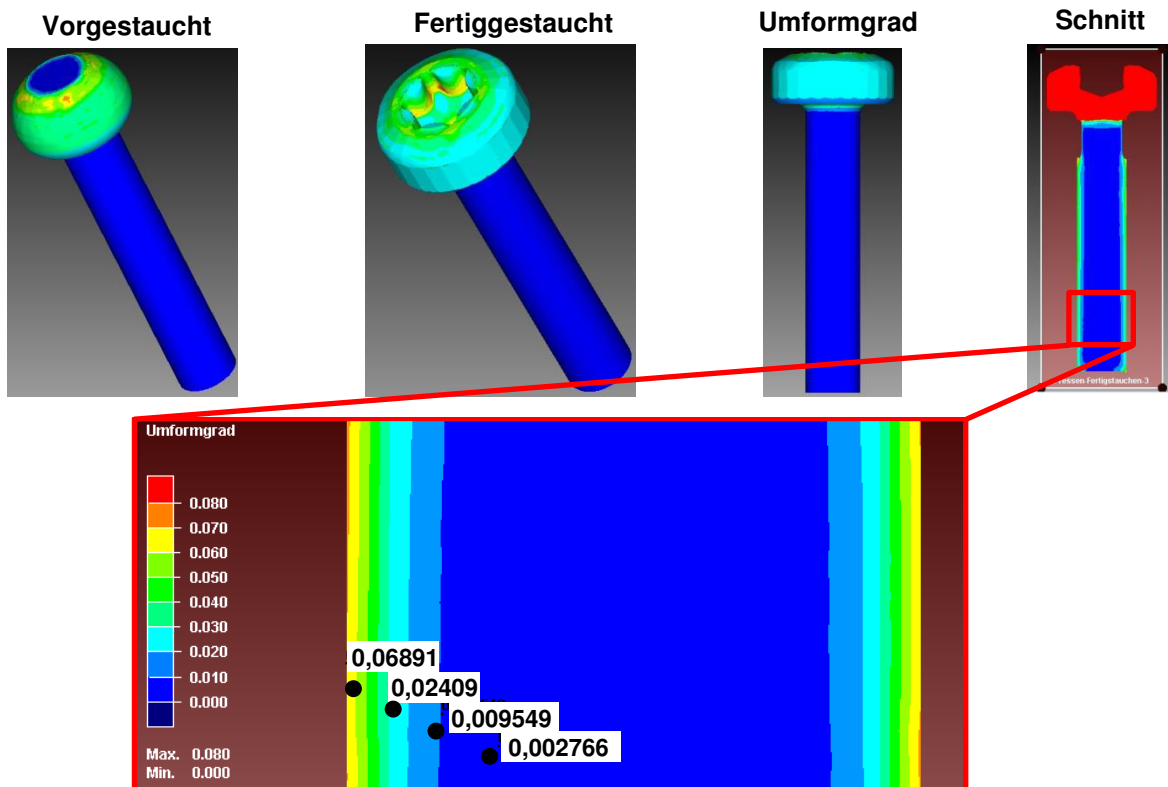


Bild 5.2: Simulationsergebnisse des Pressens (Farbskala für das Schnittbild angepasst)

Für das Gewindewalzen ist lediglich ein Teil des Pressrohrlings genutzt worden, um die Rechenzeiten klein zu halten. Um den axialen homogenen Bereich des Schaftes auf eine Folgesimulation zu übertragen, wurde ein Abscheren des Bolzens simuliert, siehe **Bild 5.3**.

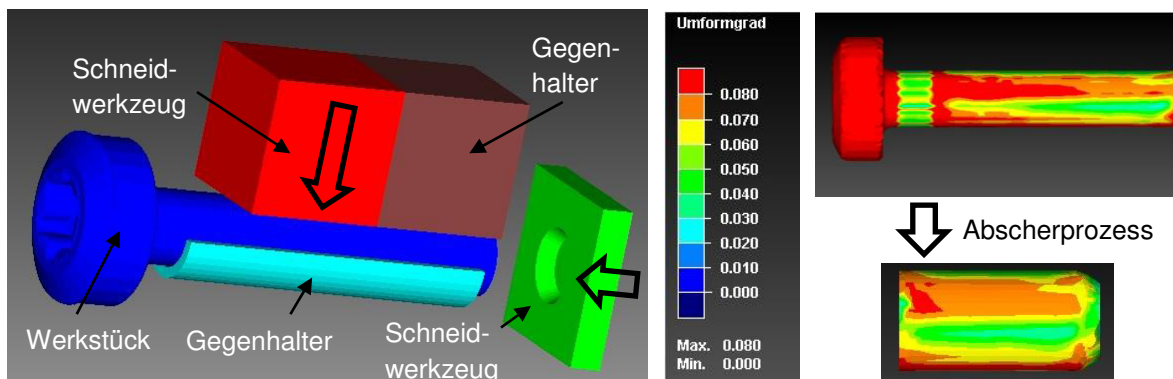


Bild 5.3: Aufbau (links) sowie Ergebnisse (rechts) des simulativen Abscherprozesses

Auch wurde der Pressrohling an der Spitze angefast, da die Gewindewalzsimulationen gezeigt haben, dass es anderenfalls zu numerischen Instabilitäten infolge der Materialverdrängung in Bolzenlängsachse kommt. Den schematischen Aufbau des Abscherprozesses zeigt **Bild 5.3** (links). Neben zwei Schneidwerkzeugen werden zusätzlich zwei Gegenhalter definiert. Das Ergebnis des Schneidprozesses wird in **Bild 5.3** (rechts) visualisiert. Man sieht den gepressten Schraubenrohling in voller Länge sowie den verkürzten angefasten Bolzen nach dem Schneidprozess. Dieser verkürzte, kaltverfestigte Bolzen wurde für die folgenden Gewindewalzsimulationen verwendet, um die Rechenzeiten möglichst gering zu halten.

5.2 Aufbau der Gewindewalzsimulation

Für den Aufbau der Gewindewalzsimulation (**Bild 5.4**) waren zunächst die 3D-CAD-Modelle der Werkzeuge und des Werkstückes erforderlich. Zur Detektion der Walzkräfte wurden insgesamt sechs virtuelle Sensoren (starre Werkzeuge) als Messpunkte an den gleichen Positionen wie in der realen Gewindewalzmaschine angebracht. Die Walzbacken wurden als starre Werkzeuge angenommen, sodass keine Werkzeugelastizitäten mit in das Berechnungsergebnis eingehen. Im Falle von deformierbaren Werkzeugen könnten zusätzlich Verschleißeffekte betrachtet werden, jedoch würde die Rechenzeit aufgrund einer aufwendigen Vernetzung enorm ansteigen. Nach der korrekten Positionierung der feststehenden und beweglichen Walzbacke wurden das Material-, Reib- sowie Schädigungsmodell integriert. Zudem mussten folgende Dinge definiert werden: Anfangstemperaturen von Werkstück und Werkzeug, Schrittweite, Ergebnisgrößen, Ergebnisunterteilungen sowie Kontaktbedingungen.

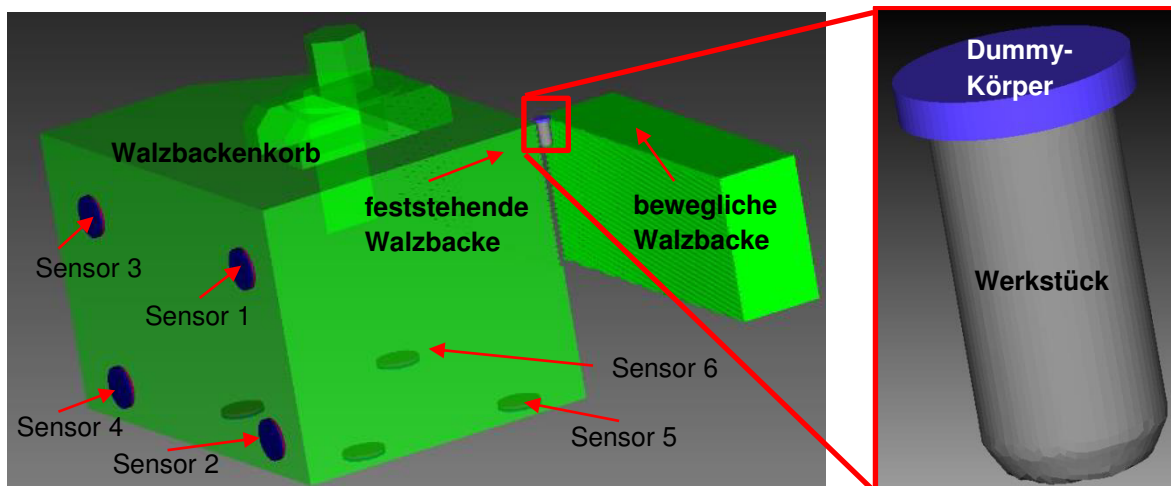


Bild 5.4: Aufbau des Simulationsmodells für das Gewindewalzen

Während der Simulation des Gewindewalzens war die Diskretisierung des Werkstücks ein besonders sensibler Faktor. Zunächst bedingen die extrem schmalen Gewindespitzen eine ausreichend feine Vernetzung im äußeren Bereich neben einer exakten Beschreibung der Kontaktbedingungen zwischen Werkzeugen und Werkstück. Da sich der Gewindeaußendurchmesser kontinuierlich während des Walzens aufbaut, wurde mit insgesamt drei unterschiedlichen Netzverfeinerungsstufen gearbeitet. Konkret bedeutet dies, dass zu Beginn die Elementkantenlänge im äußeren Bereich des Bolzens halbiert wurde. Um den Materialfluss in die Gewindeflanken gewährleisten zu können, wurde die Elementkantenlänge

nochmals halbiert. Die Ausbildung der Gewindespitzen zu Ende des Walzens bedingt eine weitere Verfeinerungsstufe. Um nur den äußeren Bereich des Schraubenbolzens feiner zu vernetzen, wurden zylindrische Zonen definiert, welche während des Walzprozesses mitliefen. Da diese Zonen nicht an Werkstücke geheftet werden konnten, wurde ein Dummy-Körper (rechts in **Bild 5.4**) auf das Werkstück gesetzt, an welchem die Zonen definiert wurden. Weiterhin war eine hohe Anzahl an finiten Elementen in der Mittelachse des Anschnittes notwendig, um den Mannesmanneffekt ausreichend genau vorhersagen zu können.

5.3 Simulation der Auffederung der beweglichen Walzbacke

Nach dem Einsetzen des Rohlings zwischen die Walzwerkzeuge entstehen hohe Druckkräfte senkrecht zur Walzrichtung, welche zu einer Auffederung des beweglichen Walzwerkzeugs führt. Je nach Steifigkeit der Maschine sowie Geometrie des Rohlings kann diese Auffederung wenige Zehntelmillimeter betragen. Im statischen Fall konnte dieser Weg leicht über das Spaltmaß ermittelt werden, indem zunächst die Walzspaltbreite im unbelasteten Zustand gemessen wird und anschließend ein Rohling mittels Handrad zwischen den Walzwerkzeugen positioniert wird. Im dynamischen Fall konnte eine Messung schlecht realisiert werden, sodass hier über die Signale der Kraftsensoren ein Abgleich zwischen Experiment und Simulation erfolgte. Aus der Übersicht der Kraftsensoren in **Bild 2.23** geht hervor, dass die Sensoren 1 und 3 im oberen Bereich der Walzwerkzeuge am aussagekräftigsten sind, da alle anderen Sensoren zu weit weg vom Ort des Geschehens liegen. In **Bild 5.5** sind jeweils die Walzkraftkurven der Sensoren 1 und 3 in y-Richtung (quer zur Walzrichtung) abgebildet, welche auch zur Validierung des erarbeitenden FE-Modells dienen.

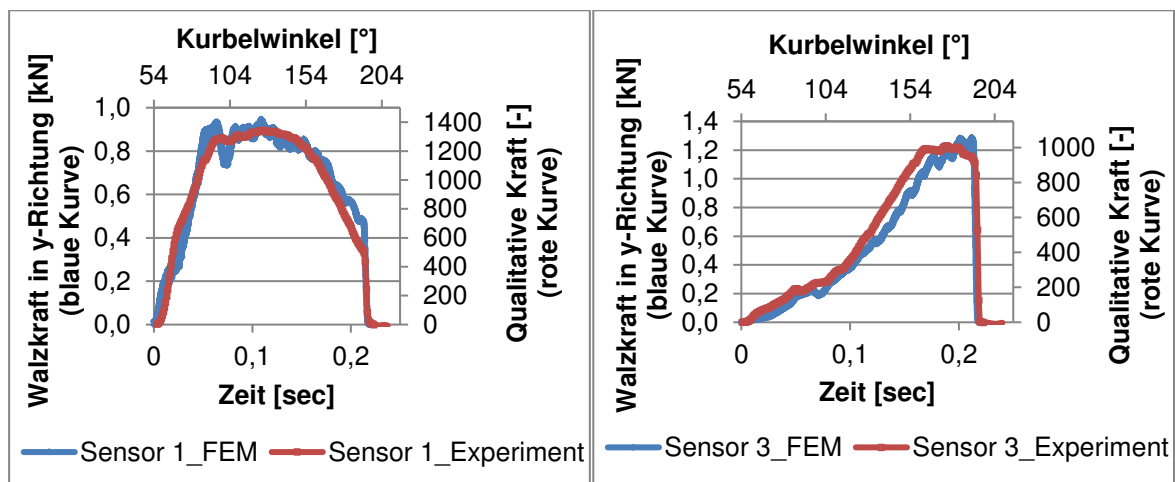


Bild 5.5: Walzkraften der Sensoren 1 und 3 in y-Richtung

Bei den experimentellen Kurven (rot) ist die qualitative Kraft über dem Kurbelwinkel und bei den simulierten Kurven (blau) ist die tatsächliche Walzkraft über der Zeit aufgetragen. Da die Walzwerkzeuge als starre, also als nicht deformierbare Werkzeuge angenommen wurden und keine Federwirkung der beweglichen Walzbacke definiert werden konnte, wurde die Geschwindigkeit der beweglichen Walzbacke in verschiedene Raumrichtungen über eine Tabelle definiert. So konnte der Auffederungsweg quer zur Walzrichtung implementiert werden. Nach einigen Variationen des Auffederungswegs konnten die Walzkraften der Simulation weitestgehend an die experimentellen Kurven angepasst werden, siehe **Bild 5.5**.

5.4 Stadienmuster – Experiment vs. Simulation

In diesem Abschnitt wird die ideale Walzmaschineneinstellung numerisch im Vergleich zu experimentellen Stadienmustern abgebildet, siehe **Bild 5.6**.

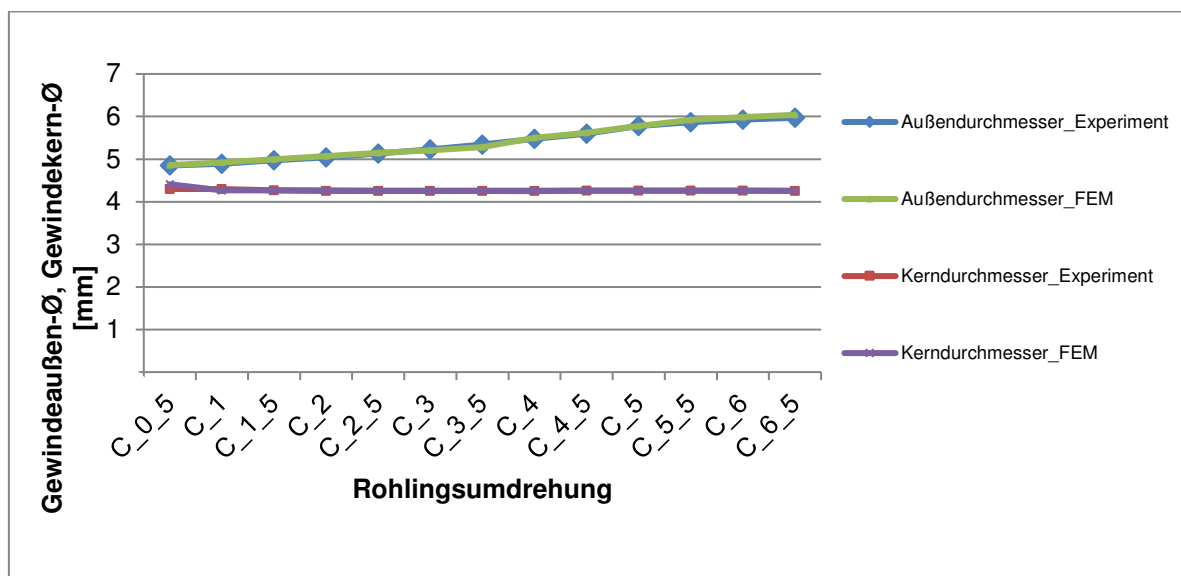
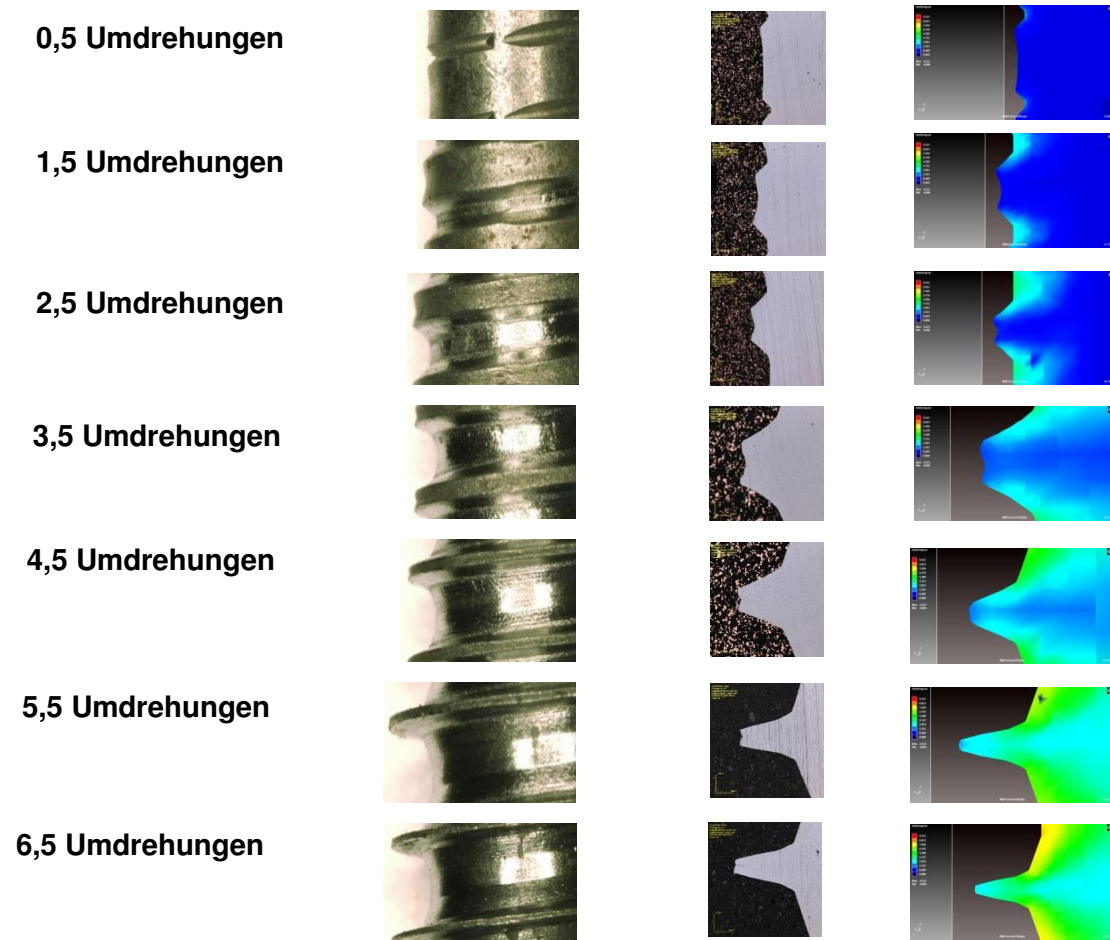


Bild 5.6: Oben: Stadienmuster – Experiment vs. Simulation nach jeder halben Rohlingsumdrehung. Unten: Ausmessen von Außen- und Kerndurchmesser

Diese zeichnet sich durch einen parallelen Walzspalt, rechtwinklig eingebaute Walzwerkzeuge sowie korrekte Druckeinstellungen im Ein- und Auslaufbereich aus. Unter den korrekten Druckeinstellungen wird verstanden, dass nachdem die Schraube den Walzspalt verlassen hat und die elastischen Spannungsanteile zurückgefedert sind, jeweils Kern- und Außendurchmesser innerhalb der Toleranzgrenzen liegen. In der Praxis wird zudem darauf geachtet, dass die Gewindespitzen nicht vollständig mit Material gefüllt sind, um eventuell Schwankungen der Rohlinge und somit Werkzeugüberbeanspruchungen zu vermeiden. Neben dem Zurückfedern der elastischen Spannungsanteile war hier auch die Maschinensteifigkeit ein nicht zu unterschätzender Einflussfaktor. Da die Computersimulation ideal starre Werkzeuge verwendet, war hier keine Federwirkung zu erwarten. Um die Maschinensteifigkeit exakt zu erfassen, wurden zunächst Simulationen mit den gleichen Spaltmaßen wie in der Praxis durchgeführt. Das Spaltmaß für die ideale Walzmaschineneinstellung beträgt 4,15 mm. Für die nächsten Simulationen wurde dieses Maß solange um jeweils ein hundertstel Millimeter erhöht, bis der gleiche Kern- bzw. Außendurchmesser wie in der Praxis herausgekommen ist. Dies war bei einem Spaltmaß von 4,19 mm der Fall, was bedeutet, dass die Maschine in der Praxis um 0,04 mm auffedert. Die Ergebnisse der Stadienmuster von Simulation vergleichend zu den experimentellen Versuchen sind **Bild 5.6** zu entnehmen. Dargestellt sind neben den makroskopischen Aufnahmen aus Kapitel 3.2.2, die metallographischen Schlibfbilder sowie die Stadienmuster aus der Simulation. Gut zu sehen ist die gute Übereinstimmung der Umformzone bzw. des Materialflusses bei allen Stadienmustern. Auch decken sich die Ergebnisse der Ausmessung von Gewindekern- und Gewindeaußendurchmesser, was aus dem Diagramm in **Bild 5.6** zu entnehmen ist.

5.5 Vergleich zum Gleitstauchversuch

In diesem Abschnitt werden die Simulationsergebnisse des Gewindewalzens mit denen des Gleitstauchversuchs verglichen. Als Auswerteparameter sollen die Kontaktspannungen während des Gewindewalzens und dem Gleitstauchversuch betrachtet werden, siehe **Bild 5.7**.

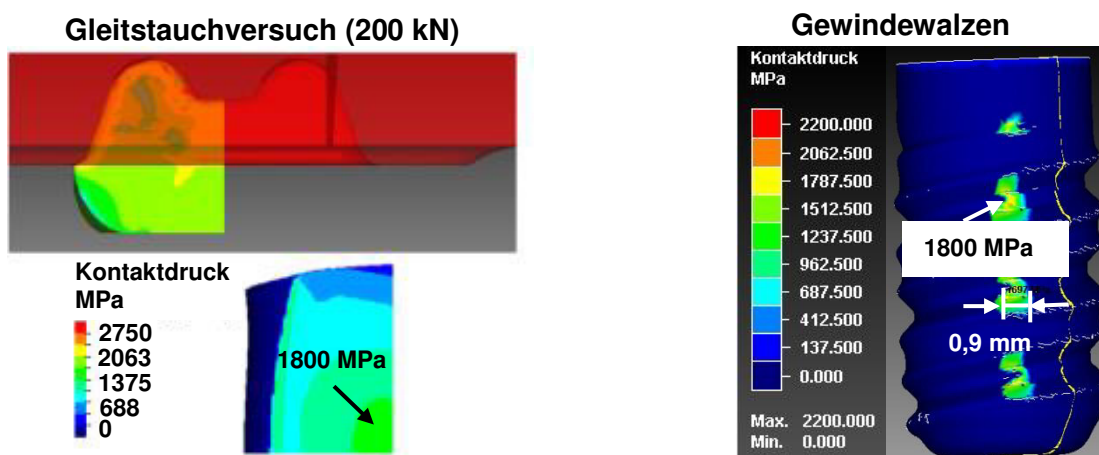


Bild 5.7: Kontaktspannungen (simulativ) beim Gleitstauchversuch und beim Gewindewalzen

In Abschnitt 4.5.3 wurden bereits die Unterschiede zwischen einer Last von 50 kN und 200 kN bei sehr langen Gleitwegen gegenübergestellt. Anhand des Simulationsergebnisses des Gewindewalzens aus **Bild 5.7** (rechts) ist erkennbar, dass der Kontaktweg ca.

0,9 mm beträgt, was die Annahme in Kapitel 4.5.3 bestätigt, dass Gleitwege größer als 1 mm nicht relevant sind. Auch können die angenommenen Kontaktspannungen von ca. 1800 MPa durch die Gewindewalzsimulation bestätigt werden.

5.6 Simulation der Rückfederung der elastischen Anteile

Zur Verdeutlichung der Rückfederung der elastischen Spannungsanteile zu Ende des Gewindewalzens sind in **Bild 5.8** zwei Simulationsbilder im Schnitt dargestellt. Zu sehen ist die Vergleichsspannung nach von Mises kurz vor Ende der Umformstrecke sowie nachdem die Schraube den Walzspalt verlassen hat. Innerhalb des Walzspaltes ergeben sich Vergleichsspannungen nach von Mises von ca. 410 MPa, visualisiert durch die in Gelb dargestellten Bereiche. Nach der Entlastung kommt es zu deutlichen Reduzierungen der Vergleichsspannungen im Inneren der Schraube (ca. 140 MPa). Der Gewindekerndurchmesser vergrößerte sich um ca. 0,06 mm auf 4,25 mm.

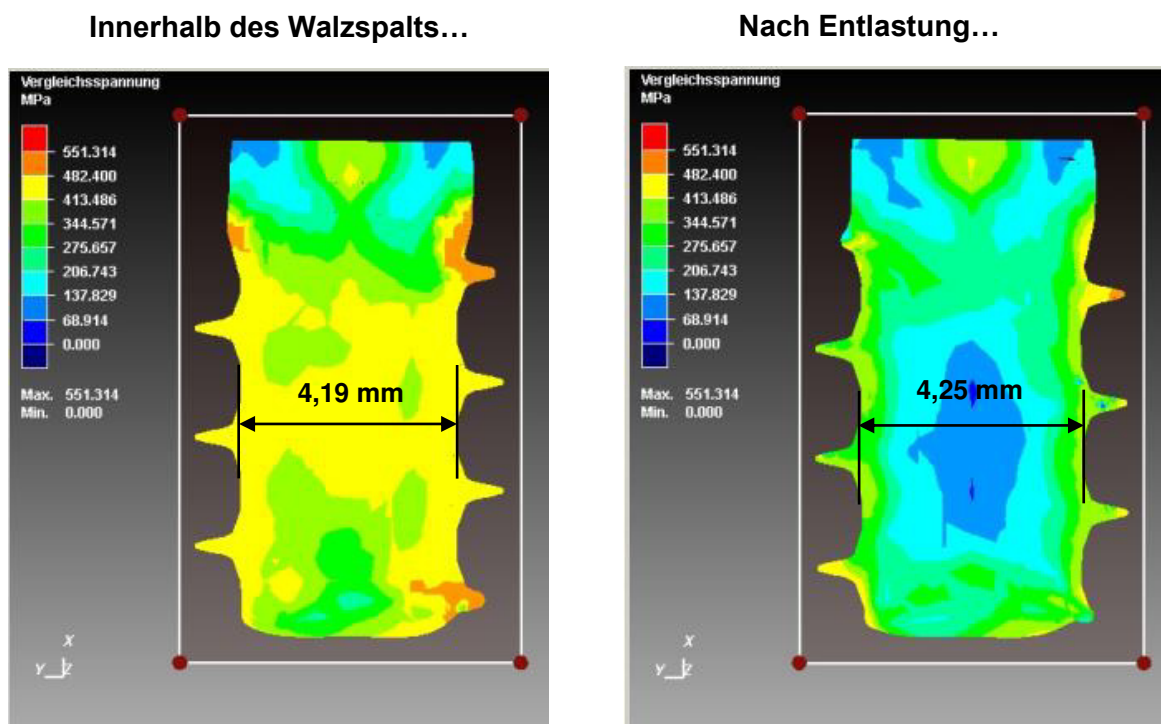


Bild 5.8: Rückfederung der elastischen Spannungsanteile

5.7 Simulation materialflussbedingter Schädigungen

Wie bereits erwähnt, wurde lediglich ein Teil des Rohlings und nicht die komplette Schraube abgebildet, um die Rechenzeiten in einem angemessenen Fenster zu halten. Weiterhin konnte durch die Implementierung einer FORTRAN-UMAT-Routine (vgl. 4.4.1) schon beim Zugversuch mit lediglich 6500 finiten Elementen eine messbare Rechenzeitverkürzung erzielt werden. Bei der Simulation des Gewindewalzprozesses (ca. 280.000 finite Elemente) wirkte sich die Rechenzeitverkürzung deutlich stärker aus, sodass etwa 30% Rechenzeit eingespart werden konnte. Die gesamte Rechenzeit belief sich auf ca. 16 Tage trotz Parallelisierung auf insgesamt sechs Rechenkernen.

Die Simulationsergebnisse materialflussbedingter Schädigungen sind in **Bild 5.9** dargestellt. Abgebildet in **Bild 5.9 (a)** ist zunächst der Umformgrad zu Ende des Gewindewalzprozesses. Der größte Umformgrad und damit die höchste Kaltverfestigung liegen im Gewindegrund der Schraube vor, was bereits durch die Nanoindentierung gezeigt werden konnte. Dagegen zeigen die Gewindespitzen Bereiche geringster plastischer Umformung. **Bild 5.9 (b)** zeigt die unterschiedlichen Vernetzungen innerhalb der gewalzten Schraube. Zur Reduktion der Rechenzeiten wurde mit einem inneren Vergrößerungsfaktor gerechnet, der die Elementkantenlänge inmitten der Schraube entsprechend vergrößerte. Die unterschiedlichen Vernetzungen auf der Oberfläche der Schraube werden durch **Bild 5.9 (c)** verdeutlicht, in welchem lediglich ein Gewindezahn abgebildet ist. Gut zu erkennen ist, dass der Gewindegrund gröber vernetzt ist als der Gewindeflanken- und Gewindespitzenbereich, um Rechenzeit einzusparen. Um den Materialfluss in die Gewindespitzen numerisch abbilden zu können, ist eine sehr feine Vernetzung in diesem Bereich notwendig, wobei es durch die Durchdringung einzelner Elemente von Werkstück zu Werkstück, ebenso von Werkstück zu Werkzeug, zunehmend zu Kontaktproblemen gekommen war.

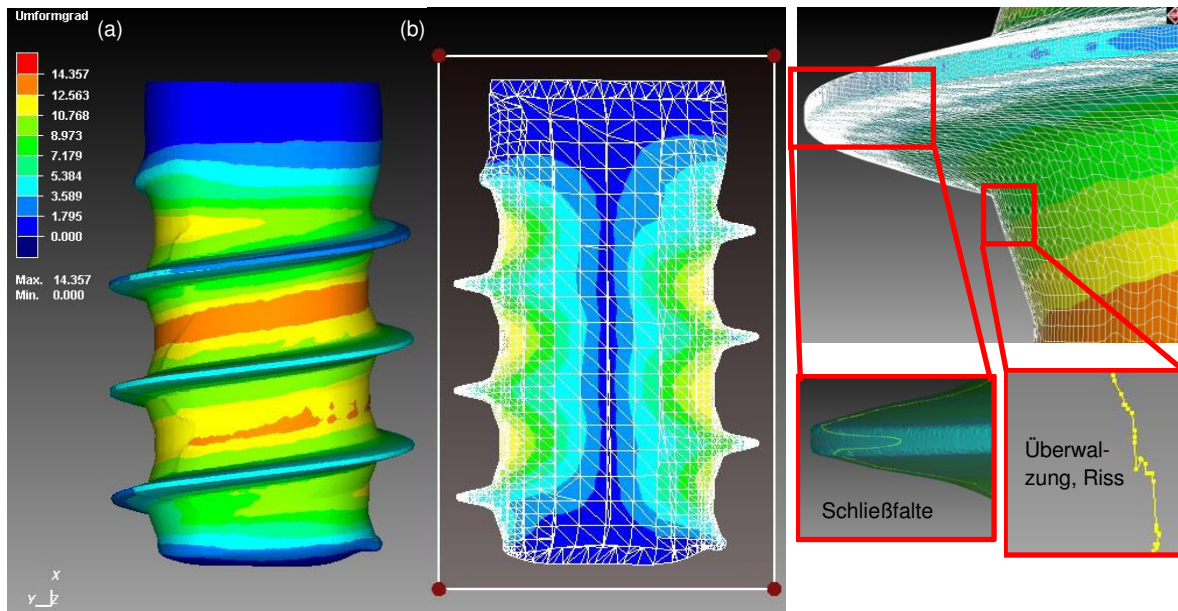


Bild 5.9: Links: Umformgrade zu Ende der Simulation. Mitte: Schnitt durch das Bild von links (Netzdarstellung). Rechts: Materialflussbedingte Schädigungen, wie z.B. Schließfalten, Risse und Überwälzungen

Um Überwälzungen oder auch Risse in der Simulation rechnerisch zugänglich machen zu können, wurden Fließlinien auf die Oberfläche der Schraube gelegt, welche sämtliche Knotenverschiebungen anzeigen konnten. Ohne Fließlinien würden diese Verformungen durch Neuvernetzungen nicht visualisiert werden können. Die Simulation materialflussbedingter Schädigungen könnte durch einen Segment-Segment-Kontakt ohne Fließlinien simuliert werden, da hier kein Verschmelzen des Materials erfolgt. Dieser Kontakt war allerdings noch nicht in der FE-Simulationssoftware SIMUFACT.FORMING integriert.

Aus **Bild 5.9 (c)** geht hervor, dass die entstandenen Überwälzungen im Gewindegrund wenig ausgeprägt sind, was auch zu erwarten gewesen ist, da die ideale Walzmaschineneinstellung simuliert wurde. Gravierendere Materialschädigungen im Gewindegrund bzw. an den Gewindeflanken sowie im Kern der Schraube ergaben sich beispielsweise bei erhöhtem Auslaufdruck, was im nächsten Abschnitt erläutert wird.

5.8 Simulation von Hohlwalzungen

Für die Simulation von Hohlwalzungen wurde der Walzspalt im Auslaufbereich um etwa ein Zehntelmillimeter verengt, entsprechend der experimentellen Variante „etwas erhöhter Auslaufdruck, Einlaufdruck ideal“ (vgl. Kapitel 3.4.2.4). Zur Untersuchung des Mannesmanneffektes (vgl. Kapitel 2.6.3) sollten zunächst die Normalspannungen kurz vor Ende der Gewindewalzsimulation in alle drei Raumrichtungen betrachtet werden, siehe **Bild 5.10**.

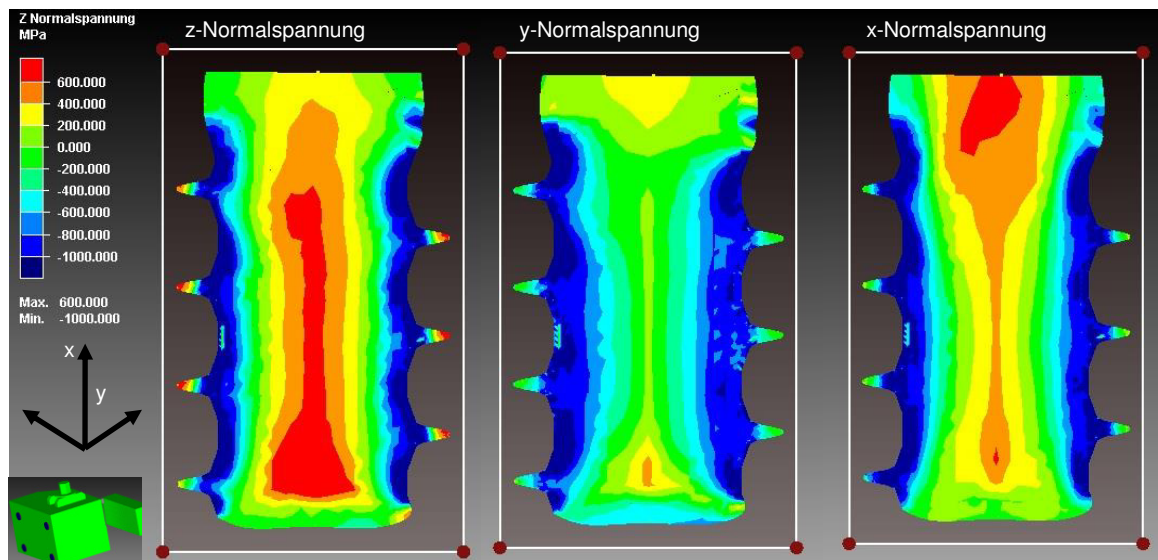


Bild 5.10: Darstellung der Normalspannung in alle drei Raumrichtungen

Es ist erkennbar, dass die höchsten Zugspannungen von über 600 MPa in Walzrichtung (z-Achse) vorliegen. Wenn man diese Spannungen mit den ertragbaren Spannungen aus dem Zugversuch bei einer Prüfgeschwindigkeit von 500 mm/min vergleicht, stellte man fest, dass die Zugfestigkeit von ca. 580 MPa überschritten wurde, sodass diese Bereiche besonders rissempfindlich waren. Bei einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min liegt die Zugfestigkeit bei ca. 510 MPa. Im Randbereich entstehen sehr hohe Druckspannungen von über 1000 MPa, wodurch die sekundären Zugspannungen in Walzrichtung hervorgerufen werden. Die Kombination von äußeren Druckspannungen und sekundären Zugspannungen führen schließlich zu dem bekannten Mannesmanneffekt. Quer zur Walzrichtung (y-Normalspannung) entstehen lediglich maximale Zugspannungen von ca. 200 MPa, welche deutlich unterhalb der Kräfte in Walzrichtung liegen, was jedoch prozessbedingt auch zu erwarten gewesen ist. Die Normalspannungen in x-Richtung zeigen sehr hohe Zugspannungen an, welche für die Schraubenlängung verantwortlich sind.

Interessant in diesem Zusammenhang ist die Entwicklung des hydrostatischen Druckes während des Gewindewalzens, siehe **Bild 5.11**. Betrachtet werden hier zwei unterschiedliche Punkte, wobei einer inmitten der Schraube und der zweite im Gewindegrund liegt. Der hydrostatische Druck in Punkt 1 ist erwartungsgemäß stets positiv und stieg bis zu Ende der Simulation an. In Punkt 2 kommt es zu starken Schwankungen bis zu 1500 MPa. Der häufigste Wert des hydrostatischen Druckes liegt bei ca. -250 MPa.

Die extremen Ausschläge bis ca. -1400 MPa wiederholen sich periodisch und resultieren aus dem Kontakt des Punktes mit den Walzbacken nach jeder halben Rohlingsumdrehung. Für die numerische Abbildung des Mannesmanneffektes wurde in dieser Arbeit sowohl ein makromechanisches Modell nach Cockcroft und Latham als auch ein mikromechanischer

Ansatz nach Lemaitre verfolgt.

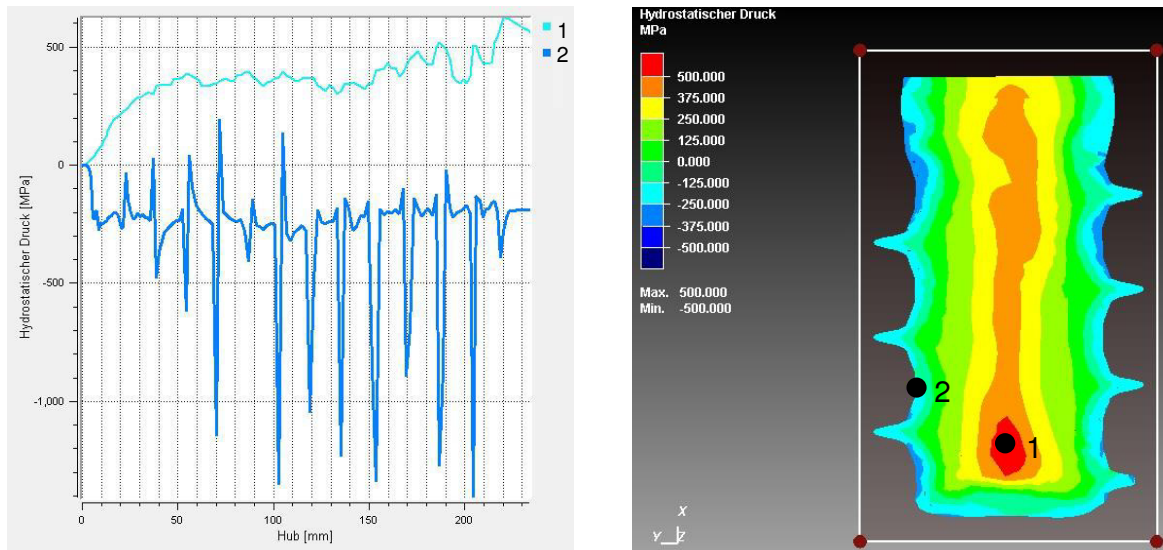


Bild 5.11: Hydrostatischer Druck während des Walzens an zwei verschiedenen Orten

Die Ergebnisse von Simulationsrechnungen zur Schädigungsentwicklung während des Gewindewalzens werden in **Bild 5.12** mit den Beobachtungen an experimentell generierten Proben verglichen. Im oberen Teil des Bildes werden die Simulationsergebnisse und die experimentellen Stadienmuster zwischen 0 und 3,5 Rohlingsumdrehungen gezeigt. Im unteren Teil werden die Stadienmuster zwischen 4,5 und 7 Rohlingsumdrehungen den Schädigungsverteilungen gegenübergestellt.

Bei beiden Modellen zeigt sich eine sehr gute Vorhersage des Versagens im Werkstoffinneren. Nachteilig bei dem Modell nach Cockcroft und Latham ist, dass auch im Randbereich sehr hohe Schädigungswerte errechnet werden. Der Schädigungsparameter wird akkumuliert über den gesamten Walzprozess, sodass am Ende der Simulation der größte Wert errechnet wird. Hier wird der Quotient aus maximaler Zugspannung zur Vergleichsspannung nach von Mises als Schädigungswert berechnet. Aufgrund der hohen Schädigungswerte im Randbereich kann man darauf schließen, dass in diesem Bereich sehr hohe erste Hauptnormalspannungen vorliegen bei einer vergleichsweise niedrigen Vergleichsspannung nach von Mises. Hingegen zeigen die Simulationsergebnisse nach Lemaitre (jeweils untere Reihe in **Bild 5.12**) keine erhöhten Schädigungswerte im Randbereich. Zu den Grundannahmen des Modells zählen zum einen, dass nur Zugspannungen für eine Schädigung verantwortlich sind und zum anderen, dass die Schädigung ab Beginn der Gleichmaßdehnung einsetzt. Sobald eine Pore entsteht und wächst, vermindert dies die effektive Fläche und das Element muss die gleiche Kraft auf eine kleinere Fläche übertragen, wodurch die auf das Element wirkende Spannung durch die Schädigung ansteigt. Im realen Versuch würde die Spannung auf benachbarte Flächen ausweichen.

Nicht nur der Ort der Materialschädigung in Form des Mannesmanneffektes, sondern auch der Zeitpunkt, ab welchem dieser im Experiment auftritt, wurde durch die Simulationsergebnisse sehr gut wiedergegeben. Die ersten Anzeichen einer Hohlwalzung ergeben sich nach ca. 5,5 Rohlingsumdrehungen, wobei man bei den zwei Schädigungsansätzen auch erste hohe Werte im Werkstoffinneren feststellen kann. Bei dem Schädigungsmodell nach Cockcroft und Latham gibt es keinen absoluten Grenzwert, da die Werte bis zum Ende einer Simulation fortwährend aufaddiert werden.

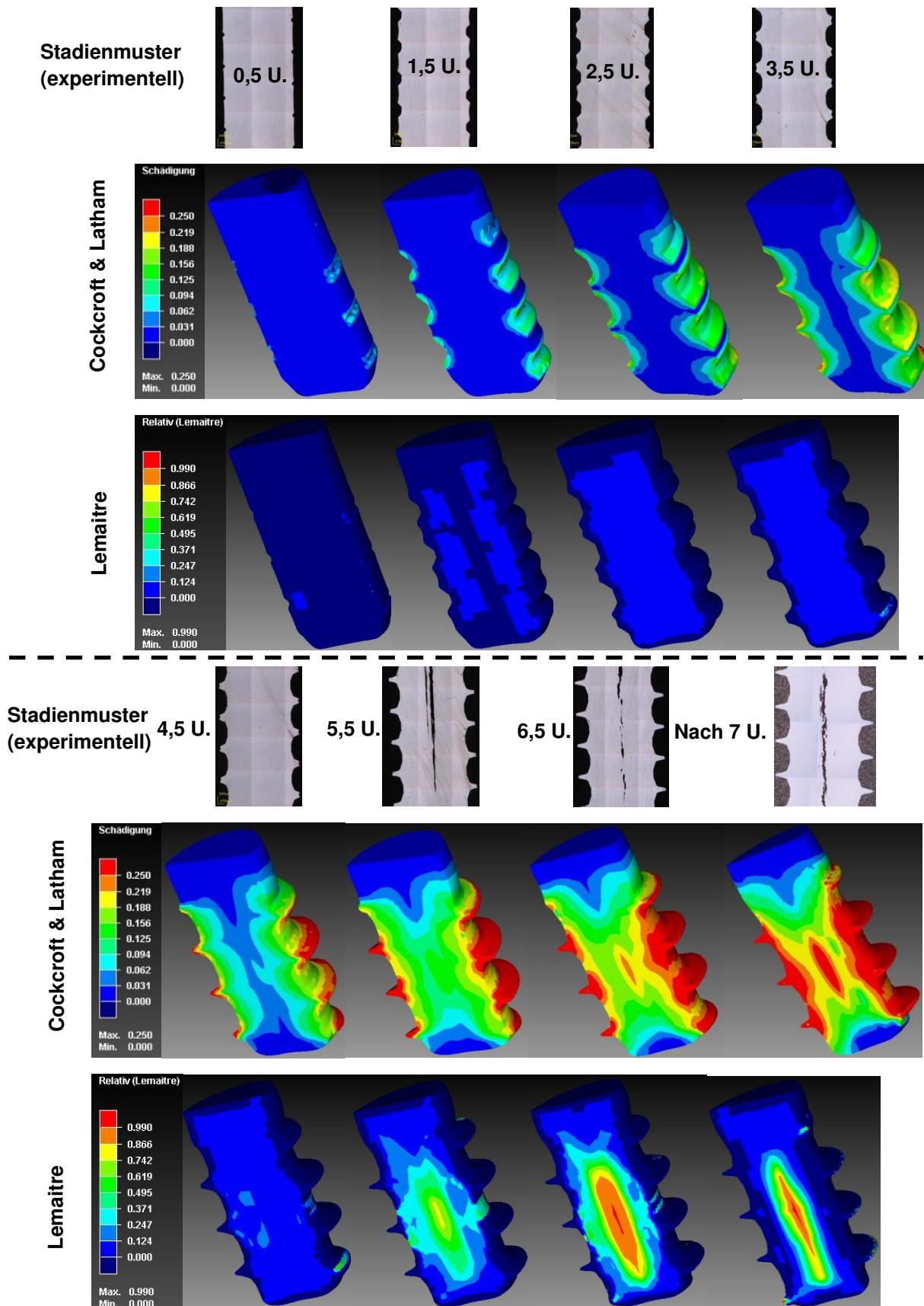


Bild 5.12: Simulationsergebnisse des Mannesmanneffektes

Jedoch existiert bei dem Schädigungsansatz nach Lemaitre ein absoluter Grenzwert von

$D_{Lemaitre} = 1$, bei welchem vollständiges Werkstoffversagen auftritt, da keine effektive Fläche mehr vorhanden ist. Als Ergebnis standen nun zwei Schädigungsmodelle zur Verfügung, welche die Materialschädigungen inmitten einer Schraube sehr gut wiedergeben konnten. Zu bevorzugen wäre hier das Schädigungsmodell nach Lemaitre, da der Ort und das Ausmaß der Schädigung direkt angezeigt werden. Beim Schädigungsmodell nach Cockcroft und Latham wird ein größerer Bereich inmitten der Schrauben als rissempfindlich dargestellt, was die Interpretation etwas erschwert.

5.9 Simulation mit verschlissenen Walzbacken

Eine weitere Herausforderung war die Simulation von Schrauben mit verschlissenen Walzwerkzeugen, da insbesondere der Einlaufbereich durch erhöhten Werkzeugverschleiß nur wenige Kontaktflächen aufwies, sodass das Anwalzen zu einem sensiblen Faktor wurde. Zunächst musste der Werkzeugverschleiß exakt in die 3D-CAD-Modelle eingearbeitet werden. Beispielhaft zeigt **Bild 5.13** den Werkzeugverschleiß eingearbeitet in das 3D-CAD-Modell im Einlaufbereich der langen Walzbacke. Der Anwalzpunkt liegt bei der langen Walzbacke bei ca. 7,5 mm, wo auch der Werkzeugverschleiß beginnt. Dieser erstreckt sich über eine Länge von ca. 15 mm (vgl. **Bild 3.35**).

Gleiches Laufbild ergibt sich auf der kurzen Walzbacke, lediglich um 7,5 mm verschoben, da der Rohling direkt zu Beginn angewalzt wird. Zur Verdeutlichung des Walzbackenverschleißes wurde bereits in **Bild 3.37** ein Vergleich der experimentellen Einlaufproben gezeigt. Daraus ist leicht ersichtlich, dass bei verschlissenen Walzbacken der ideal parallele Walzspalt hier nicht eingestellt werden kann, da aufgrund des verschlissenen Einlaufbereichs der Rohling nicht in Rotation versetzt werden kann. Daher war man gezwungen, den Walzspalt im Einlaufbereich zu verkleinern, was dazu führte, dass die Materialumformung zur Ausformung des Gewindes auf einem kürzeren Walzweg stattfindet.

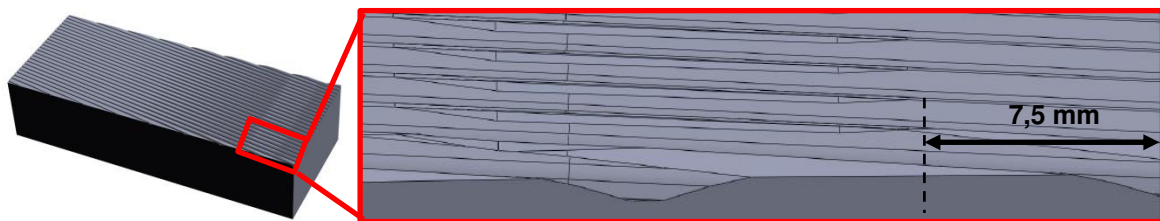


Bild 5.13: 3D-CAD-Modell einer verschlissenen langen Walzbacke

Ein interessanter Aspekt, der auch bei der Simulation des Gewindewalzens aufgefallen war wird in **Bild 5.14** dargestellt. Simuliert wurde mit einem etwas erhöhten Einlaufdruck, um die sichere Mitnahme des Bolzens zu gewährleisten.

Es wird die Entwicklung der Schließfalte zwischen den Stadienmustern nach 1,5 bis 4,5 Rohlingsumdrehungen bei neuen und verschlissenen Walzbacken gegenübergestellt. Bei verschlissenen Walzwerkzeugen erfolgt ein gleichmäßiger Materialfluss in Richtung Gewindespitze, wodurch sich keine Schließfalte ausbildet (vgl. Abschnitt 3.5.4), im Gegensatz zu neuen Walzbacken (vgl. auch Kapitel 2.7.2 ‚Aufbau der Walzbacken‘, **Bild 2.21**). Dort wurde bereits angedeutet, dass ein verbreiteter Steg der Walzbacken zu einem veränderten Materialfluss führen kann. Ein solch stumpfes Profil im Einlauf der Walzwerkzeuge könnte bewusst konstruiert werden, um die Schließfaltenproblematik zu umgehen.

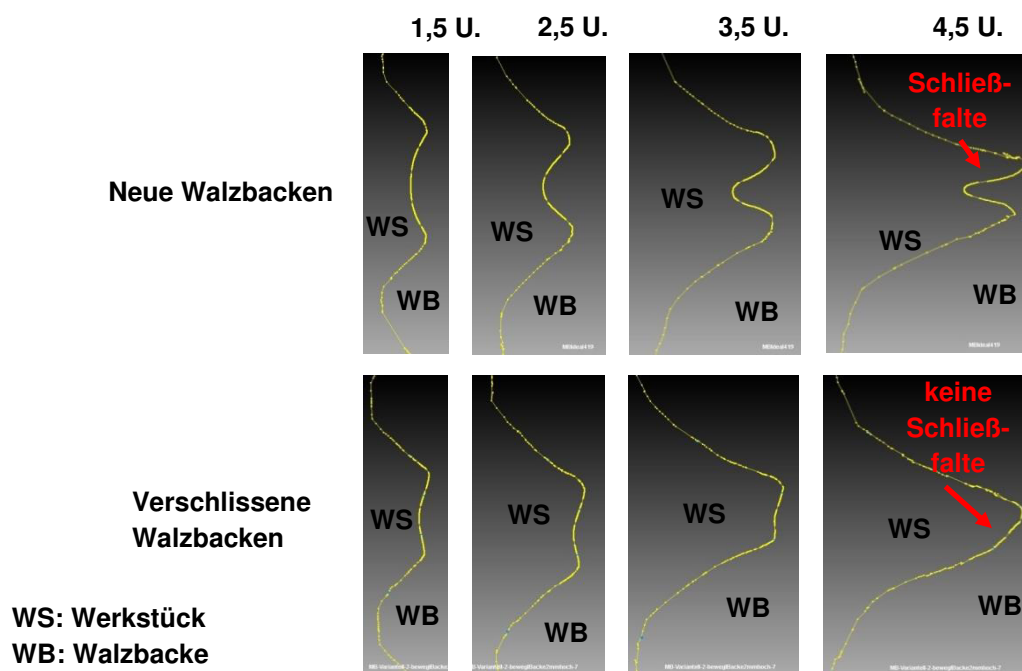


Bild 5.14: Entwicklung der Schließfalte bei neuen und verschlissenen Walzbacken

5.10 Simulation des Risswachstums bei unterschiedlichen Materialschädigungen

Die zuvor genannten Schädigungsansätze, Cockcroft und Latham sowie Lemaitre, können rissgefährdete Bereiche in einem Bauteil herauskristallisieren. Es war derzeit noch nicht möglich, ein Risswachstum mit der Software SIMUFACT.FORMING zu simulieren. Daher wurde hier auf einen in [Wic15] mit der Software DEAL.II entwickelten Programmcode zurückgegriffen. Um den Rechenaufwand der Simulation möglichst gering zu halten, wurden 2D-Simulationen durchgeführt. Die Partitionierung und Vernetzung erfolgte hierbei mit der Software GMSH, siehe **Bild 5.15**. Gut zu erkennen sind die lokalen Netzverfeinerungen in den Gewindespitzen und -flanken sowie in den Gewindegründen. In den folgenden Abschnitten werden unterschiedliche Rissstartpunkte entsprechend der experimentell ermittelten Schraubenmuster definiert.

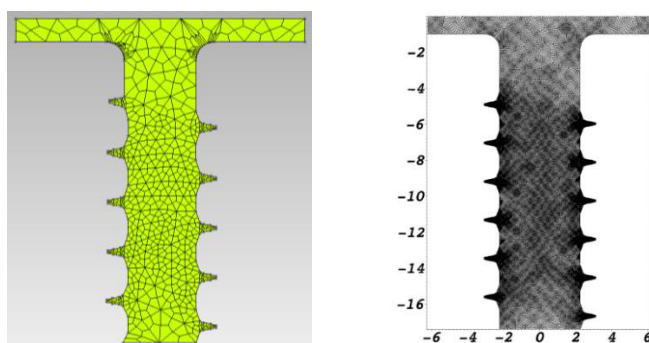


Bild 5.15: 2D-CAD-Modell partitioniert (links) und mit Vierecken vernetzt (rechts), Einheiten in [mm]

Ziel hierbei war es, die kritischsten Rissorte beim quasi-statischen Zugversuch herauszufinden. Zentrale Bewertungsgrößen sind hierbei die Zeit bis zum vollständigen Versagen der Schraube sowie die Zeit, wenn der Riss zu wachsen beginnt. Als Auswerteparameter

wird die sogenannte Phasenfeldvariable genutzt, welche Risse in der Farbe Rot und keine Risse in Blau visualisiert.

5.10.1 Schraube ohne Risse - elastische und elastisch-plastische Rechnung -

Zu Beginn der Simulationen sollte eine intakte Schraube ohne Risse verwendet werden, um die Auswirkungen unterschiedlicher Vernetzungen (**Bild 5.16**) auf das Ergebnis zu ermitteln. In [Wic15] wurde gezeigt, dass die dargestellten Vernetzungen keinen Einfluss auf die Stabilität und Robustheit der numerischen Simulation haben. Auch sollten hier Vergleiche zwischen elastischer und elastisch-plastischer Rechnung herausgearbeitet werden.

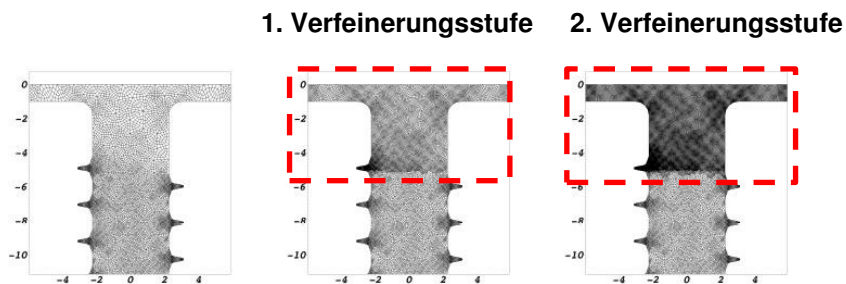


Bild 5.16: Vernetzungen der 2D-Schraube mit der Software GMSH, Einheiten in [mm]

Dazu werden in **Bild 5.17** die Simulationsergebnisse der Phasenfeldvariablen der verschiedenen Materialmodelle gegenübergestellt.

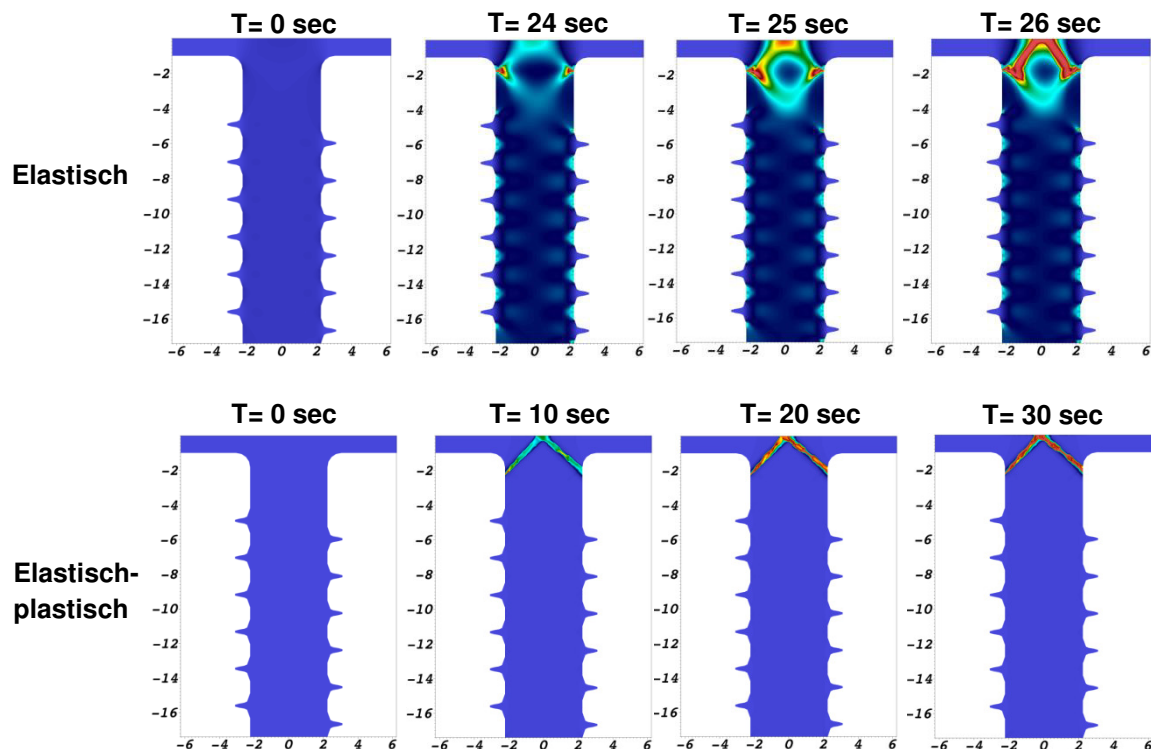


Bild 5.17: Phasenfeldvariable (rot: Riss, blau: kein Riss) bei elastischer und elastisch-plastischer Berechnung (Material: 23MnB4)

In beiden Fällen tritt das Versagen im Kopf-Schaft-Übergang (größter Querschnittsprung) auf. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 1 mm/min. Als relevante Auswertegröße soll hier die

Zeit bis zum Risseintritt sowie die Zeit für das Risswachstum bis zum Probenbruch betrachtet werden. Die Kenngröße wurde deswegen ausgewählt, um zum einen Unterschiede in elastischer und plastischer Berechnung zu erkennen und zum anderen Schrauben mit Materialschädigungen im Vergleich zu fehlerfreien Schrauben im Zugversuch differenzieren zu können. Bei rein elastischer Berechnung beginnt das Risswachstum nach $T = 24 \text{ sec}$. Nach weiteren zwei Sekunden erfolgt der Restgewaltbruch. Erwartungsgemäß tritt bei elastisch-plastischer Simulation ein moderateres Risswachstum auf und die Zeit zwischen dem Beginn des Risswachstums und endgültigem Versagen ist deutlich länger als bei rein elastischer Rechnung ($T = 20 \text{ sec}$).

5.10.2 Risse im Gewindegrund und in den -flanken

Entsprechend der experimentellen Stadienmuster werden hier Risse in den Gewindegründen und in den Gewindeflanken vorgegeben, siehe **Bild 5.18** (links oben).

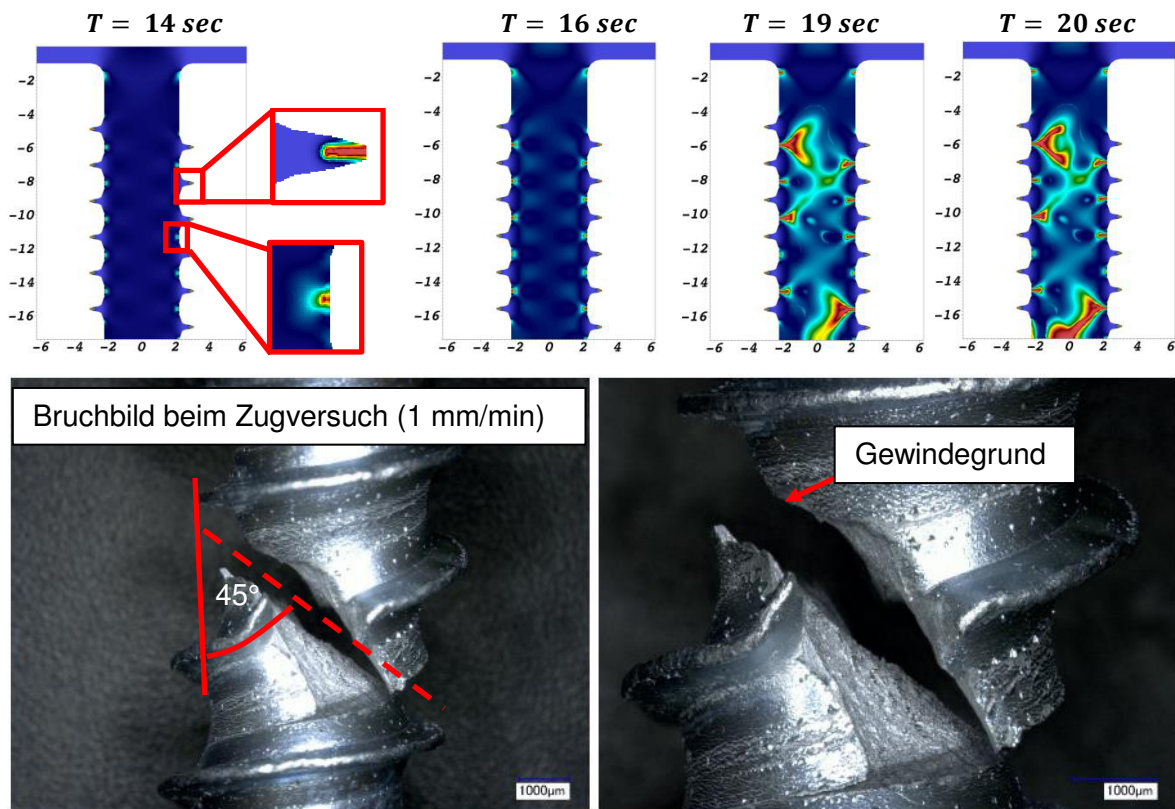


Bild 5.18: Phasenfeldvariable (rot: Riss, blau: kein Riss) bei Rissen im Gewindegrund und in den -flanken (obere Reihe) sowie experimentelle Bruchbilder (untere Bilder)

In **Bild 5.18** sind die Simulationsergebnisse der Phasenfeldvariablen (elastische Rechnung) dargestellt. Auch wird ein experimentelles Stadienmuster aus dem Zugversuch, welches viele Risse im Gewindegrund und in den Gewindeflanken hatte, vergleichend abgebildet. Gut zu erkennen ist ein ähnliches Bruchbild von FE-Simulation und Experiment. Nach der Rissinitiierung im Gewindegrund bei $T = 14 \text{ sec}$ breitet sich der Riss im 45° -Winkel zur Hauptnormalspannung aus. Der simulative Zeitpunkt der Rissinitiierung ist deutlich früher als bei einer idealen Schraube ohne Risse (vgl. **Bild 5.17**, elastische Berechnung). Die Zeit bis zum vollständigen Versagen beträgt weitere sechs Sekunden.

5.10.3 Hohlgewalzte Schrauben mit Rissen im Gewindegrund und in den -flanken

Neben den Rissen im Gewindegrund und in den -flanken wird hier zusätzlich eine ca. 6 mm lange Hohlwalzung definiert. Auch hier zeigen die numerischen Simulationsergebnisse und das Experiment gleiche Bruchbilder (**Bild 5.19**). Das Risswachstum beginnt wie auch beim vorherigen Beispiel im Gewindegrund bei $T = 14 \text{ sec}$ und verläuft im 45° -Winkel zur Hauptnormalspannung.

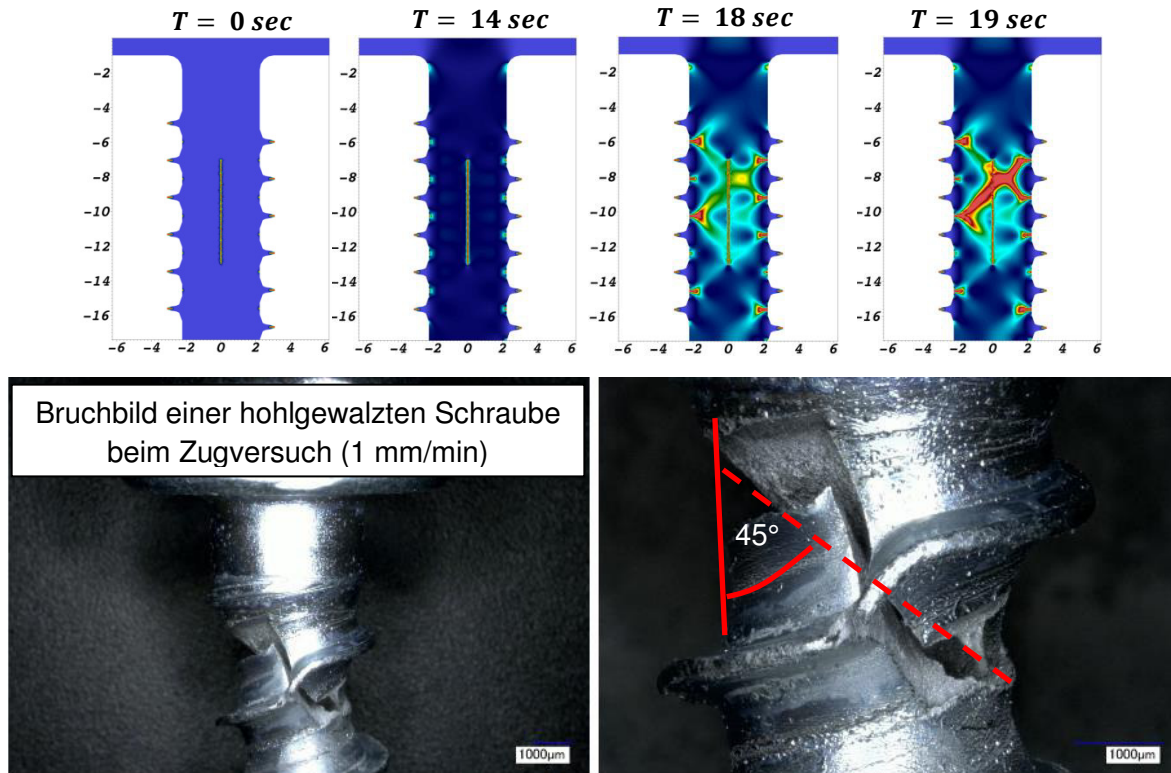


Bild 5.19: Phasenfeldvariable (rot: Riss, blau: kein Riss) bei hohlgewalzten Schrauben mit Rissen im Gewindegrund und in den -flanken

Deutlich zu erkennen ist hier ein schnelleres Wachstum als bei den vorherigen Versuchen, was auf die Größe der Hohlwalzung zurückzuführen ist. Die Zeit bis zum vollständigen Versagen beträgt hier nur fünf Sekunden. Zusammenfassend ist zu sagen, dass die Rissinitiierung vom Gewindegrund ausgeht, sodass Risse in den Gewindeflanken in der angenommenen Größe nahezu keinen Einfluss auf die Rissinitiierung hatten. Die numerische Simulation hatte gezeigt, dass eine Hohlwalzung inmitten einer Schraube die Rissausbreitung beschleunigt, was auf die verkleinerte Querschnittsfläche zurückzuführen ist.

5.11 Zusammenfassende Beurteilung

Es steht nun ein Simulationsmodell für das Gewindewalzen zur Verfügung, welches sämtliche Materialschädigungen darstellen kann. Die Simulationsrechnungen zur Schädigungsentwicklung auf der Grundlage des Schädigungsparameters nach Cockcroft und Latham sowie nach Lemaitre stimmen mit den Beobachtungen an realen Proben überein. Ebenso konnten Risse, Schließfalten und Überwalzungen entsprechend der Realität simulativ abgebildet werden. Auch die Simulationsrechnungen bezogen auf das Risswachstum zeigen vielversprechende Ergebnisse. Interessant waren die Untersuchungen der verschlissenen

Walzbacken, da die Schließfaltenproblematik inmitten eines Gewindegewindes weniger stark vorhanden sind. Die Lage dieser Schließfalte im unteren Teil des Gewindegewindes ist besonders beim Einschrauben kritisch, da die Gewindeflanke der hohen Belastung nicht standhalten kann. Durch das verschlissene Einlaufprofil lagen deutlich veränderte Walzbedingungen vor, welche der Bildung der Schließfalte entgegenwirkten. Daher liegt die Überlegung nahe, dass gezielt die Walzbackengeometrie in diesem Bereich angepasst werden könnte. Die lineare Absenkung könnte z.B. durch einen tangentialen Radius ersetzt werden, sodass ein gleichmäßiger Materialfluss vom Inneren des Bolzens in die Gewindespitzen erfolgen kann. Auch könnte ein verändertes Rampenprofil, z.B. ein verbreiteter Steg **s (Bild 2.21)** dazu beitragen, dass das Material gleichmäßig aufsteigt. Nicht zu vergessen ist der tribologische Aspekt, da insbesondere die Reibung entscheidend die Fließbedingungen beeinflusst. Jetzt soll das Simulationsmodell auf andere komplexe Gewindegeometrien übertragen werden, bei denen es zu erhöhten Schwierigkeiten beim Gewindewalzen gekommen ist.

6 Anwendungsbeispiel 1: Spindel

6.1 Problemstellung

Während der Produktion von Bewegungsgewinden (Spindeln) kam es in der nahen Vergangenheit verstärkt zur Span- bzw. Flitterbildung im oberen sowie unteren Bereich der Spindeln, siehe **Bild 6.1**. Auffällig war, dass in der Regel im mittleren Bereich der Spindel keinerlei Spanbildung vorzufinden gewesen war. Bei diesem Bewegungsgewinde lag das Hauptaugenmerk auf einer glatten Kernkontur und nicht etwa auf voll ausgewalzten Gewindespitzen. Aus diesen Gründen wurde eine FE-Simulation aufgebaut, um den Prozess numerisch zugänglich zu machen. Hierbei sind insbesondere systematische Zusammenhänge zwischen unterschiedlichen Walzbackengeometrien und der Werkstückqualität zu erarbeiten.

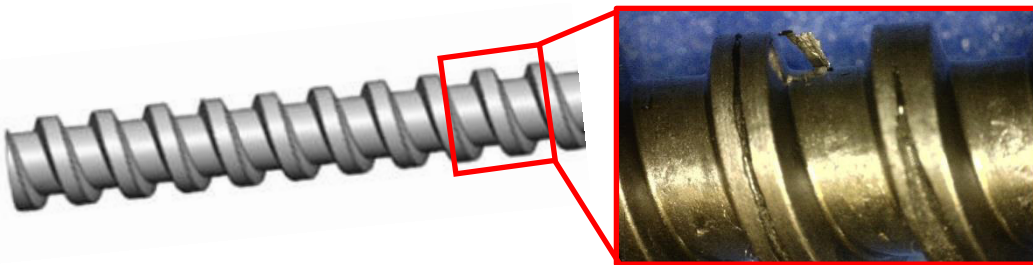


Bild 6.1: Problemdarstellung: Flitterbildung im oberen Teil einer Spindel

Es standen drei Walzbackenpaare als 3D-CAD-Modelle der Firmen A und B zur Verfügung. Die Firma A konstruierte zwei verschiedene Walzbackenlängen (Bezeichnungen: A1 für die kurze Variante und A2 für die längere Variante). Die Firma B stellte ein Pendant (gleiche Walzbackenlänge) zur A2-Walzbacke her. Der Unterschied lag in einem veränderten Einlaufprofil im vorderen Bereich auf den Walzbacken.

6.2 Simulationsergebnisse der verkürzten Spindel

Das hier verwendete Simulationsmodell ähnelte sehr stark dem des Gewindewalzen des DELTA PT®-Gewindes. Angepasst werden mussten die Geschwindigkeit des Pleuelantriebs, Werkstück, Werkzeug, Vernetzung (siehe **Bild 6.2**), Schrittweitenregelung sowie sonstige Rand-, Anfangs- und Kontaktbedingungen.

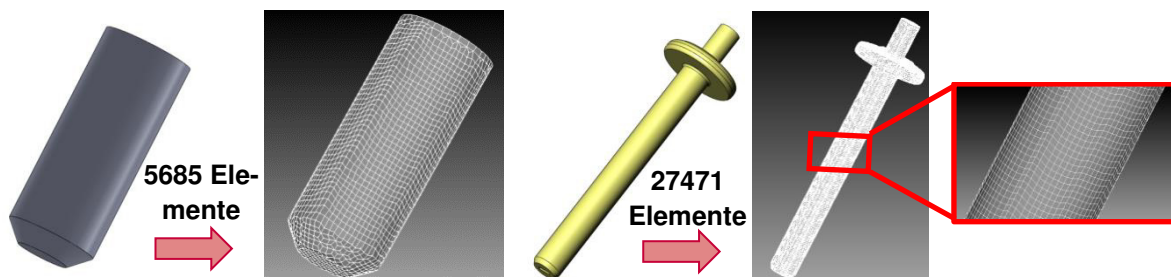


Bild 6.2: Vernetzung eines Teilbereichs (links) sowie der kompletten Spindel (rechts)

Innerhalb der ersten Simulationen wurde lediglich ein Teil der Spindeln berechnet, um sowohl die Elementanzahl als auch die modellierenden Kontakte zu reduzieren, um somit die

Rechenzeit in einem angemessenen Fenster zu halten. Jedoch war es hier zwingend notwendig, auch die komplette Spindel innerhalb der Simulation zu betrachten, da die Flitterbildung nicht periodisch auftrat, sondern bevorzugt im oberen und unteren Teil der Spindel. Die Anfangsvernetzung der Werkstücke ist in **Bild 6.2** dargestellt. Es ist zu erkennen, dass bereits das Anfangsnetz der kompletten Spindel etwa das Fünffache an finiten Elementen aufweist. Nach einigen Netzverfeinerungen während der Gewindewalzsimulation betrug die Elementanzahl zu Ende des Prozesses etwa 300.000. Diese einzelnen Verfeinerungsstufen waren unumgänglich, um die Flitterbildung im Gewindekern exakt abbilden zu können. Die Auffälligkeiten der Simulationsergebnisse bei den unterschiedlichen Walzbackenausführungen werden in den folgenden Abschnitten erläutert.

6.2.1 Materialflussbedingte Auffälligkeiten

Bei diesem Anwendungsbeispiel wurden zunächst unterschiedliche Reibwerte nach Coulomb in der Simulation getestet. Die Simulationsversuche ergaben, dass ein minimaler Reibwert nach Coulomb von $\mu = 0,19$ erforderlich ist, sodass die Mitnahme des Rohlings gewährleistet werden konnte. Bei den A1-Walzbacken ergibt sich infolge zu tiefer Fräsritzen innerhalb der Walzbackengeometrie kurz vor der Kalibrierstrecke ein starker Materialaufwurf, siehe **Bild 6.3**. Dabei vergrößert sich der Außendurchmesser der Spindel auf ca. $D_A = 8,65 \text{ mm}$ ($D_{ASoll} = 8,50 \text{ mm}$). Zwangsläufig wird dieser Materialaufwurf innerhalb der Kalibrierstrecke glatt gewalzt, wodurch sich das überschüssige Material partiell auf den Umfang der Spindel verteilt.

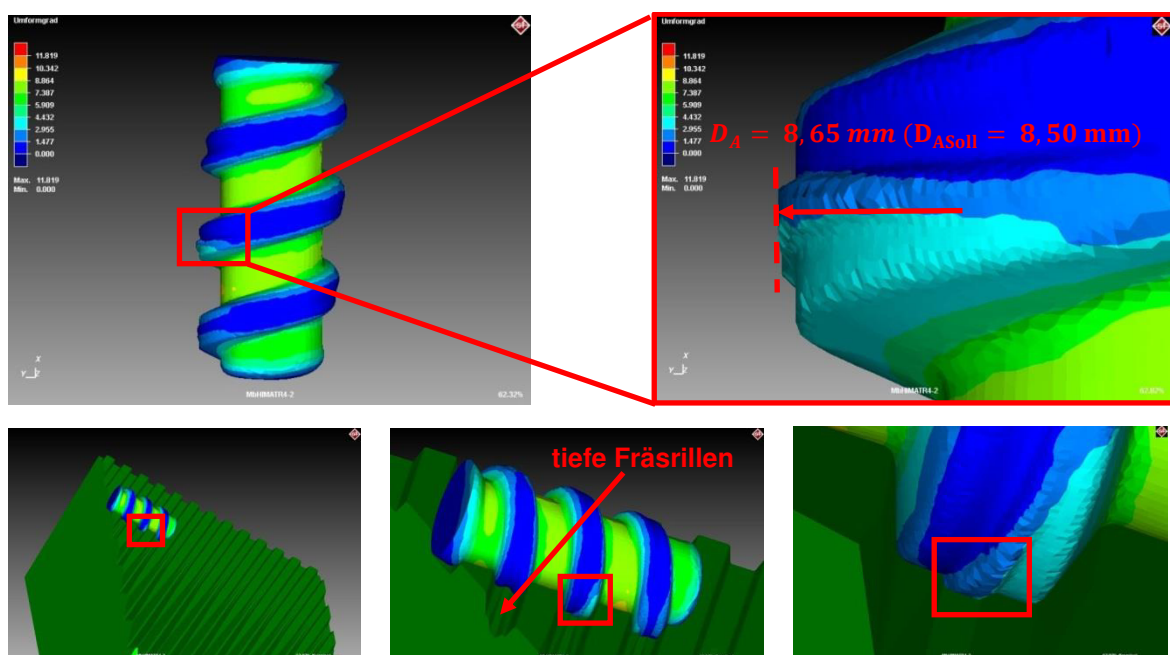


Bild 6.3: Materialaufwurf kurz vor der Kalibrierstrecke (A1-Walzbacken)

Dieser Effekt wird bei A2-Walzbacken verstärkt, was in **Bild 6.4** (oben) verdeutlicht wird. Hier steigt der Außendurchmesser kurz vor der Kalibrierstrecke auf $D_A = 8,88 \text{ mm}$ an. Die gleiche materialflussbedingte Auffälligkeit zeigt sich auch bei den Walzbacken der Firma B, jedoch nicht so stark ausgeprägt wie bei den A2-Walzbacken, siehe **Bild 6.4** (unten). Um den großen Materialaufwurf mit den A-Walzbacken kurz vor der Kalibrierstrecke zu verklei-

nen, wurde der Walzspalt insofern verändert, als dass mehr Einlaufdruck bei weniger Auslaufdruck entsteht.

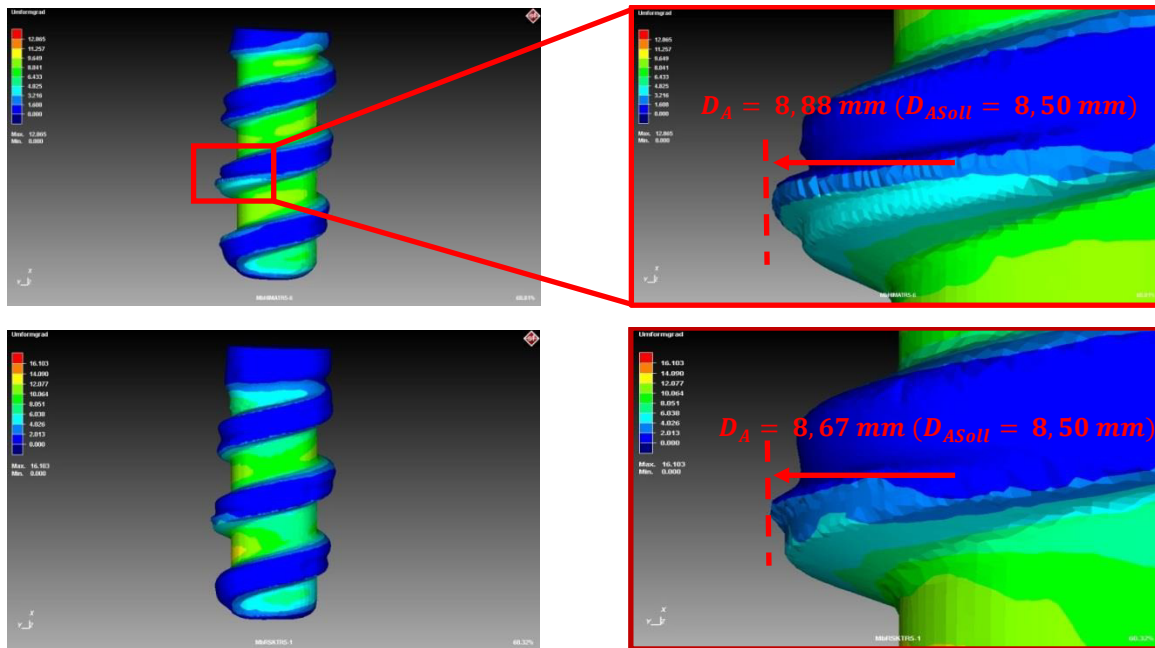


Bild 6.4: Materialaufwurf bei A2-Walzbacken (oben) und B-Walzbacken (unten)

Die Simulationsergebnisse in **Bild 6.5** zeigen, dass es nur wenig sichtbare und messbare Veränderungen gibt.

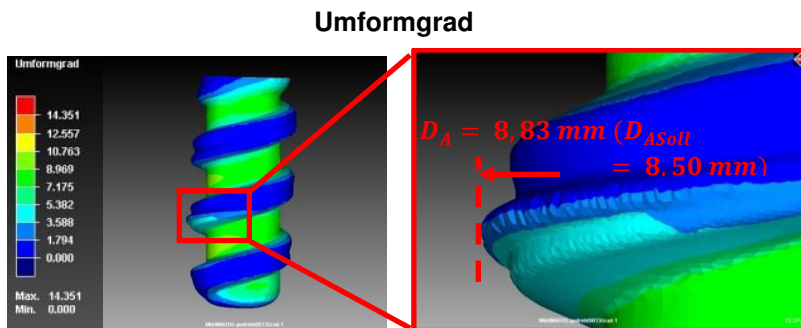


Bild 6.5: Ergebnisse bei mehr Einlauf- und weniger Auslaufdruck (A2-Walzbacken)

Der Außendurchmesser beträgt hier 0,05 mm weniger als bei der vorherigen Walzbackeneinstellung.

6.2.2 Schädigungsentwicklung im Spindelkern

Zur Beurteilung einer eventuellen Hohlwalzung inmitten einer Spindel wurde das Schädigungskriterium nach Cockcroft & Latham sowie Lemaitre angewendet. Die Simulationsergebnisse zur Schädigungsentwicklung der drei Walzbackenvarianten werden in **Bild 6.6** vergleichend dargestellt. Auf den ersten Blick ist erkennbar, dass bei dem Schädigungsmodell nach Cockcroft & Latham in den Gewindegründen und an den Gewindeflanken hohe Schädigungswerte bei Spindeln aus den A-Walzbacken errechnet werden. Im Spindelkern ist keine Konzentrierung der Schädigungswerte ersichtlich, sodass die Gefahr einer Hohl-

walzung sehr gering ist. Hingegen zeigen Spindeln aus den B-Walzbacken einen Schädigungswert von Null am Spindelkopf und auch nicht so stark geschädigte Gewindeflanken wie es bei den A-Walzbacken der Fall ist. Auffällig ist, dass im Inneren der Spindeln höhere Schädigungswerte errechnet werden, wodurch die Gefahr einer Hohlwalzung ansteigt. Gleiches wird auch bei dem Schädigungsmodell nach Lemaitre errechnet. Hier werden Schädigungswerte von 0,99 berechnet, was auf einen Riss hindeutet. Bei den A1-Walzbacken ergeben sich wie bei dem Modell nach Cockcroft & Latham keinerlei Auffälligkeiten (**Bild 6.6**, links unten). Ein längerer Walzweg (A2-Walzbacken) sorgt für mehr Rohlingsumdrehungen und damit einer höheren Schädigungsentwicklung im Inneren der Spindeln (Schädigungswerte bis ca. 0,85), was noch keinem Riss entspricht (ein Riss tritt bei Schädigungswerten größer gleich 0,99 auf).

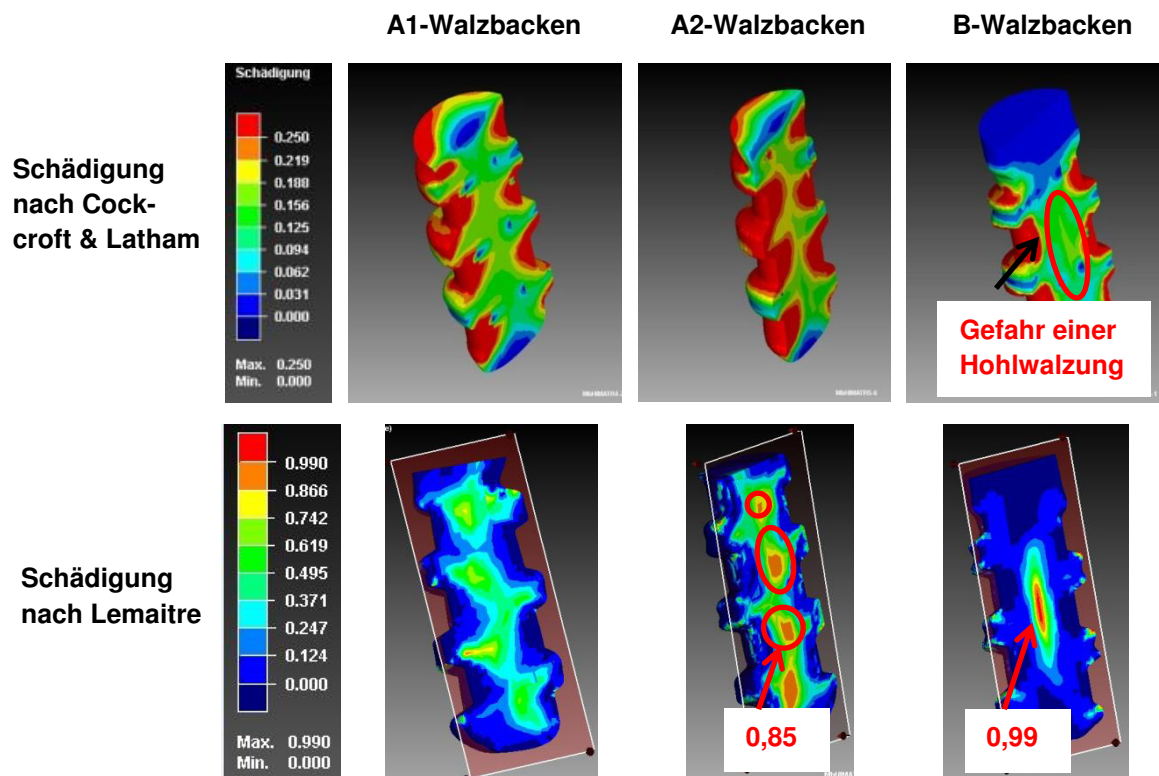


Bild 6.6: Schädigungsentwicklung im Spindelkern

Der Grund dafür liegt in der unterschiedlichen Walzbackengeometrie, da die Walzbacken der Firma B ein „stumpferes“ Einlaufprofil aufweisen. Um dies zu verdeutlichen, werden in **Bild 6.7** Fließlinien der unterschiedlichen Walzbackengeometrien abgebildet. In der oberen Reihe sind Bilder von Fließlinien aus A2-Walzbacken dargestellt, in der unteren Reihe aus B-Walzbacken. Um ein Gefühl dafür zu bekommen, ob eine Fließlinienkontur gut oder schlecht ist, wird in der ersten Reihe ganz rechts (**Bild 6.7**) ein Bild gezeigt, welches den Übergang von Gewindeflankenkontur („schlecht“) zum Gewindeaußendurchmesser („gut“) visualisiert. Sofern alle Fließpunkte nicht kreuzend übereinander, sondern nebeneinander vorliegen wird der Zustand als „gut“ bezeichnet. Bei Spindeln aus A2-Walzbacken erkennt man ein spitzes Eindringen der Walzbacken direkt auf den Kerndurchmesser der fertigen Spindel. Danach erfolgt ein sanftes Zusammenschieben des Materials zu den Gewindeflanken. Hingegen zeigt die Walzbackengeometrie der B-Walzbacken flachere Winkel, wodurch ein erhöhter Druck auf den Bolzen ausgeübt wird. Dadurch kann man auch die erhöhte Gefahr des Mannesmanneffektes erklären. Außerdem lässt sich jeweils aus den letzten

Stadienmustern aus **Bild 6.7** erkennen, dass die Gewindekernkontur deutlich sauberer bei Spindeln aus B-Walzbacken als bei Spindeln aus A-Walzbacken ist. Dies ist daran erkennbar, dass die in Gelb dargestellten Punkte bei B-Spindeln alle nebeneinander vorliegen und nicht wie bei A-Spindeln kreuzend bzw. übereinander.

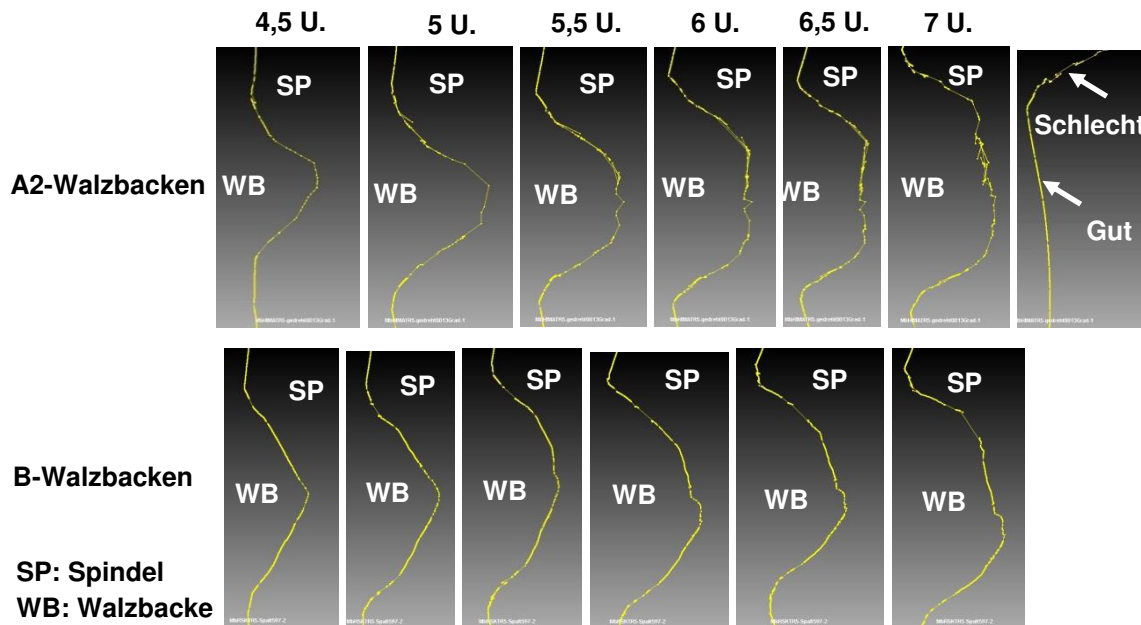


Bild 6.7: Fließlinienentwicklung zwischen den Stadienmustern 4,5 bis 7 Rohlingsumdrehungen. Vergleich zwischen A2- und B-Walzbacken im oberen Bereich der Spindeln

Bei den Simulationsergebnissen ist zu beachten, dass der Kerndurchmesser der B-Spindeln nicht an der oberen Toleranzgrenze liegt, sodass man den Walzspalt durchaus verbreitern könnte, um den Druck auf den Spindelkern zu mindern, um somit die Gefahr einer Hohlwalzung zu umgehen. Aus diesem Grunde wurde der Walzspalt in einer nächsten Simulation um ca. 0,02 mm verbreitert. Die Simulationsergebnisse sind in **Bild 6.8** abgebildet.

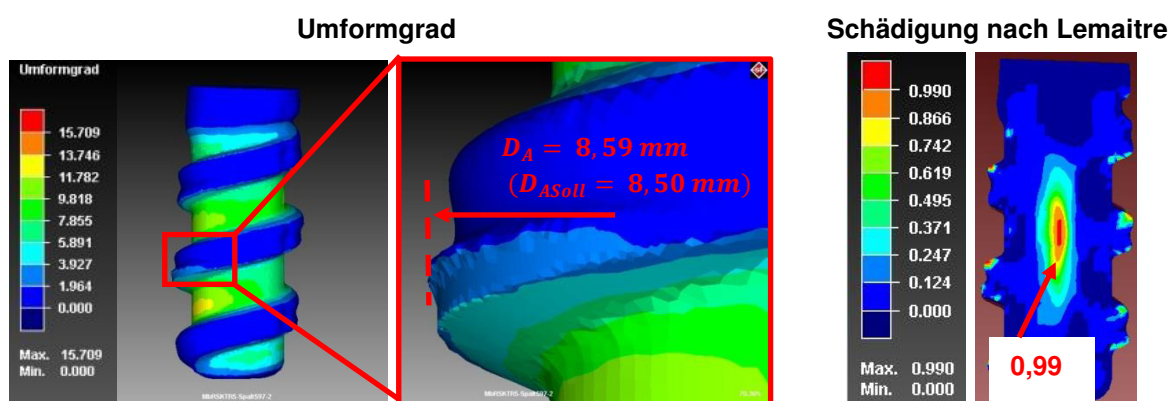


Bild 6.8: Simulationsergebnisse bei vergrößertem Walzspalt bei B-Walzbacken

Es ist zu sehen, dass der Materialaufwurf deutlich geringer war als bei den Spindeln, welche mit A-Walzbacken hergestellt wurden. Der rissgefährdete Bereich inmitten der Spindel konnte durch die veränderte Walzmaschineneinstellung jedoch nicht gemindert werden.

6.2.3 Taumelbewegungen der Spindel

Neben den materialflussbedingten Auffälligkeiten sowie den zum Teil erhöhten Schädigungswerten im Spindelkern konnte festgestellt werden, dass die Spindeln unabhängig von der Walzbackenvariante starke Taumelbewegungen während des Walzvorgangs aufwiesen. Um dies zu visualisieren, wurden definierte Punkte auf der Ober- und Unterseite des Bolzens (Punkt 30 und Punkt 376, deutlich vergrößert dargestellt in **Bild 6.9**) während der Simulation verfolgt und ausgewertet.

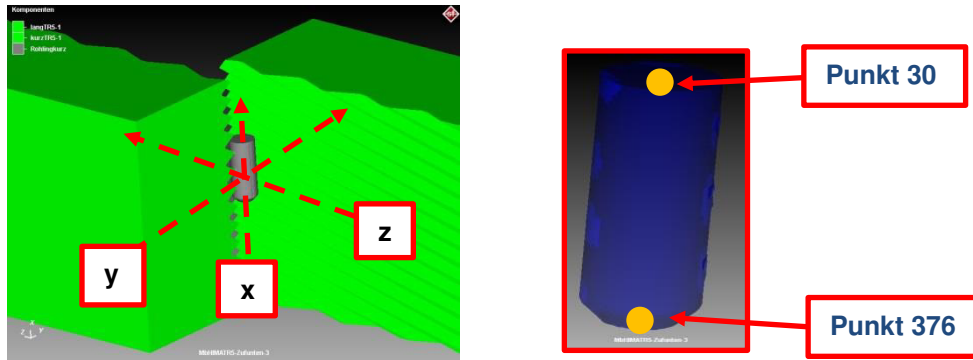


Bild 6.9: Definition von Punkten auf der Ober- und Unterseite des Bolzens

Die Auswertung der Verschiebungen quer und längs zur Walzrichtung wird in **Bild 6.10** vorgenommen. Es ist ersichtlich, dass die Spindeln eine Schwingbreite von ca. 0,9 mm quer zur Walzrichtung und um ca. 0,8 mm in Walzrichtung aufweisen.

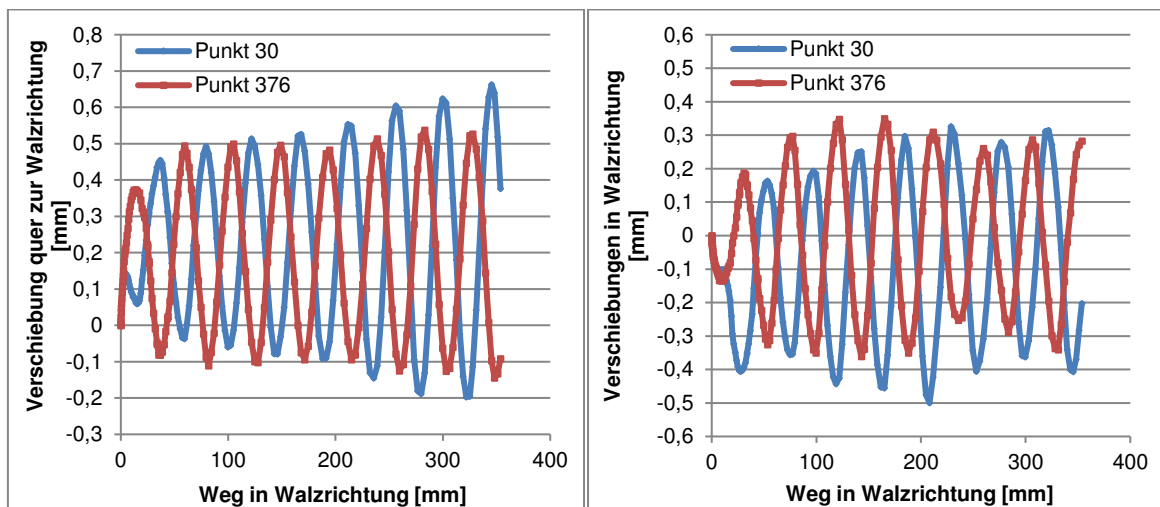


Bild 6.10: Verschiebungen der Punkte 30 und 376 quer sowie längs zur Walzrichtung

Ob dieses Taumeln lediglich aufgrund des verkürzten Bolzens zustande gekommen war, sollte durch die Simulation der kompletten Spindel geklärt werden. Angesichts der Problemstellung, dass lediglich im oberen und unteren Teil der Spindeln Flitter im Gewindekern entstanden, war die Simulation der kompletten Spindel sowieso unumgänglich. Interessant ist auch die Längung der Spindel während des Gewindewalzens, was durch das Diagramm in **Bild 6.11** verdeutlicht wird. Die Längung dieser verkürzten Spindel beträgt ca. 0,6 mm. In der Regel geht man davon aus, dass die Längung der Spindel gleichermaßen in Richtung Spindelkopf und -spitze geschieht. Aus **Bild 6.11** ist auch zu schließen, dass die Spindel zunächst etwas nach unten in die Walzbacken hineingezogen wird und danach auf ca. 0,6 mm nach oben herausläuft. Dies bedeutet, dass der Steigungswinkel auf den Walzbacken

nicht korrekt ist.

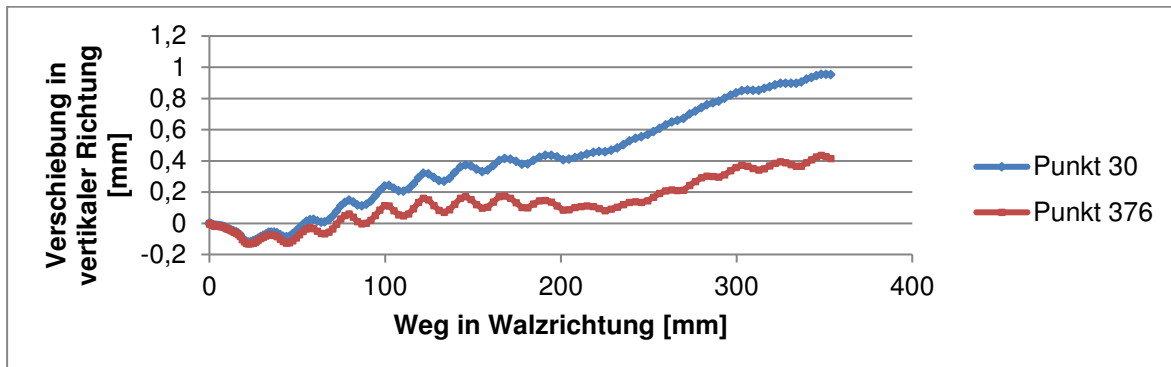


Bild 6.11: Verschiebungen der Punkte 30 und 376 in Spindellängsachse

Hier stellt sich die Frage ob eine Walzbacke mit exaktem Steigungswinkel weniger Taumelbewegungen und evtl. weniger Materialschädigungen bei den Spindeln bewirken würde.

6.3 Simulationsergebnisse der kompletten Spindel

Die Simulation der kompletten Spindel stellte eine besondere Herausforderung dar, weil damit eine deutliche Steigerung der Elementanzahl einhergeht. Die Rechenzeit einer Simulation betrug mehr als vier Wochen auf sechs Rechenkernen (CPU's). In **Bild 6.12** werden die Ergebnisse nach einer Prozesszeit von ca. 61% gezeigt. Die Simulation wurde mit A2-Walzbacken durchgeführt. Dargestellt ist der Umformgrad im oberen, mittleren und unteren Bereich der Spindel. Es lassen sich deutliche Unterschiede in Bezug auf das Ausmaß des Materialaufwurfs kurz vor der Kalibrierstrecke festhalten. Im oberen Bereich der Spindel ergeben sich Umformgrade nahe Null (blaue Farbe) und es ist keine Materialanhäufung zu erkennen, im Gegensatz zum unteren Bereich der Spindel. Dort sieht man deutlich den auch in den vorherigen Kapiteln angesprochenen Materialaufwurf.

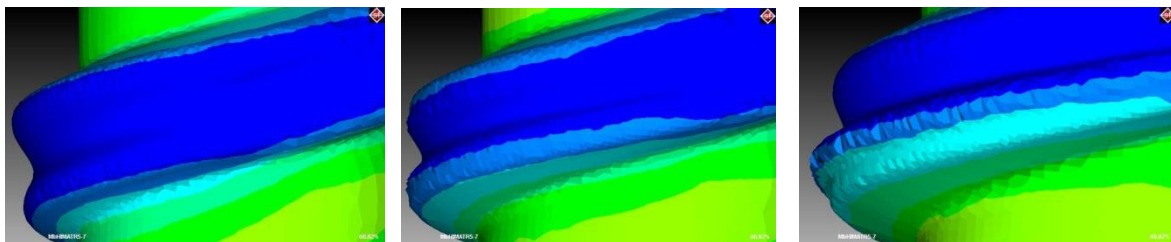


Bild 6.12: Umformgrad im oberen (links), mittleren (Mitte) und unteren Bereich (rechts) der Spindel

Was man aus den Bildern nicht erkennen kann, jedoch während eines Ergebnisvideos der Simulation, waren starke Taumelbewegungen durch den Walzspalt, ähnlich zu den Ergebnissen bei der verkürzten Spindel. Als Ursache der Taumelbewegung konnte der unterschiedliche Werkzeugkontakt auf beiden Seiten der Spindel herangezogen werden, siehe **Bild 6.13**. Eine in Rot gekennzeichnete Fläche entspricht vollem Werkzeug-Werkstück-Kontakt. Man erkennt, dass die Kontaktflächen nicht identisch sind, wodurch ein Kipp- oder Drehmoment in die Spindel eingeleitet wird. Interessant in diesem Zusammenhang ist die Entwicklung der Fließlinien im oberen, mittleren und unteren Bereich der Spindeln, um die Spanbildung sichtbar zu machen. Im nachfolgenden **Bild 6.14** werden die Ergebnisse der

Fließlinien in den unterschiedlichen Bereichen auf der Spindel in Abhängigkeit von der Prozesszeit abgebildet. Es ist schnell erkennbar, dass die Art der Umformung und damit die Materialüberwalzungen in den drei Bereichen unterschiedlich sind.

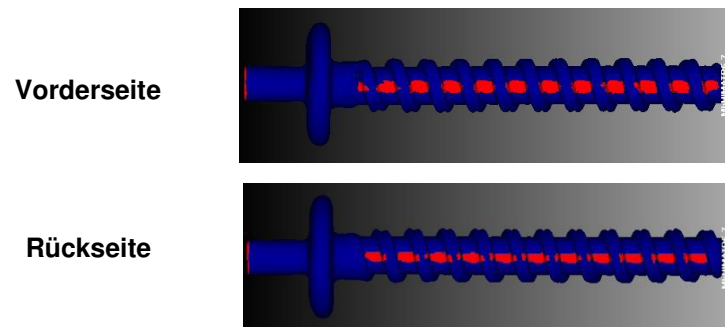


Bild 6.13: Werkstück-Werkzeug-Kontakt (rot: Kontakt; blau: kein Kontakt)



Bild 6.14: Fließlinien im oberen, mittleren und unteren Bereich der Spindel in Abhängigkeit von der Prozesszeit (in % des Gesamtprozesses; WB: Walzbacke, SP: Spindel)

Betrachtet man zunächst den oberen Bereich der Spindel, sieht man, dass sich zu Beginn der Umformung einige Fließpunkte übereinanderlegen, was auch nicht mehr rückgängig gemacht werden kann. Zum Schluss sind insbesondere die Übergänge vom Gewindegrund zu den Gewindeflanken als kritisch bzgl. Materialüberlagerungen anzusehen. Im unteren Bereich der Spindel wird dieser Effekt verstärkt, sodass auch im Gewindegrund starke Verzweigungen der Fließpunkte zu finden sind (**Bild 6.14** unten rechts).

Hingegen zeigt der mittlere Bereich der Spindel eine nahezu fehlerfreie Gewindekernkontur, da sämtliche Fließpunkte nicht kreuzend übereinander, sondern wie zu Beginn der Simulation nebeneinander vorliegen. Wenn man nun die Taumelbewegungen mit den Entwicklungen der Schließfalten in Verbindung setzt, kann man darauf schließen, dass im mittleren Spindelbereich ständig ein voller Werkzeug-Werkstück-Kontakt vorherrscht und dadurch keine Flitterbildung entsteht. Hingegen ergibt sich im unteren und oberen Bereich der Spindel nicht immer ein vollständiger Kontakt, sodass die entstehenden Flitter nicht wieder glatt gewalzt werden können. Besonders deutlich sind die Verzweigungen der Fließlinien im **Bild 6.14** (rechts unten) zu sehen.

6.4 Verifikation der Ergebnisse

Mit Hilfe der numerischen Ergebnisse konnten die entstehenden Materialschädigungen sehr gut wiedergegeben und visualisiert werden. Insbesondere auch die Orte der Flitterbildungen konnten durch die Simulation gut sichtbar gemacht werden. Mit der Kenntnis des fehlerhaften Steigungswinkels wurde entsprechend eine Korrektur vorgenommen und auch die tiefen Fräsrillen wurden konstruktiv auf den Walzbacken entfernt. Als Ergebnis konnten flitterfreie Spindeln hergestellt werden, siehe **Bild 6.15**.



Bild 6.15: Bild einer flitterfreien Spindel

Beim nächsten Anwendungsbeispiel stand nicht mehr die Flitterbildung, sondern vielmehr die Rissgefahr im Werkstoffinneren im Vordergrund.

7 Anwendungsbeispiel 2: Schneckenwelle

7.1 Problemstellung

Eine weitere große Herausforderung stellte die Gewindewalzs simulation von Schneckenwellen dar, da sich diese durch extrem hohe Umformgrade aufgrund eines sehr schlanken Gewindekerns bei einem großen Gewindeaußendurchmesser auszeichnen, siehe **Bild 7.1**. Als Folge dieser extrem schroffen Umformung kam es in der Vergangenheit immer zur Bildung von Hohlräumen inmitten der Werkstücke. Um den Umformgrad zu reduzieren, ist man auf deutlich größere Walzwege angewiesen, was mit größeren Kosten für die Walzmaschinen und Walzwerkzeuge einhergeht.

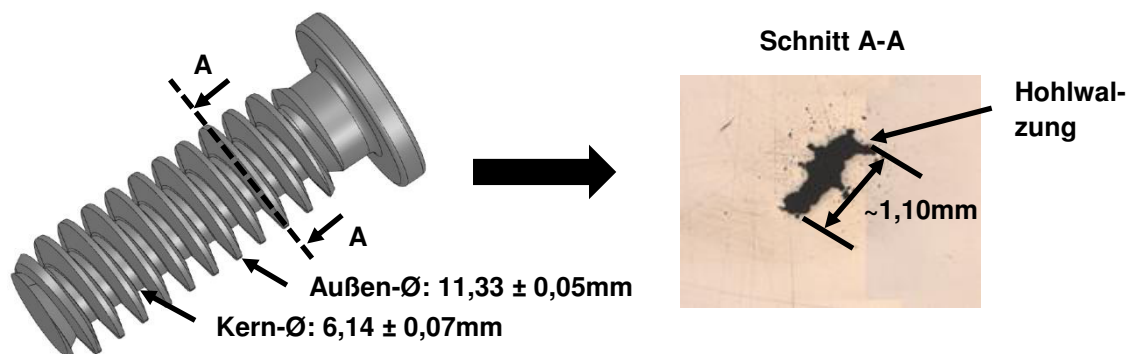


Bild 7.1: 3D-CAD-Modell sowie hohlgewalzte Schneckenwelle im Querschliff

Zunächst sollte das Gewindewalzen der Schneckenwelle durch die numerische Simulation zugänglich gemacht werden. Dabei war auf die Schädigungsentwicklung im Spindelkern ein besonderes Augenmerk zu legen. Im Anschluss daran sollten mögliche Verbesserungen der Umformung vorgeschlagen und durch die Simulation bestätigt werden.

7.2 Simulationsergebnisse

Es war schnell nachvollziehbar, dass bei der Simulation für die Gewährleistung des Materialflusses in die Gewindeflanken eine extrem feine Vernetzung notwendig war, was die Elementanzahl und damit die Rechenzeit deutlich nach oben ansteigen ließ. Um dem entgegenzuwirken, wurde anfangs ein verkürzter Bolzen für die Simulation verwendet. Jedoch ergaben sich hierbei erhebliche Probleme, da durch eine extreme Materialumformung eine starke Schrägstellung der Schneckenwelle hervorgerufen wurde. Dadurch wurde die Schneckenwelle direkt zu Beginn des Walzvorgangs nach unten in die Walzbacken hineingezogen und die Simulation musste abgebrochen werden. Nach stückweiser Verlängerung des Anfangsbolzens konnte dies behoben werden. Die nächste Problematik wird in **Bild 7.2** gezeigt. Dargestellt sind Umformgrade von Stadienmustern nach unterschiedlichen Prozesszeiten. Weiterhin ist hier die Spurübereinstimmung nach einer halben Rohlingsumdrehung von Vorder- und Rückseite vergrößert visualisiert. Es zeigt sich auf der Vorderseite eine exakte Spurung, d.h. dass die Profile von langer und kurzer Walzbacke ohne Versatz ineinanderlaufen, im Gegensatz zur Rückseite. Dort war ein kleiner Spurungsversatz zu erkennen. Nach weiteren Rohlingsumdrehungen scheint sich eine symmetrische Umformung beider Walzwerkzeuge einzustellen, jedoch sieht man nach einer Prozesszeit von 47% deutliche Spuren der Walzbacken an den der Schneckenwellenspitze zugewandten

Gewindeflanken. Dadurch werden die Taumelbewegungen verstärkt und dies führt zunehmend zu Deformationen der Gewindeflanken. Nach einer Prozesszeit von ca. 52% (Rechenzeit ca. drei Wochen) wurde die Simulation beendet, da die Schneckenwelle durch das Durchdringen der Gewindeflanken soweit von den Walzbacken nach unten in den Walzspalt hineingezogen wurde, dass ein Weiterrechnen keinen Sinn ergeben hätte. Auch konnten solche Phänomene in der Praxis beobachtet werden, sodass extrem deformierte Schneckenwellen die Folge waren. An diesem Beispiel wurde deutlich, wie sensibel das Walzen sein kann, vor allem wenn die Unterschiede zwischen Kern- und Außendurchmesser extrem groß sind.

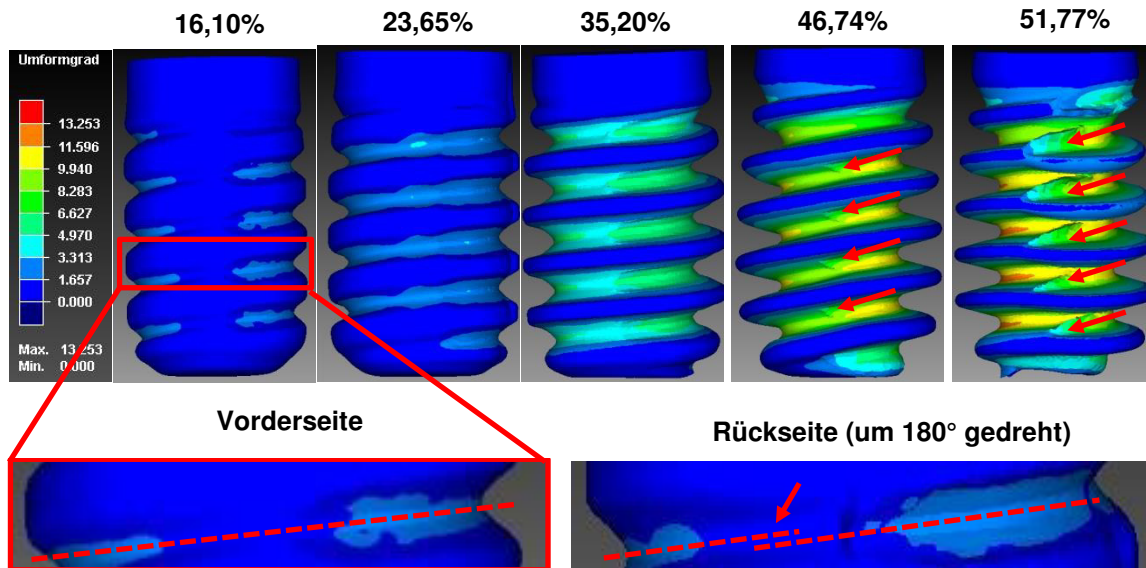


Bild 7.2: Simulationsergebnisse nach unterschiedlichen Prozesszeiten

Es stellte sich die Frage ob der Fasenwinkel ω (vgl. **Bild 4.4**) im oberen Teil der Walzbacken evtl. einen Einfluss auf die Umformung hatte. Denkbar ist auch, dass der herausstehende Schneckenwellenkopf Auswirkungen auf die Taumelbewegungen hatte. Um diese Einflussfaktoren zu testen, wurde ein Bolzen im mittleren Bereich der Walzbacken zugeführt und eine Gewindewalzsimulation durchgeführt. Das Ergebnis des Umformungsgrads nach 50% der Prozesszeit wird in **Bild 7.3** (links) gezeigt.

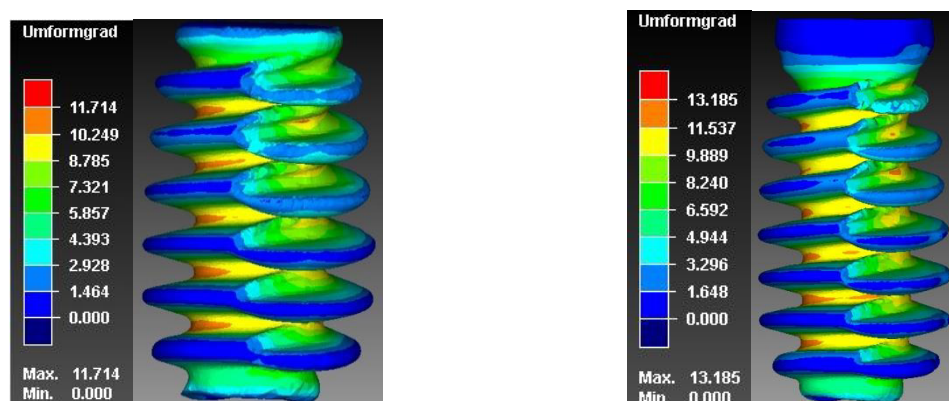


Bild 7.3: Umformungsgrad eines in der Mitte der Walzwerkzeuge zugeführten Bolzens (links) sowie eines Bolzens mit insgesamt sieben ausgewalzten Gewindeflanken (rechts)

Zudem ist in **Bild 7.3** (rechts) das Simulationsergebnis nach einer Prozesszeit von 56%

eines verlängerten Anfangswerkstückes mit insgesamt sieben ausgewalzten Gewindeflanken dargestellt. Die Simulationen beider Varianten zeigen die gleichen Ergebnisse wie schon zuvor gesehen, sodass die Walzwerkzeuge das Werkstück nach unten hineinziehen und die Gewindeflanken abscheren. Festzuhalten ist, dass ein verlängerter Anfangsbolzen dazu führt, dass die starke Deformation der Gewindeflanken zu einem späteren Zeitpunkt erfolgt. Eine nächste mögliche Verbesserung der Umformung konnte erzielt werden, wenn der in **Bild 7.2** gezeigte geringe Spurungsversatz beider Walzwerkzeuge gleichermaßen auf die Vorder- und Rückseite verteilt wurde. Deswegen wurde die bewegliche Walzbacke entsprechend in der horizontalen Lage verschoben und die gegenseitige Lage der Walzwerkzeuge zueinander beurteilt. Nach einigen Variationen konnte eine symmetrische Umformung herausgefunden werden (siehe **Bild 7.4**) und die komplette Schneckenwelle numerisch abgebildet werden. Es fällt sofort auf, dass die Gewindeübereinstimmungen auf der Vorder- und Rückseite einen relativ großen symmetrischen Versatz zeigen, jedoch konnte mit dieser Walzmaschineneinstellung die Gewindewalzsimulation komplett durchgeführt werden. Zunächst sollte hier der numerisch errechnete Kern- und Außendurchmesser der Schneckenwelle mit experimentell generierten Proben verglichen werden, um sicherzustellen, dass die gleichen Walzbedingungen vorliegen.

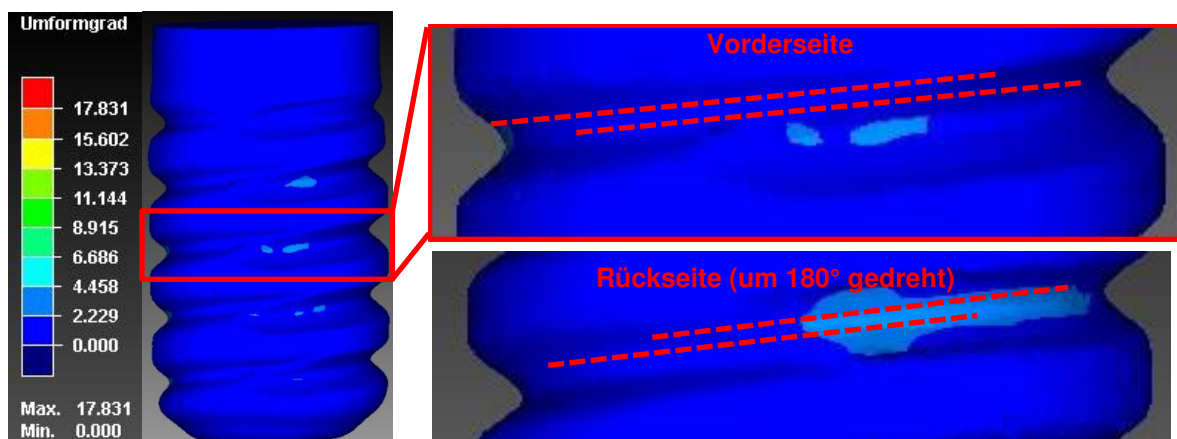


Bild 7.4: Spurung nach einer halben Rohlingsumdrehung

Dazu wird im nachfolgenden **Bild 7.5** der Kern- und Außendurchmesser an zehn experimentellen Proben (Teile 1-10) ermittelt und mit der simulierten Schneckenwelle (Teil 11) verglichen.

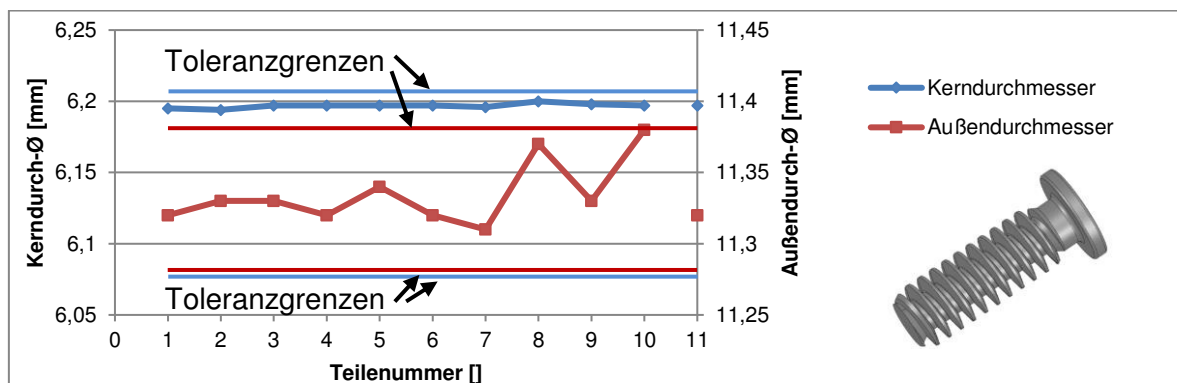


Bild 7.5: Kern- und Außendurchmesser an zehn unterschiedlichen Proben (Teile 1-10) im Vergleich zur simulierten Schneckenwelle (Teil 11)

Der Gewindeaußendurchmesser streut über den gesamten Toleranzbereich, wobei der Mittelwert aller Proben dem Wert aus der FE-Simulation sehr nahe kommt. Der Gewindekern-durchmesser befindet sich dicht unterhalb der oberen Toleranzgrenze und entspricht exakt dem Kerndurchmesser aus der numerischen Simulation. Aus diesem Ergebnis ist zu schließen, dass die Walzbedingungen aus Simulation und Experiment einander entsprechen. Wie bereits geschrieben, sollte hier die Schädigungsentwicklung im Schneckenwellenkern beurteilt werden. Deswegen werden in **Bild 7.6** verschiedene Stadienmuster bzgl. der Schädigungsentwicklung nach dem Modell von Cockcroft und Latham dargestellt. Bereits nach einer halben Rohlingsumdrehung sind erhöhte Schädigungswerte aufgrund der massiven Umformung im Werkstoffinneren zu sehen. Diese Schädigungswerte akkumulieren sich bis zum Ende der Walzsimulation, was die erhöhte Rissgefahr inmitten der Schneckenwelle zeigt. Genau diese Hohlwalzungen konnten im Experiment immer wieder detektiert werden (vgl. **Bild 7.1**).

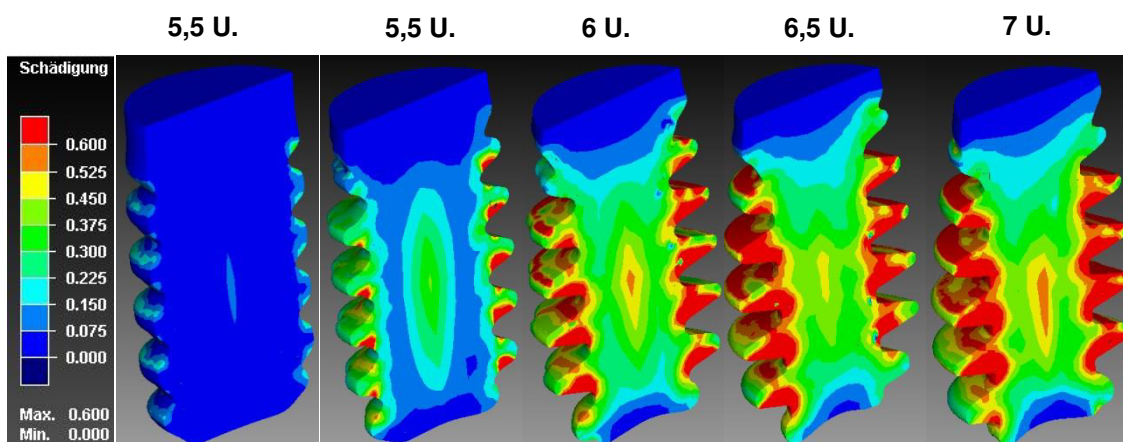


Bild 7.6: Schädigungsentwicklung im Kern der Schneckenwelle (Cockcroft & Latham)

In **Bild 7.7** sollen zunächst die sekundären Zugspannungen in Walzrichtung (z-Richtung) verdeutlicht werden. Errechnet werden Spannungen größer als 500 MPa, wohingegen die Spannungen quer zur Walzrichtung (y-Richtung) lediglich bei ca. 300 MPa liegen.

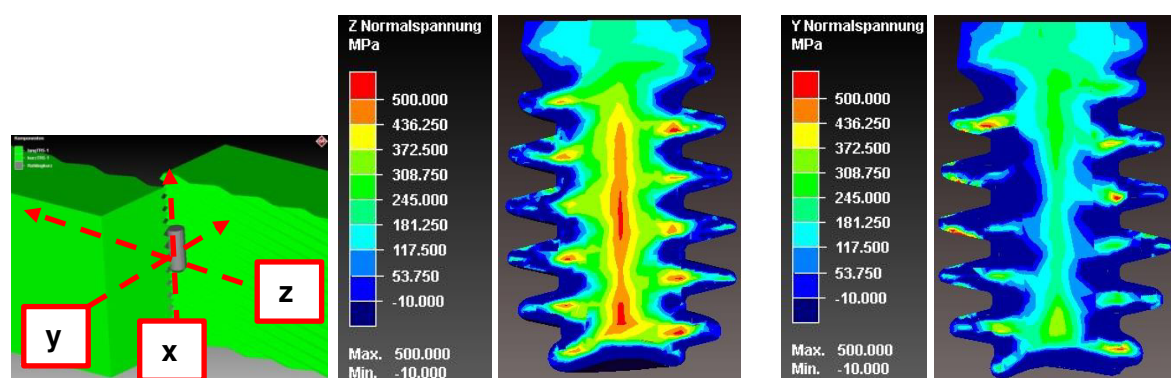


Bild 7.7: Normalspannungen in y- und z-Richtung bei einer Prozesszeit von ca. 68%

Wenn man sich die Ursache des Aufplatzens der Schneckenwelle vor Augen hält, Stichwort Mannesmanneffekt, dann liegt der Gedanke nahe, dass ein widerstandsfähigerer Kern der Schneckenwelle der Hohlwalzung entgegenwirken könnte. Ein höherfestes Material des gesamten Bolzens würde zu einem erhöhten Verschleiß der Walzbacken führen und es müsste zwangsläufig der Druck auf das Werkstück weiter erhöht werden, sodass der Materialfluss gewährleistet werden kann. Daher sollte ein höherfester Kernbereich bei einem

weichen Randbereich angestrebt werden. Erste Simulationen zeigen vielversprechende Ergebnisse, siehe **Bild 7.8**. Zu sehen ist das Simulationsergebnis der Schädigungswerte nach Cockcroft & Latham nach einer Prozesszeit von ca. 42%.

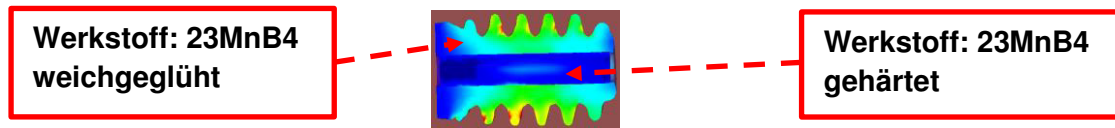


Bild 7.8: Schädigung nach Cockcroft & Latham bei unterschiedlichen Materialeigenschaften

Bei der Simulation wurde in das Anfangswerkstück ein Zylinder eingesetzt, welchem der Werkstoff 23MnB4 (gehärtet) als Materialeigenschaft zugeordnet wurde. Es zeigen sich nur minimalste Schädigungswerte inmitten der Schneckenwelle.

7.3 Verifikation der Ergebnisse

Experimentell kann man verschiedene Materialeigenschaften durch unterschiedliche Kohlenstoffgehalte und anschließendem Vergüten der Bolzen realisieren (Randentkohlung unter Schutzgasbedingungen, Abschrecken, Anlassen). Im nachfolgenden **Bild 7.9** sind die Ergebnisse der Walzversuche einer geometrisch ähnlichen Schneckenwelle dargestellt.

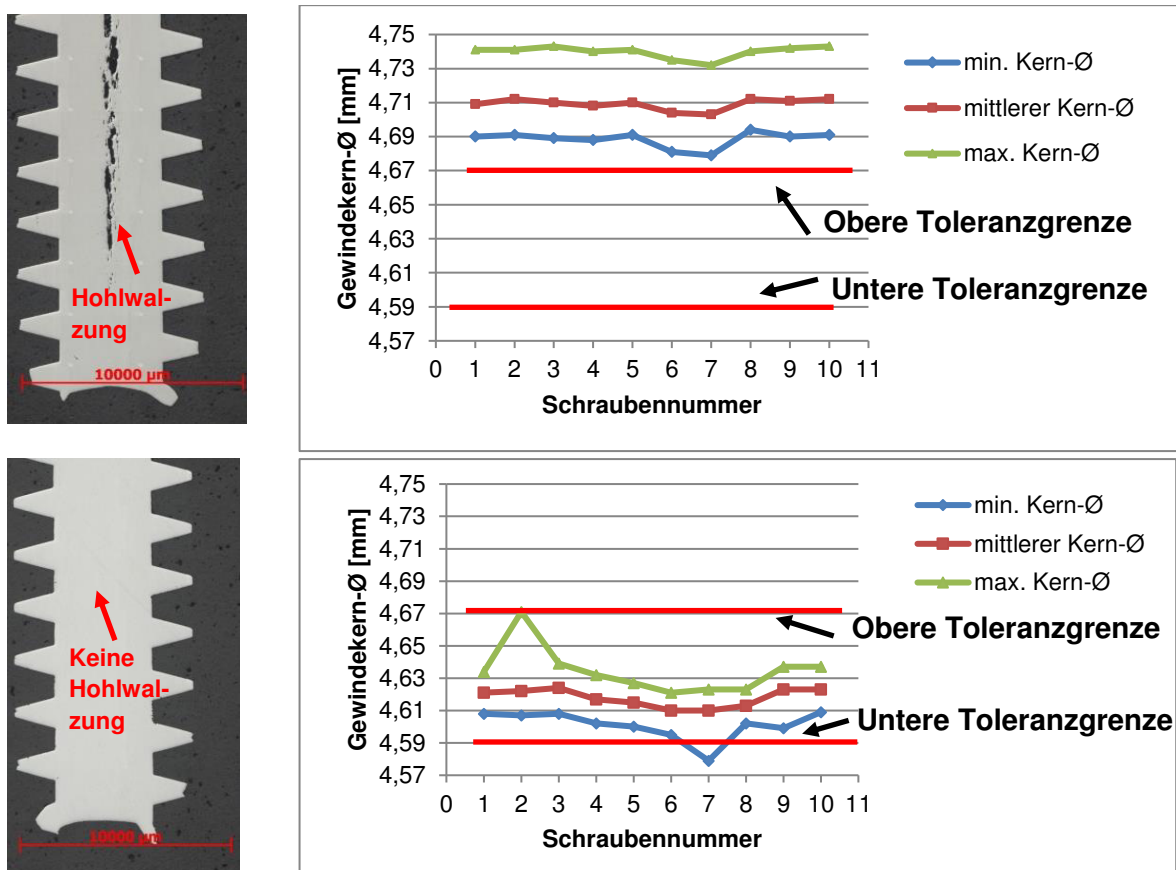


Bild 7.9: Walzversuche mit weichgeglühten (oben) und modifizierten Bolzen (unten)

Derzeit ist der Kunde auf eine kleinere Variante der Schneckenwelle ausgewichen, sodass auch mit dieser Geometrie die Verifikationsversuche durchgeführt wurden. Im oberen Be-

reich des Bildes sind weichgeglühte Bolzen gewalzt worden, welche ausgeprägte Hohlwalzungen im Inneren aufweisen. Im Diagramm (**Bild 7.9** oben rechts) wird der Gewindekern-durchmesser ausgewertet, welcher deutlich oberhalb der oberen Toleranzgrenze liegt. Im unteren Bereich von **Bild 7.9** sind die Ergebnisse der Walzversuche von Bolzen, welche inmitten ein vergütetes Gefüge haben („innen hart, außen weich“). Im Schliff sind keine Hohlwalzungen oder Kernauflockerungen erkennbar. Auch befindet sich der Gewindekern-durchmesser innerhalb der Toleranzgrenzen.

7.4 Detektion einer Hohlwalzung mittels Körperschallwellen

Diese Technik könnte die Fertigung direkt unterstützen, um den Fertigungsprozess beim Auftreten von Hohlwalzungen sofort zu unterbrechen, ohne aufwändige Querschleife herstellen zu müssen. Weiterhin würde sich die Produktion von Ausschuss auf ein Minimum reduzieren lässt. Daher wurde hier die Schädigungserfassung einer Hohlwalzung testweise mittels Hoch-Frequenz-Impuls-Messung (HFIM) in Echtzeit ausgewertet. Hierfür wurde ein Gerät der Firma QASS GmbH & Co. KG namens Optimizers4D genutzt. Hier wurden Körperschallwellen von verschiedenen Piezosensoren, welche direkt an der stationären Walzbacke befestigt wurden, aufgenommen. Mittels Fourier-Transformation konnten die Signale Zeit, Frequenz und Amplitude separiert werden. Schadfrequenzen erkannte man daran, dass diese keine Vielfachen der Prozessfrequenzen (z.B. Maschinengeräusche) sind [Fil16]. Das folgende Körperschallbild (**Bild 7.10**) zeigt die Ergebnisse einer gewalzten Schneckenwelle ohne Materialfehler.

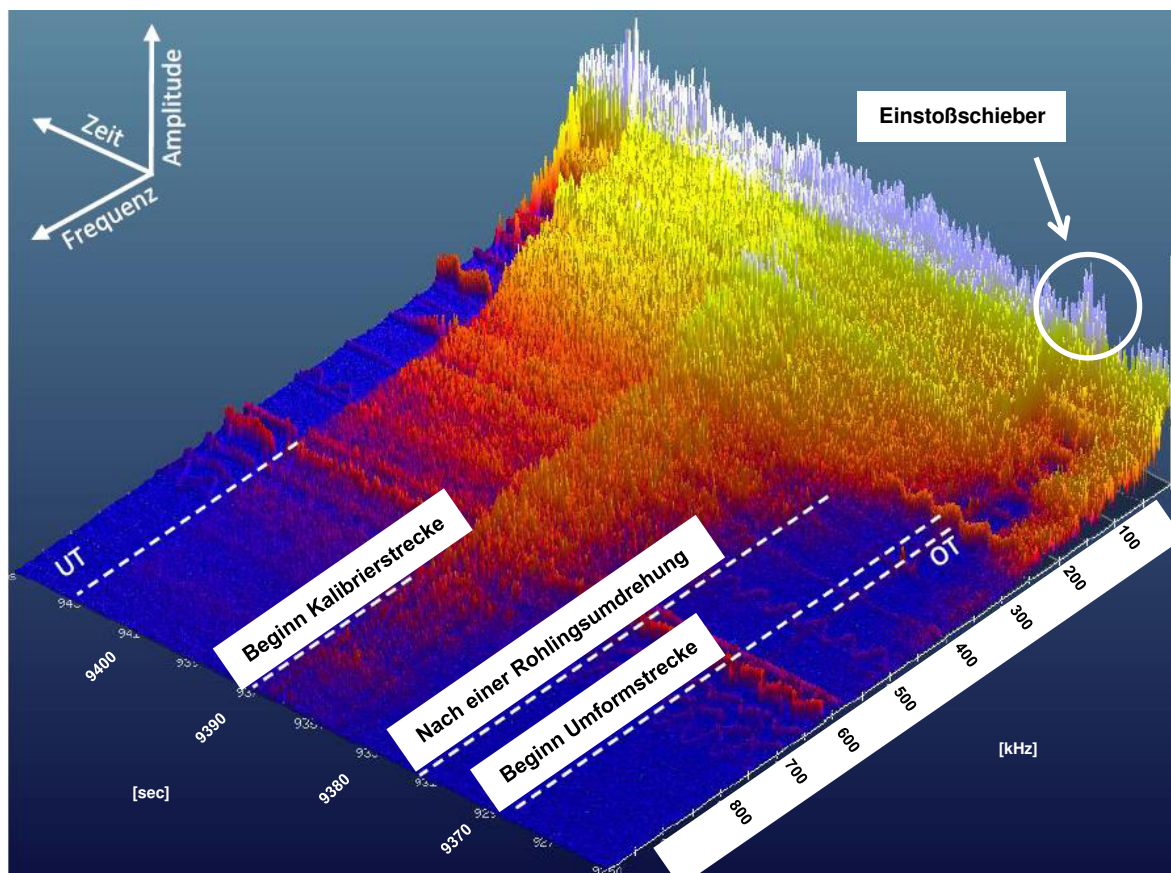


Bild 7.10: Körperschallbild einer gewalzten Schneckenwelle [Fil16]

Sämtliche Frequenzen bis zu 300 kHz zeigen die gleiche Charakteristik, sodass eine Unterscheidung der einzelnen Umformzonen bei höheren Frequenzen erfolgen musste. Das Einstoßen des Rohlings ist an einem schlagartigen Impuls erkennbar (siehe **Bild 7.10**). Zwischen einer vollen Rohlingsumdrehung und dem Beginn der Kalibrierstrecke werden die höchsten Frequenzanteile angezeigt. Innerhalb der Kalibrierzone ergibt sich eine gleichbleibende Schallerzeugung. Um das Verfahren unter Produktionsbedingungen zu testen, wurde gezielt eine Walzmaschineneinstellung eingestellt, aus welcher Schneckenwellen mit und ohne Hohlwalzung resultierten. Für diese Versuche wurden die Rohlinge im Vorfeld markiert und nach dem Walzvorgang auf Hohlwalzungen untersucht. In **Bild 7.11** sind die Energiesignaturen einer sehr stark ausgeprägten im Vergleich zu einer sehr schwach ausgeprägten Hohlwalzung dargestellt. Da die Frequenzanteile über dem Walzvorgang nahezu identisch sind, wird hier lediglich die Amplitude über der Zeit ausgewertet. Das Ergebnis zeigt, dass auch hier eine exakte Unterscheidung zwischen diesen Varianten nicht möglich ist, da neben den Schallsignalen des Werkstücks, des Werkzeugs sowie sonstigen Geräusche der eigentliche Körperschall der Rissbildung nicht exakt herausgefiltert werden konnte. Die lokalen sowie globalen Maxima der Amplitude sind einander so ähnlich, sodass keine eindeutige Unterscheidung möglich ist.

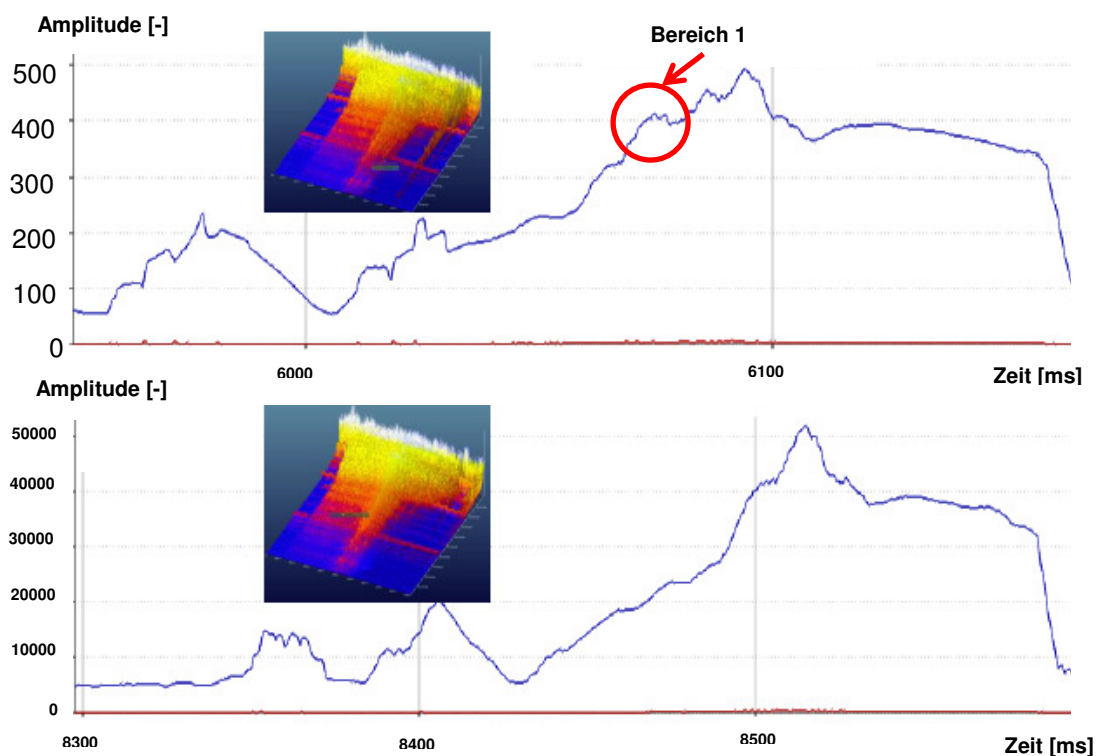


Bild 7.11: Energiesignaturen einer stark ausgeprägten (oben) und einer sehr schwach ausgeprägten Hohlwalzung (unten) [Fil16]

Bei der Signatur einer stark ausgeprägten Hohlwalzung gibt es eine Stelle (**Bild 7.11**, Bereich 1, rot umkreist), welche sich von dem Signalverlauf einer schwach ausgeprägten Hohlwalzung unterscheidet, jedoch genügt dies nicht, um unter Produktionsbedingungen definiert aussortieren zu können. Auch wurde dieses lokale Maximum nicht bei allen hohlgewalzten Schneckenwellen gefunden.

8 Auswirkungen der Materialschädigungen auf das Ermüdungsverhalten von Schrauben

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse von Spannungswöhlerkurven gezeigt, um die Auswirkungen unterschiedlicher Materialschädigungen auf das Ermüdungsverhalten von Schrauben zu klassifizieren. Zunächst werden Wöhlerkurven von ideal ausgewalzten Schrauben dargestellt. Danach werden Wöhlerkurven von Schrauben mit zahlreichen Materialschädigungen und von Schrauben aus verschlissenen Walzwerkzeugen abgebildet. Auch wurden die Orte der Rissinitiierungen sowie die entstehenden Bruchflächen mittels Rasterelektronenmikroskopie untersucht. Wie bereits in Kapitel 2.5.3 diskutiert wurde, ist die echte Dauerfestigkeit ab Zyklenzahlen von $N_B > 2 \cdot 10^6$ durch viele Arbeiten widerlegt worden, sodass in der Regel Ersatzgrenzschwingenspielzahlen für den jeweiligen Anwendungsfall definiert werden. In dieser Arbeit wurde die Dauerfestigkeit als die ertragbare Spannungsamplitude definiert, unter welcher die Grenzschwingenspielzahl von 10^7 ohne Probenbruch erreicht wird. Dieses Kapitel wird durch TEM-Untersuchungen von ausgewählten Schrauben abgerundet.

8.1 Ideal ausgewalzte Schraube

Neben einer statischen Auslegung einer Schraubenverbindung ist oftmals die Kenntnis des Ermüdungsverhaltens (**Bild 8.1**) notwendig, da gerade die schwingende Zug- und Druckbelastungen im späteren Einsatz der Schrauben von zentraler Bedeutung sind.

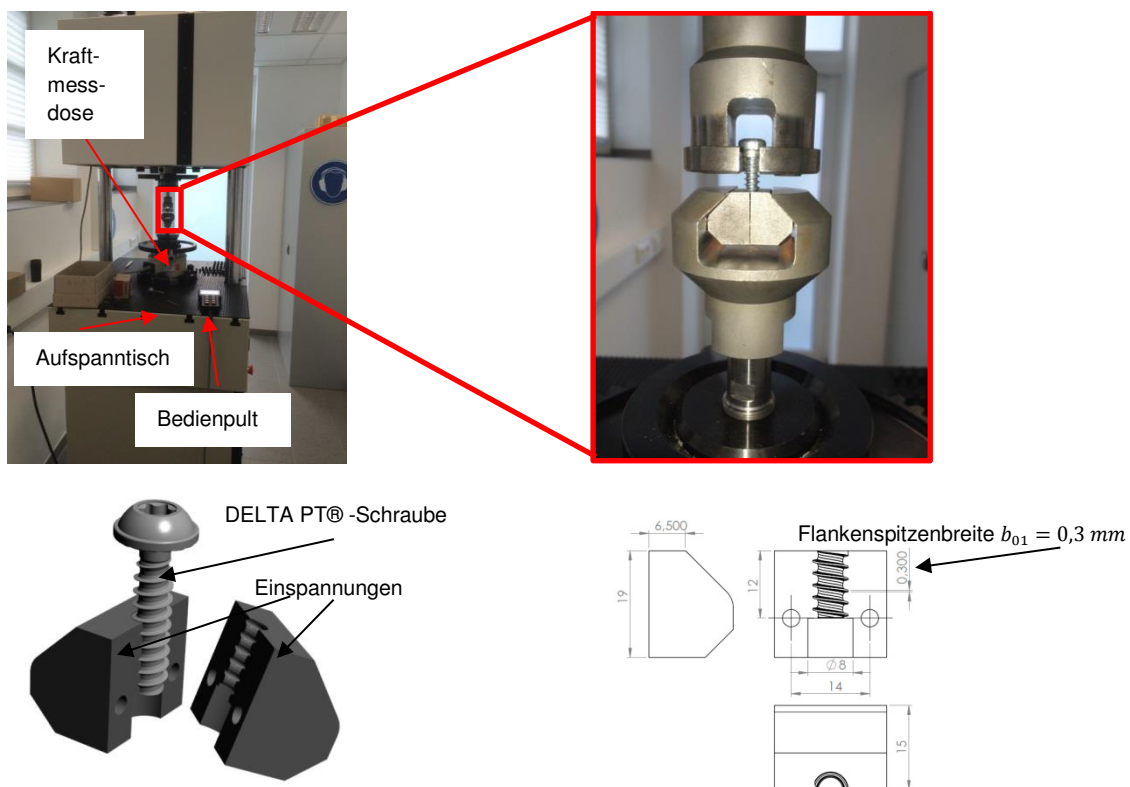


Bild 8.1: Aufbau des Wöhlerversuchs

Mit Hilfe statistischer Methoden können die Ergebnisse vergleichend dargestellt und auch die Dauerfestigkeit quantifiziert werden. Die Wöhlerversuche wurden an einer Resonanzprüfmaschine der Firma RUSSENBERGER PRÜFMASCHINEN AG durchgeführt. Hier dient die Ermüdungsprobe als Federelement zwischen zwei gegeneinander in Resonanz schwingenden Massen, siehe **Bild 8.2**. Dieses Feder-Masse-System wird durch einen Elektromagneten zu einer sinusförmigen Schwingung angeregt. Die Prüffrequenz ist abhängig von den Schwingmassen, der Probengeometrie sowie -dämpfung.

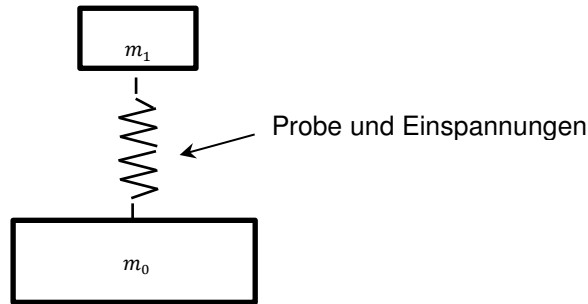


Bild 8.2: Schematischer Aufbau eines Resonanzprüfstandes

Die Einspannungen zur Aufnahme der Schrauben mussten konstruiert und erprobt werden. Insbesondere bereitete die Flankenspitzenbreite bei den Vorversuchen Probleme, da nach einem Schraubenbruch die Reststücke der Gewindeflanke nicht mehr rückstandsfrei entfernt werden konnten. Daher wurde dieses Maß um wenige Zehntelmillimeter auf $b_{01} = 0,3\text{ mm}$ vergrößert, was sich positiv auf die Reinigung der Aufnahmen ausgewirkt hatte. Da die Versuche im Zugschwellbereich durchgeführt wurden, hatte dies auch keinen Einfluss auf das Ergebnis. In **Bild 8.3** sind die Ergebnisse ideal ausgewalzter Schrauben visualisiert.

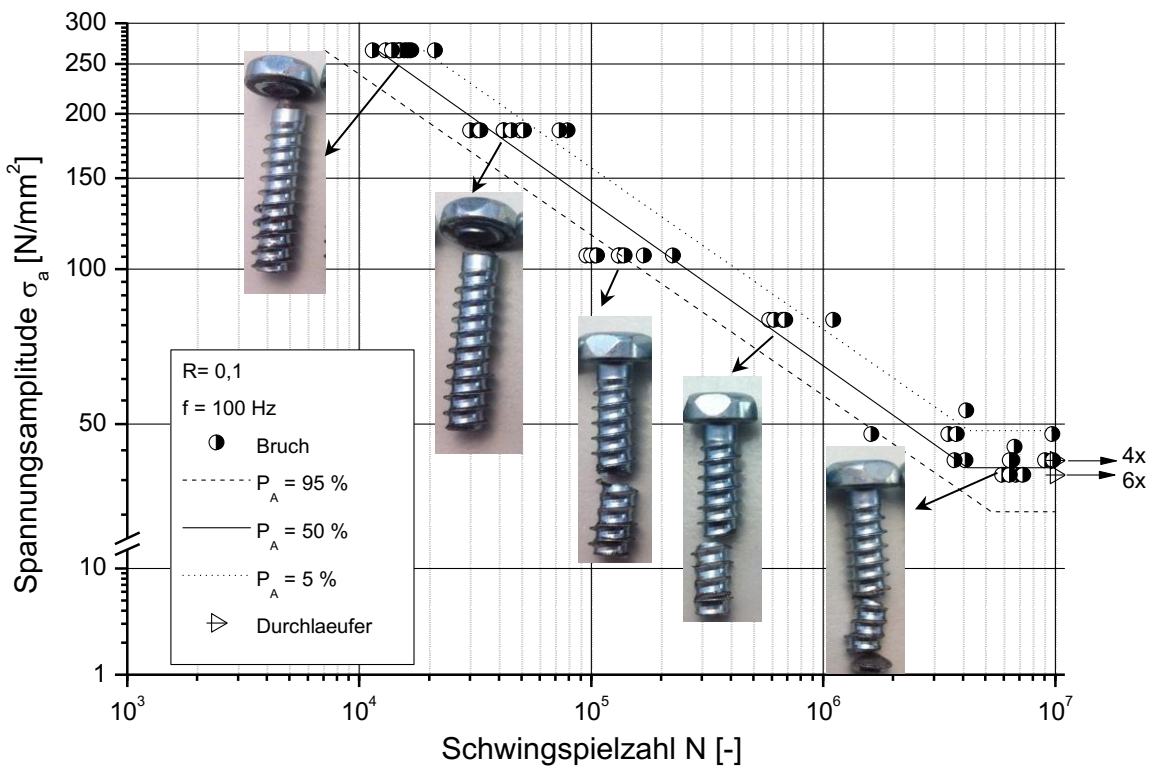


Bild 8.3: Wöhlerkurven ideal ausgewalzter Schrauben (DELTA PT® 60)

Für die Planung bzw. Auswertung der Wöhlerversuche wurden das Treppenstufen- bzw.

Abgrenzungsverfahren und die $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation verwendet. Alle Versuche wurden bei einem konstanten Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ durchgeführt. Die Dauerfestigkeit liegt bei einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 5% bei ca. $\sigma_D \approx 34\text{MPa}$ und bei einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 95% bei ca. $\sigma_D \approx 49\text{MPa}$. Die Bruchorte sind deutlich vom Spannungshorizont abhängig, siehe **Bild 8.3**. Es ist ersichtlich, dass bei einem sehr hohen Spannungsniveau die Schrauben im Kopf-Schaft-Übergang aufgrund des großen Querschnittsprungs gebrochen sind. Bei kleiner werdender Mittellast verlagert sich der Versagensort in Richtung Schraubenspitze, wobei es bei extrem kleinen Belastungen um die Dauerfestigkeit oftmals zu zwei Brüchen gekommen ist. Dabei brach zunächst eine Scheibe inkl. des ersten Gewindeganges ab und danach erfolgte der Restbruch wieder im Bereich der Einspannung. Um die Bruchflächen einer genaueren Analyse zu unterziehen wurden rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen erstellt. Beispielfhaft wird in **Bild 8.4** eine nach ca. 3,8 Millionen Zyklen gebrochene Schraube gezeigt.

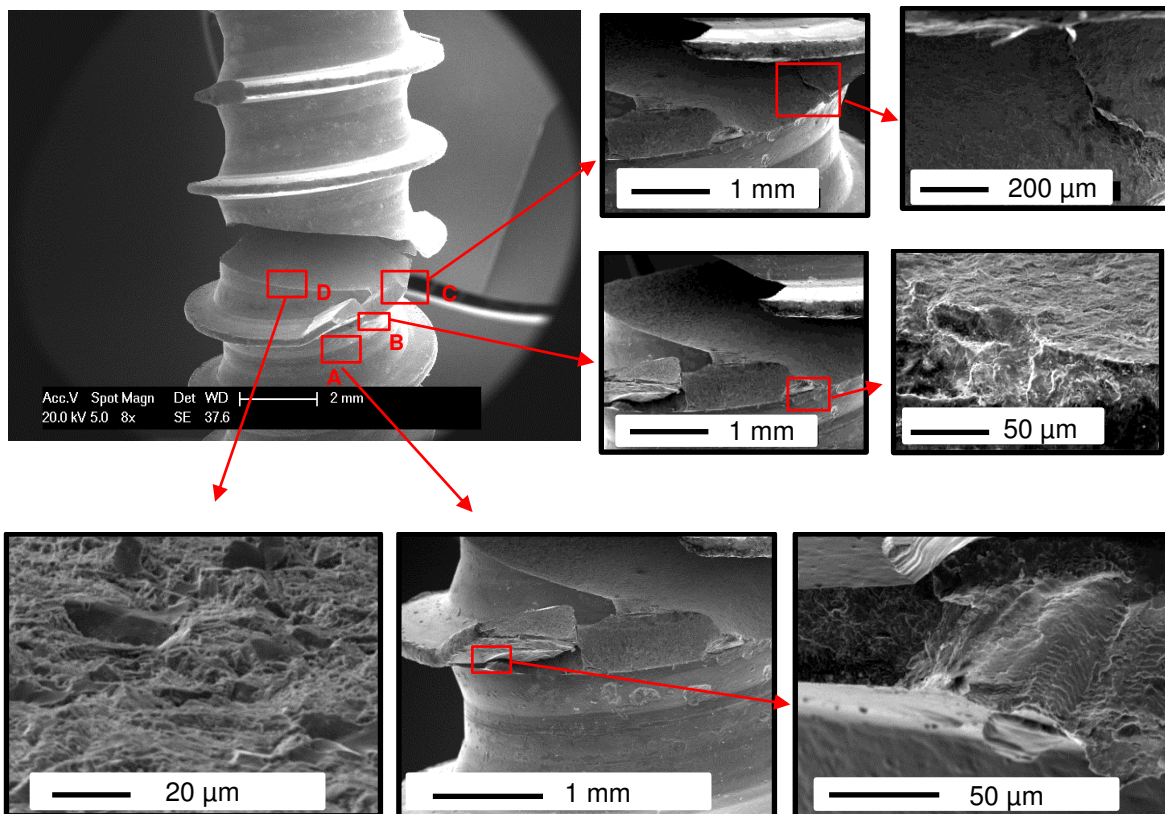


Bild 8.4: REM-Aufnahmen einer ideal ausgewalzten Schraube nach ca. 3,8 Millionen Zyklen

Die Oberlast liegt bei diesem Versuch bei 1800 N. Die Abschaltgrenzen der Prüfmaschine wurden entsprechend so fein eingestellt, dass die Schraube nicht komplett bricht, sondern ein Teil des Werkstoffes noch fest verbunden ist. Die Risseinleitung erfolgt ausgehend von der Gewindeflanke durch den Gewindegrund in Richtung Gewindekern. Im Bereich A (**Bild 8.4**) erkennt man die durch die aufgebrachte Last nach oben verformte Gewindeflanke. Die Bereiche B und C zeigen die Fortpflanzung des Risses, wobei der größte Teil eine Ermüdungsbruchflächenmorphologie (Bereich D) aufweist. Das nächste Bild (**Bild 8.5**) zeigt eine Schraube auf dem gleichen Lasthorizont, welche mit 9,7 Millionen Schwingungen kurz vor der vermeintlichen Dauerfestigkeit gebrochen ist. Offensichtlich liegt der Anriss gegenüber von der Restgewaltbruchfläche, welche sich durch eine glatte bzw. glänzende Oberfläche

auszeichnet.

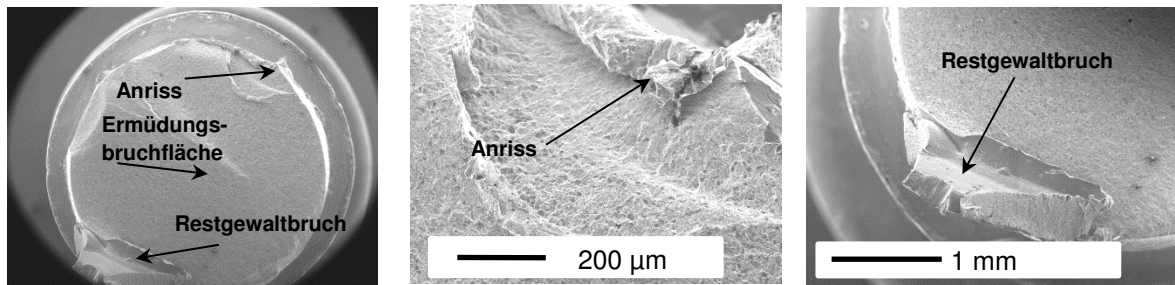


Bild 8.5: REM-Aufnahmen einer ideal ausgewalzten Schraube nach ca. 9,7 Millionen Zyklen

Da die Restgewaltbruchfläche im Vergleich zur Ermüdungsbruchfläche nur einen sehr kleinen Bereich ausmacht, konnte man auch hier auf eine hohe Anzahl von Schwingungen bei einem niedrigen Belastungsniveau schließen. Weitere Bruchbilder auf einem niedrigeren Lasthorizont (Oberlast 1500 N, 6,8 Millionen Schwingungen) zeigen stark zerklüftete und auch schon gebrochene Gewindeflanken, siehe **Bild 8.6**. Im Bereich des Anrisses lassen sich einige Bruchlinien erkennen.

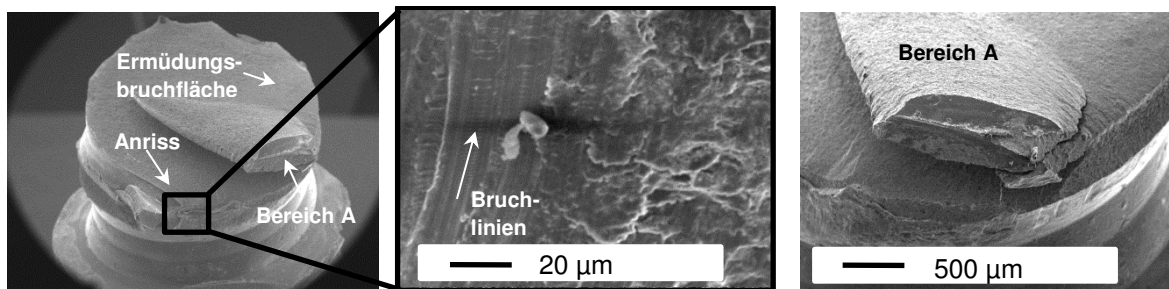


Bild 8.6: REM-Aufnahmen einer ideal ausgewalzten Schraube nach ca. 6,8 Millionen Zyklen

Auch ergibt sich ein stark zerrüttetes Bruchbild bei steigender Oberlast. Hier sollte beispielhaft eine Schraube betrachtet werden, welche nach ca. 170000 Bruchzyklen auf einem Lasthorizont von 4000 N versagt ist, siehe **Bild 8.7**. Im Bereich des Anrisses wie auch auf der Ermüdungsbruchfläche ist ein überwiegend transkristalliner Bruchverlauf erkennbar.

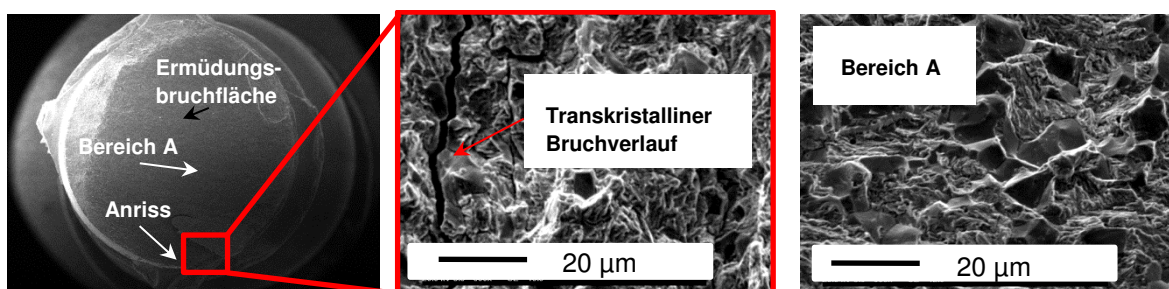


Bild 8.7: REM-Aufnahmen einer ideal ausgewalzten Schraube nach ca. 170000 Zyklen

Interessant in diesem Zusammenhang sind die Auswirkungen auf das Ermüdungsverhalten von Schrauben, welche zahlreiche Materialschädigungen aufzeigen. Diese Untersuchungen werden auf den folgenden Seiten erläutert.

8.2 Schrauben mit zahlreichen Materialschädigungen

Für die Varianten mit ausgeprägten Materialschädigungen wurden Schrauben mit vielen

Rissen im Gewindegrund und hohlgewalzte Schrauben herangezogen. Die Wöhlerkurven von Schrauben mit unterschiedlichen Materialschädigungen sind in **Bild 8.8** zusammenfassend dargestellt. Zusätzlich sind einige REM-Bilder von hohlgewalzten Schrauben in **Bild 8.8** zu sehen.

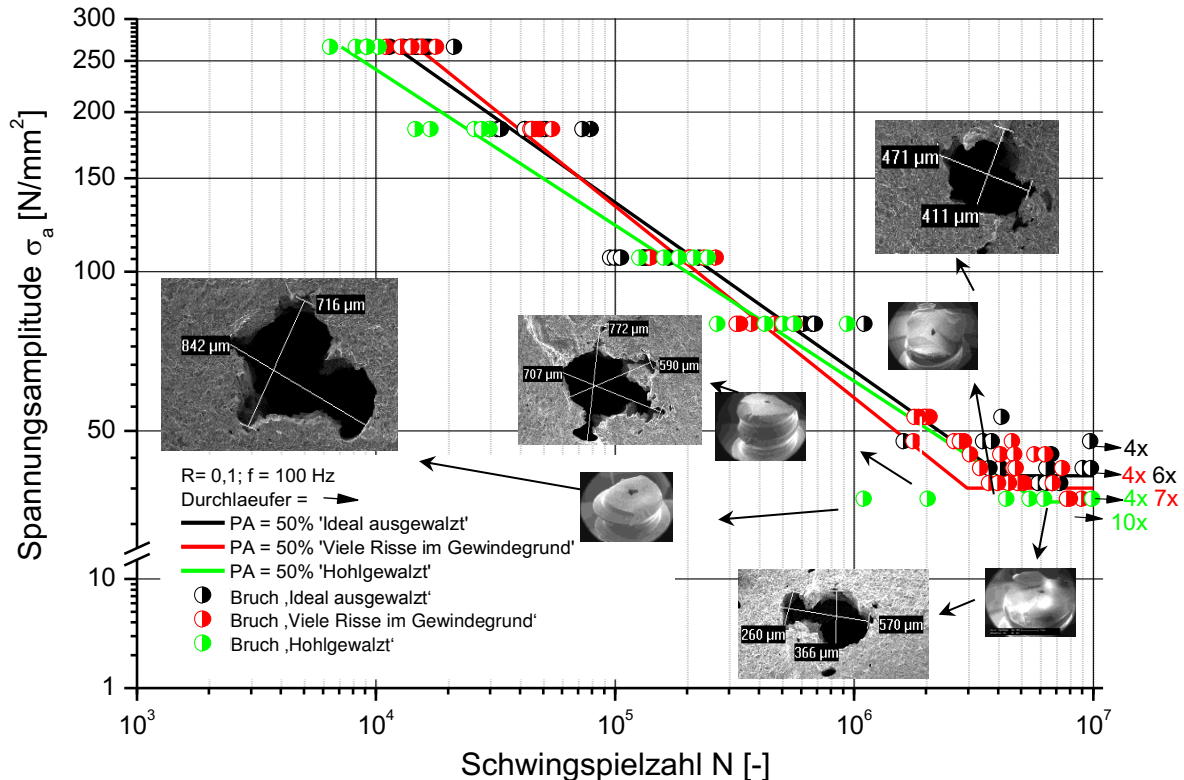


Bild 8.8: Wöhlerkurven von Schrauben mit unterschiedlichen Materialschädigungen

Im Vergleich zur ideal ausgewalzten Schraube zeigen die Varianten „viele Risse im Gewindegrund“ (rote Linie) und ‚hohlgewalzte‘ Schrauben (grüne Linie) eine um ca. 5% bzw. 10% verminderte Dauerfestigkeit. Bei hohlgewalzten Schrauben ergibt sich zudem eine deutliche Streuung der Ergebnisse, sodass auch eine Probe bereits bei einer relativ niedrigen Zyklenzahl von einer Million gebrochen war, was auf die Größe der Hohlwalzung zurückzuführen ist (mittlerer Durchmesser: 780 µm, siehe **Bild 8.8**). Bei einer Bruchzyklenzahl von ca. 6,2 Millionen Schwingungen beträgt der mittlere Durchmesser der Hohlwalzung lediglich 430 µm. Daraus lässt sich schließen, dass mit zunehmender Größe der Hohlwalzungen die Dauerfestigkeit abnimmt bzw. die Streuung der Ergebnisse zunimmt. Dies konnte auch durch weitere Proben bestätigt werden. Zur Beurteilung der Risseinleitung sowie Rissausbreitung wurden erneut REM-Aufnahmen erstellt, siehe **Bild 8.9**. Dargestellt ist eine hohlgewalzte Schraube, welche nach ca. 5,5 Millionen Schwingungen gebrochen war. Durch die Zugschwellbelastung (angedeutet durch den mit ΔF beschrifteten Pfeil) erfolgt nach fortschreitender plastischer Verformung unterhalb der Gewindeflanken die Rissinitiation. Die Rissausbreitung verläuft danach horizontal durch den Gewindegrund und schließlich in Richtung Gewindekern, welcher durch die Hohlwalzung deutlich geschwächt ist, wodurch das Risswachstum beschleunigt wurde. Zur Verdeutlichung des Rissverlaufes ist dieser mit einer rot gestrichelten Linie gekennzeichnet. Auch interessant in Zusammenhang mit einer zyklischen Belastung ist das Aufklaffen der Schließfalte inmitten eines Gewindezahnes, siehe **Bild 8.10**.

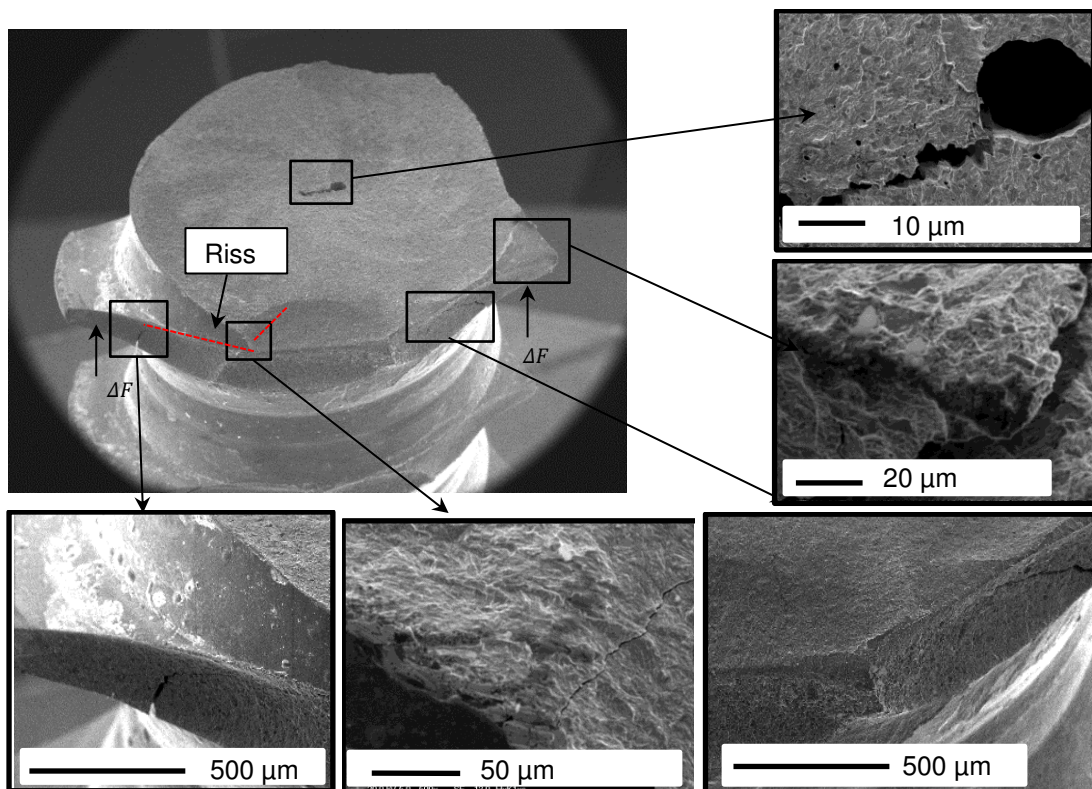


Bild 8.9: REM-Aufnahmen der Risseinleitung sowie -ausbreitung

Wie bereits in vorangegangenen Kapiteln erwähnt, entsteht die Schließfalte verfahrensbedingt durch das Zusammenschieben von Werkstoffmaterial gleichermaßen von der linken und rechten Seite. In diesem Bereich existiert kein fester Werkstoffkontakt, sodass es bei einer immer wiederkehrenden zyklischen Belastung zu einer Aufweitung bzw. einem Aufklaffen kommt, **Bild 8.10**.

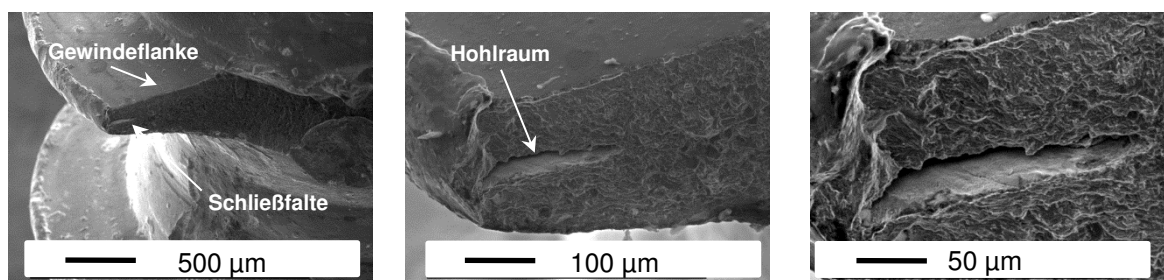


Bild 8.10: REM-Aufnahmen einer hohlgewalzten Schraube nach ca. 6,2 Millionen Zyklen

8.3 Schrauben aus verschlissenen Walzwerkzeugen

Interessant waren die Auswirkungen von Schrauben, welche mit verschlissenen Walzbacken hergestellt worden sind, da die Ausprägungen von Überwalzungen und Rissen im Gewindegrund (Ort der Rissinitiierung) schon bei der idealen Walzmaschineneinstellung viel deutlicher waren als bei neuen Walzbacken. Zwar wurde bei verschlissenen Walzwerkzeugen festgestellt, dass nahezu keine Schließfalte entsteht, jedoch hat diese keinerlei Einfluss auf den Rissinitiierungsort. Aufschluss über das Ermüdungsverhalten von ideal ausgewalzten sowie hohlgewalzten Schrauben aus verschlissenen Walzbacken im Vergleich

zu Schrauben aus neuen Walzbacken gibt **Bild 8.11**.

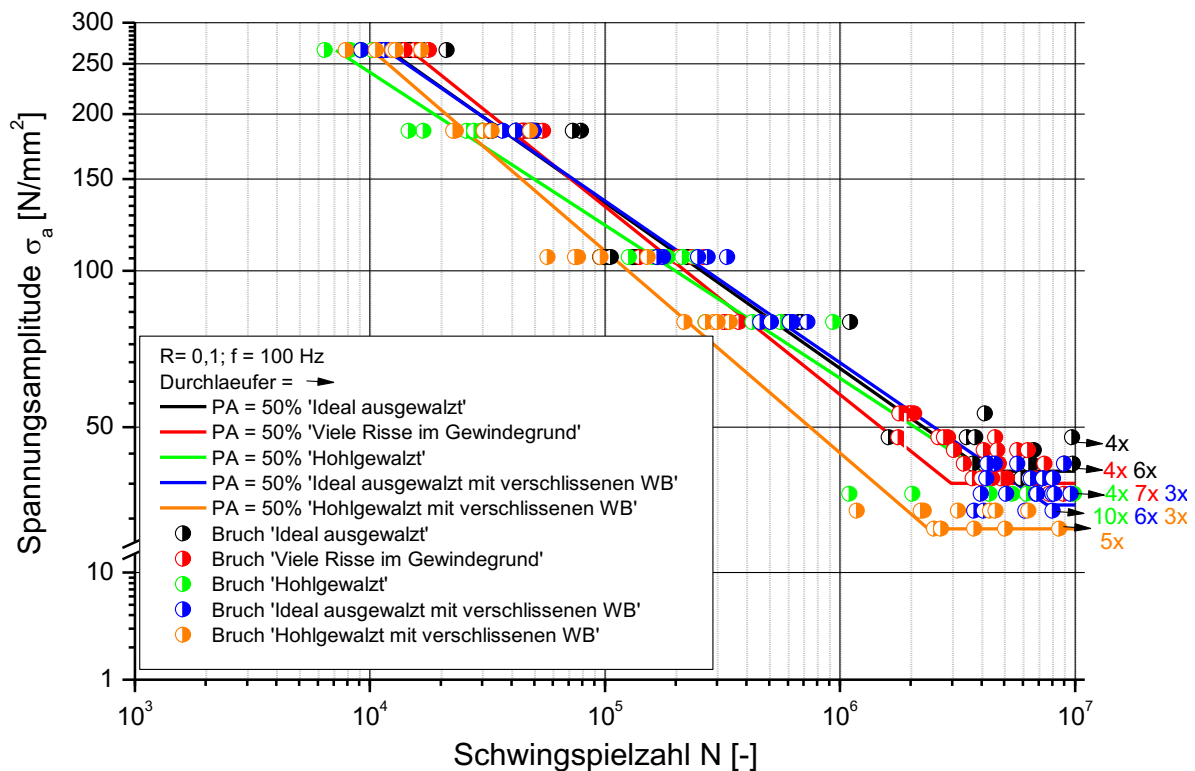


Bild 8.11: Wöhlerkurven von Schrauben aus verschlissenen Walzbacken (blaue und orange Linien) im Vergleich zu Schrauben aus neuen Walzbacken

Die Wöhlerkurven zeigen das Ermüdungsverhalten bei einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 50%. Es ist erkennbar, dass Schrauben aus verschlissenen Walzbacken die niedrigste Dauerfestigkeit im Vergleich zu den anderen Varianten haben. Die Dauerfestigkeit liegt bei hohlgewalzten Schrauben um ca. 23% und bei ideal ausgewalzten Schrauben aus verschlissenen Walzbacken um ca. 14% niedriger als bei ideal ausgewalzten Schrauben, welche mit neuen Walzwerkzeugen hergestellt wurden. Dies bedeutet auch, dass z.B. hohlgewalzte Schrauben aus neuen Walzbacken ein besseres Ermüdungsverhalten zeigen als die best-ausgewalzten Schrauben aus verschlissenen Walzbacken. Dies ist auf die extrem unsaubere Kernkontur der Schrauben aus gebrauchten Walzbacken zurückzuführen.

8.4 Mikrostrukturuntersuchungen der Ermüdungsproben

8.4.1 Probenvorbereitung

Die Probenvorbereitung war mit besonderer Sorgfalt durchzuführen, da diese direkt proportional mit der Qualität der TEM-Bilder korrespondiert. Die einzelnen Schritte der Probenvorbereitung sind in **Bild 8.12** dargestellt. Nach dem Ermüdungsversuch wurden ausgewählte Proben für die TEM-Analyse herangezogen. Im ersten Schritt wurden Scheiben mit einer Dicke von ca. 200 μm auf einer Säge (Firma Bühler, Typ: Isomet Lowspeed Säge mit Diamantscheibe) bei sehr langsamer Geschwindigkeit abgetrennt. Durch die aufliegenden Gewichte konnte der Druck der Diamantscheibe und somit die Abtrenngeschwindigkeit geregelt werden. Beim nächsten Schritt wurden die Scheiben auf eine Dicke von ca. 80 μm

geschliffen. Dafür wurde die Scheibe mit Epoxidharzkleber auf einen Stempel geklebt, welcher auf einer rotierenden Schleifscheibe geführt wurde. Hier erfolgte ein schrittweises Schleifen bis zu einer 4000er Körnung. Die Vorrichtung für das elektroytische Dünnen der Proben konnte einen maximalen Probendurchmesser von 3 mm aufnehmen, was durch das Herausstanzen des relevanten Bereiches sichergestellt wurde.

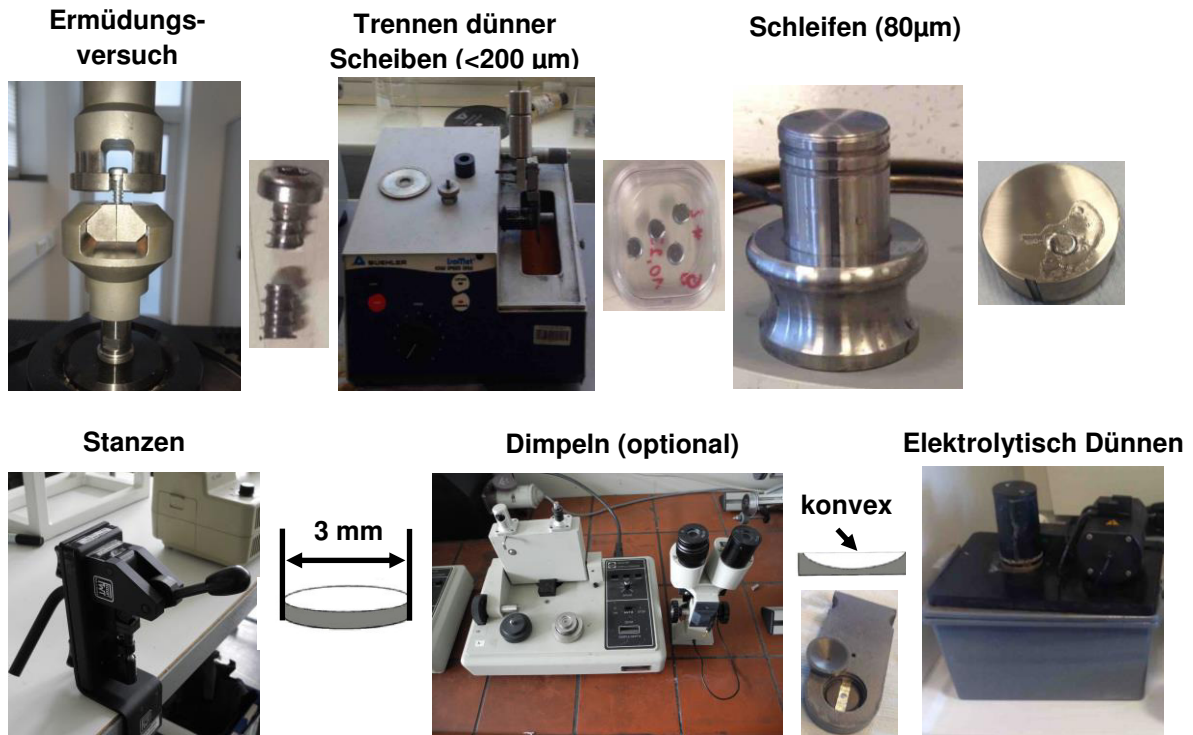


Bild 8.12: Ablauf der TEM-Probenvorbereitung

Die Dimpelanlage konnte optional genutzt werden, um die gestanzte Probe mechanisch vorzubehandeln (konvexe Probenform, **Bild 8.12** rechts unten). Dies hatte den Vorteil, dass bereits vor dem elektrolytischen Dünnen eine Mulde in der Probe vorlag, in der die Wahrscheinlichkeit groß war, einen Bereich durchstrahlen zu können. Es wurden verschiedene Elektrolyten mit unterschiedlichen Anlagenparametern getestet, wobei sich folgendes bewährt hatte:

- Elektrolyt (90% Essigsäure, 10% Perchlorsäure)
- Temperatur 12,5°C
- Angelegte Spannung: 20 Volt
- Angelegte Stromstärke: 0,5 Ampere
- Zeit: Ca. 3 Minuten

8.4.2 TEM-Untersuchungen

Die Untersuchungen wurden an einem TEM der Firma FEI (Typ: Talos 200A) durchgeführt. Untersucht wurde ein großer Teil der Prozesskette einer Schraube, ausgehend von Proben aus einem gezogenen Drahtabschnitt, über den Press- und Walzrohling hin zu Schrauben, welche auf verschiedenen Lasthorizonten ermüdet worden sind. In **Bild 8.13** werden zunächst beginnend die TEM-Bilder eines gezogenen weichgeglühten Drahtabschnitts des

Vergütungsstahl 23MnB4 gezeigt. Die Bilder zeigen eine Reihe von Gleitspuren und eine Vielzahl von Einschlüssen. Um die Einschlüsse herum lassen sich wenige Versetzungen vermuten, welche auf die plastische Verformung beim Drahtziehen zurückzuführen sind.

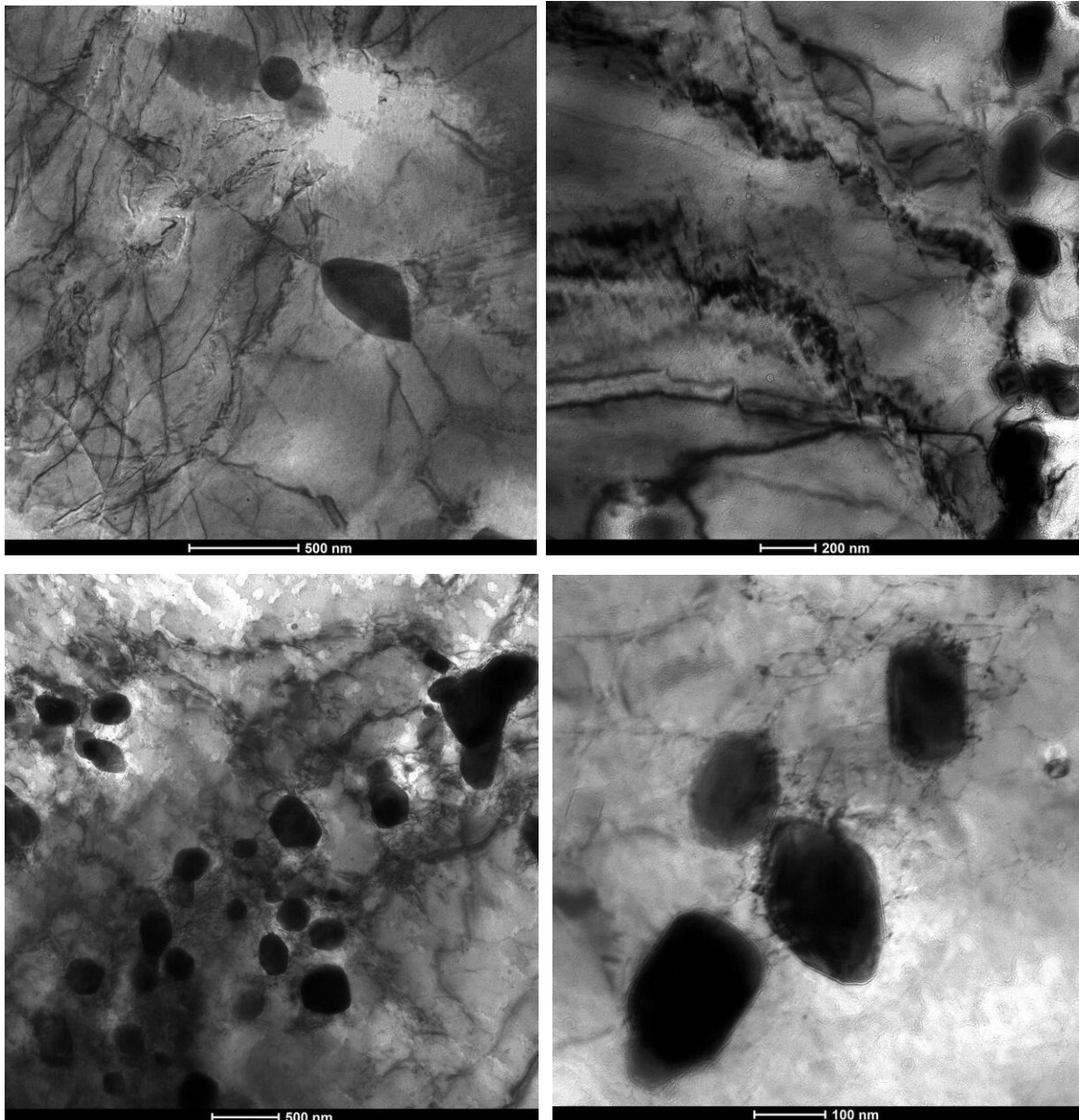


Bild 8.13: TEM-Bilder eines Drahtabschnitts

Der nächste Schritt in der Herstellung einer Schraube ist der mehrstufige Pressprozess, welcher je nach Komplexität der Schraubengeometrie mehrere Umformstufen umfasst. Bei dem hier betrachteten Schraubentyp DELTA PT® 60x25 wurde der Pressrohling durch Fließpressen, Vorstauchen und Fertigstauchen hergestellt. Wie bereits in Abschnitt 5.1 vorgestellt, ergaben sich simulativ Umformgrade bis ca. 0,07 in der Randschicht des Pressrohlings, wobei in der Mitte des Rohlings Umformgrade nahe Null vorlagen. Im Gegensatz dazu wurden inmitten des Schraubenkopfes aufgrund der starken Materialumformung Umformgrade um 1,5 ermittelt. Die im folgenden **Bild 8.14** dargestellten Bilder beziehen sich auf die Mitte des Pressrohlings. Hier liegen große versetzungsarme Bereiche vor.

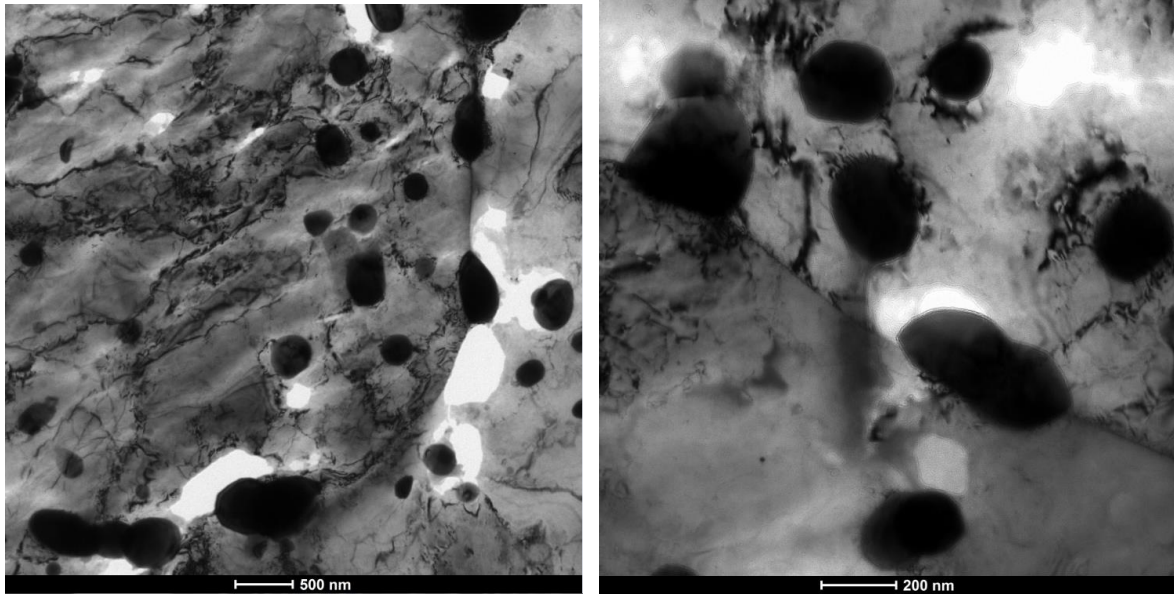


Bild 8.14: TEM-Bilder inmitten eines Pressrohrlings

Im nächsten Schritt wurde ein Walzrohling nach dem Gewindewalzen mittels TEM untersucht. Infolge der massiven plastischen Umformung während des Gewindewalzens ergeben sich eine große Versetzungsbewegung. Gut zu erkennen ist der Versetzungsaufstau vor Einschlüssen und auch vor Korngrenzen bzw. eines Korngrenztripelpunktes. Auffällig ist, dass hier im oberen Korn große versetzungsarme Bereiche vorliegen, im Gegensatz zum rechten und unteren Korn (**Bild 8.15**, links unten).

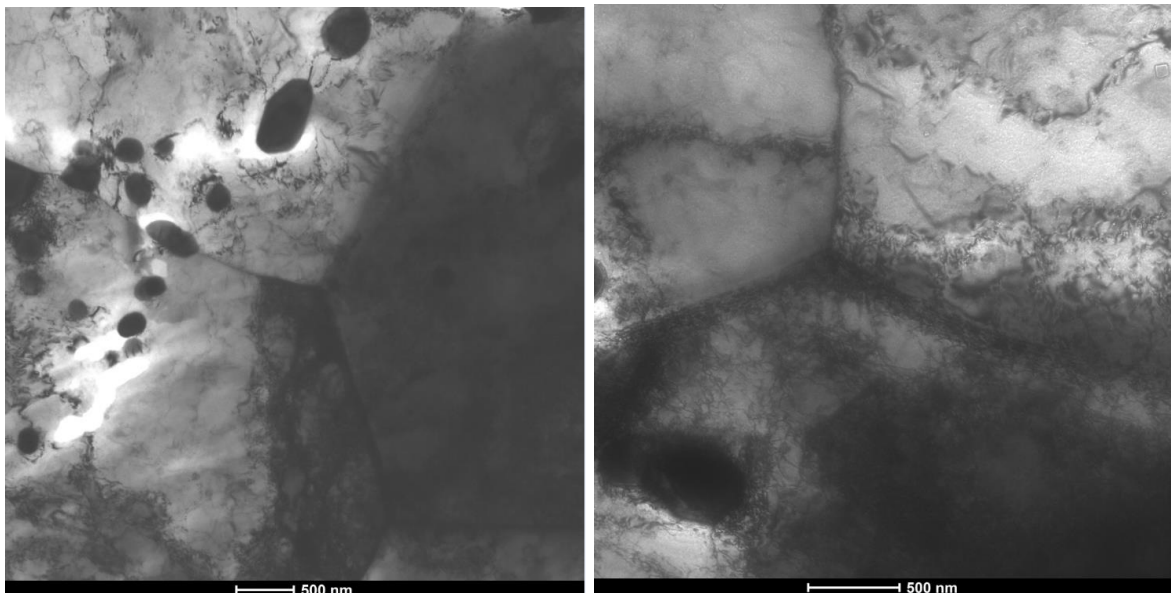


Bild 8.15: TEM-Bilder inmitten eines Walzrohrlings

Die nächsten Prozessschritte nach dem Gewindewalzen stellten die Wärme- und Oberflächenbehandlung dar. Anschließend wurden Schrauben mit unterschiedlichen Materialschädigungen auf verschiedenen Lasthorizonten untersucht. Es wurden zunächst ideal ausgewalzte Schrauben nach 24,8 Millionen Zyklen (**Bild 8.16**) untersucht. Zu sehen sind zahlreiche eingebettete Martensitnadeln, welche es erschweren, exakte Versetzungsanordnungen zu charakterisieren. Die Versetzunganhäufungen sind vorwiegend an Phasengrenzen

und Martensitnadeln zu beobachten.

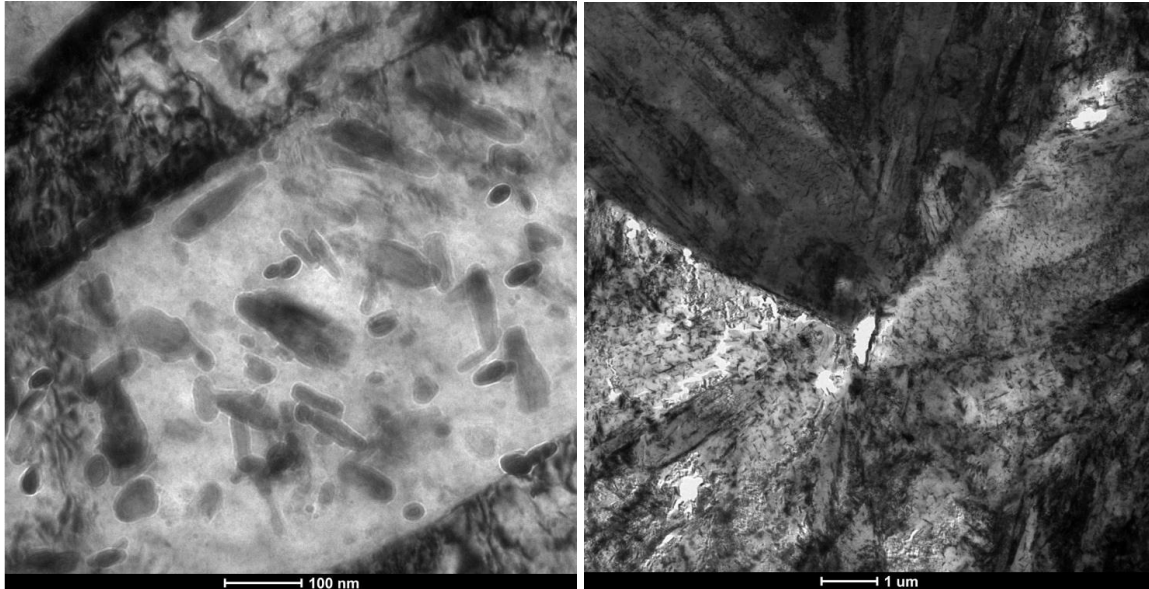


Bild 8.16: TEM-Bilder aus ideal ausgewalzten Schrauben nach 24,8 Millionen Lastzyklen

In **Bild 8.16** (oben rechts) erkennt man einen großen versetzungsarmen Bereich und auch viele gebrochenen Martensitnadeln, entweder bedingt durch die Bewegung der Versetzungen oder aber durch die Probenpräparation. Zu guter Letzt wird in **Bild 8.17** die TEM-Untersuchung einer Schraube gezeigt, welche mit verschlissenen Walzbacken gewalzt wurde und aufgrund der Walzmaschineneinstellung zahlreiche Risse im Gewindegrund aufgewiesen hatte. Bei dieser Schraube kam es nach 26,8 Millionen Lastzyklen zum Probenbruch. Ähnlich wie zuvor sind auch hier große verformungsbedingte Versetzungsanhäufungen sowie Martensitnadeln zu sehen.

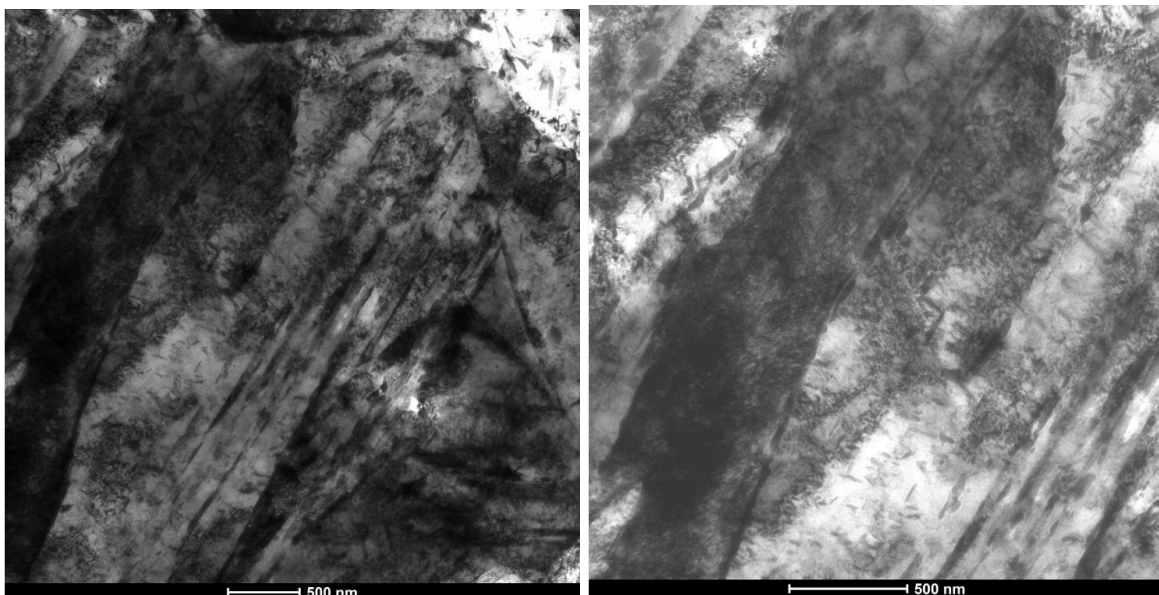


Bild 8.17: TEM-Bilder von Schrauben aus verschlissenen Walzbacken mit zahlreichen Rissen im Gewindegrund nach 26,8 Millionen Ermüdungszyklen

9 Zusammenfassung

Heutzutage kämpfen die Unternehmen mit immer weiter steigenden Anforderungen an qualitativ hochwertige Schraubengewinde. Die in der Regel auf Flachbackenwalzmaschinen hergestellten Gewinde weisen oftmals Überwalzungen, Risse, Falten und andere Gewindefehler auf, welche zu Kundenreklamationen, Produktivitätsverlusten und Ausschusskosten führen. Je genauer und sicherer solche Materialschädigungen vorhergesagt werden können, desto höher ist die Wirtschaftlichkeit von solchen Prozessen. Bislang fehlt das grundlegende wissenschaftliche Verständnis des Walzprozesses, sodass in dieser Arbeit systematisch experimentelle Untersuchungen durchgeführt wurden. Dazu wurden insgesamt zwei Versuchsreihen zum einen mit neuen und zum anderen mit verschlissenen Walzbacken durchgeführt. In jeder Versuchsreihe wurden die Walzmaschineneinstellungen hinsichtlich des Einlauf- und Auslaufdruckes variiert. Zudem wurden Untersuchungen mit gekippten Walzbacken, falscher horizontaler Ausrichtung der Walzbacken und unterschiedlicher Rohlingszuführung durchgeführt. Die dabei aufgetretenen charakteristischen Materialschädigungen, wie Schließfalten, Risse, Überwalzungen und Hohlwalzungen wurden mittels Metallographie herausgearbeitet.

Anschließend kamen die Werkzeuge der virtuellen Technik zum Einsatz, welche sämtliche experimentell gefundenen Materialschädigungen abbilden sollte. Mit zunehmender plastischer Verformung neigen Werkstoffe zur Rissinitiierung. Dieses Werkstoffversagen ist entscheidend von dem Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Werkstoffes bei unterschiedlichen Temperaturen und der Formänderungsgeschwindigkeit abhängig, wobei ein Schwerpunkt in dieser Arbeit auf die Ermittlung dieses Materialverhaltens gelegt wurde. Als Grundlagenuntersuchung wurde in einem ersten Schritt ein geeignetes Materialmodell für den Vergütungsstahl 23MnB4 aus Zug- und Druckversuchen entwickelt. Dieses wurde mit den Daten der Nanoindentierungstechnik ergänzt, um auch das Spannungs-Dehnungs-Verhalten bei hohen Umformgraden mit einfließen zu lassen. In einem nächsten Schritt wurde ein geeignetes Reibmodell erstellt, welches auf Basis des Gleitstauchversuchs kalibriert wurde. Bei der Schädigungsmodellierung wurde auf ein makromechanisches Modell nach Cockcroft und Latham und ein mikromechanisches nach Lemaitre zurückgegriffen. Auf Grundlage der Ergebnisse aus Material-, Reib- und Schädigungsmodell wurde ein Simulationsmodell mit der Software SIMUFACT.FORMING aufgebaut. Erstmals ist es gelungen, einen derartig komplexen Gewindewalzprozess in einer 3D-Simulation vollständig abzubilden. Die durchgeführten experimentellen Versuche dienten als Grundlage für die Verifikation der Simulationsergebnisse und konnten mit einer sehr hohen Genauigkeit mittels Computersimulation abgebildet werden. Neben den materialflussbedingten Materialschädigungen konnten die Hohlwalzungen inmitten einer Schraube sehr gut rechnerisch zugänglich gemacht werden. Die Modellierung von Hohlwalzungen erfolgte mit den oben genannten Schädigungsmodellen, wobei Ort und Zeitpunkt der Kernrisse sehr gut wiedergegeben werden konnte.

In einem nächsten Schritt wurden verschiedenste Prozessparameter variiert, um den Einfluss auf die Kernschädigung im Werkstoffinneren zu berücksichtigen. Die Übertragbarkeit des erstellten Simulationsmodells auf ähnliche Werkzeuggeometrien konnte erfolgreich an zwei Anwendungsbeispielen getestet werden. Die Validierung im Praxisversuch war ebenfalls erfolgreich. Als Ergebnis stehen nun Simulationsmodelle für das Gewindewalzen zur

Verfügung, welche den realen Prozess bei verschiedensten Walzmaschineneinstellung komplett abbilden können. Darunter fällt vor allem die Simulation einer Hohlwalzung infolge eines zu engen Walzspaltes im Auslaufbereich der Walzwerkzeuge. Auch konnten die in der Realität aufgenommenen Walzkraftkurven mit hoher Genauigkeit in der Simulation wiedergegeben werden.

Abschließend wurde das Ermüdungsverhalten von Schrauben mit starken und weniger stark ausgeprägten Materialschädigungen untersucht. Es hat sich gezeigt, dass die Rissinitiierung unterhalb der Gewindeflanken am Kraftangriffspunkt beginnt und sich dann senkrecht zur Hauptnormalspannung über die Schraubenquerschnittsfläche fortpflanzt. Daher führen unsaubere Flankenkonturen mit z.B. zahlreichen Rissen und Überwalzungen zu niedrigeren Dauerfestigkeiten, da große Startrisse/Risspfade vorliegen. Je nach Größe einer Hohlwalzung inmitten einer Schraube wird die Dauerfestigkeit weiter herabgesetzt. Demzufolge wurde die niedrigste Dauerfestigkeit bei hohlgewalzten Schrauben ermittelt, welche mit verschlissenen Walzbacken produziert wurden. Die Arbeit wird abgerundet mit TEM-Untersuchungen der einzelnen Schritte im Lebenszyklus einer Schraube, beginnend vom Drahtabschnitt, über den Press- und Walzrohling hin zu Schrauben im Dauerschwingversuch. Bereits nach dem Gewindewalzen entstehen aufgrund der hohen Umformung große versetzungsreiche Bereiche, insbesondere vor Korngrenzen/Phasengrenzen und Einschlüssen. Schrauben nach der Ermüdungsbelastung zeigen vor allem an Martensitnadeln erhöhte Versetzungsanhäufungen, welche zusätzlich eine Hinderniswirkung darstellen.

10 Literaturverzeichnis

- [Ach00] Achenbach, M.: Typische Gewindefehler und deren Ursachen, EJOT Verbindungstechnik GmbH & Co. KG, Bad Laasphe, 2000.
- [Arb06] Arbak, M., Wagner, K.: Langes Leben für Werkzeuge, ZIB - Zukunft im Brennpunkt, Arbeitsgemeinschaft der Bayerischen Forschungsverbände, 5, S. 73-76, 2006.
- [Atk85] Atkins, A. G.: Elastic and plastic fracture, Wiley-VCH-Verlag, New York, 1985.
- [Awi11] Awiszus, B.: Modellierung und Simulationsmethoden, Vorlesungsskript, Lehrstuhl für virtuelle Fertigungstechnik, TU Chemnitz, 2011.
- [Aya84] Ayada, T., Higashino, K., Mori, K.: Central bursting in extrusion of inhomogeneous materials, proceedings of the 1st International Conference on Technology of Plasticity (ICTP), 1, 553-558, 1984.
- [Bab02] Baba-Kishi, K.Z.: Review: Electron backscatter Kikuchi diffraction in the scanning electron microscope for crystallographic analysis, Journal of Material Science, 37, 1715-1746, 2002.
- [Bar12] Barth, C.: Numerische Aspekte bei der Simulation der Reibung, GCFG-Workshop: Reibung in der Simulation und der Praxis der Kaltmassivumformung, Erlangen, 2012.
- [Bar00] Bartsch, P.: Die „FORMAX PLUS“ Flachbacken-Gewindewalze mit verfügbaren Optionen, NME National Machinery Europe GmbH, Nürnberg, 2000.
- [Bau03] Baumgarten, M.: Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenauflagerung bei Kaltmassivumformprozessen, Dissertation, Hannover, 2003.
- [Ber06] Berazategui, D. A., Cavaliere, M. A., Montelatici, L., Dvorkin, E. N.: On the modelling of complex 3D bulk metal forming processes via the pseudo-concentrations technique, application to the simulation of the Mannesmann piercing process, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Band 65, 1113-1144, 2006.
- [Bet01] Betten, J.: Kontinuumsmechanik – Elastisches und inelastisches Verhalten isotroper und anisotroper Stoffe, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2001.
- [Bjö12] Björklund, O.: Modelling of failure in high strength steel sheets, Dissertation an der Universität Linköping, Schweden, 2012.
- [Ble01] Bleck, W.: Werkstoffkunde Stahl für Studium und Praxis, Verlag Mainz, Aachen, 2001.
- [Bög09] Böge, A.: Handbuch Maschinenbau - Grundlagen und Anwendungen der Maschinenbau-Technik, 19., überarbeitete und erweiterte Auflage, Vieweg+Teubner-Verlag, Wiesbaden, 2009.

- [Bre07] Breuer, D.: Bestimmung des Formänderungsvermögens bei der Kaltmassivumformung, Dissertation, Aachen, 2007.
- [Bro72] Brozzo, P., De Luca, B., Renclina, R.: A new method for prediction of the formability limits of metals sheets, proceedings of the 7th Biennial Congress of International Deep Drawing Research Group. S. 3.1-3.5, 1972.
- [Cer04] Ceretti, E., Giardini, C., Brisotto, F.: Analytical prediction of the central rupture of billets during piercing in a cross-roll piercer due to the Mannesmann effect, Konferenz, Brescia, Italien, 2004.
- [Cho07] Choumin N., R.-A.: Optimierung des Einsatzes der FEM - Simulation für die neuartige Lamellenwerkzeugtechnik, Diplomarbeit, Sindelfingen, 2007.
- [Chr04] Christ, H.-J.: Skript Werkstofftechnik, unveröffentlichter Vorlesungsumdruck, Institut für Werkstofftechnik, Universität Siegen, 2004.
- [Chr10] Christ, H.-J.: Skript Technische Bruchmechanik, unveröffentlichter Vorlesungsumdruck, Institut für Werkstofftechnik, Universität Siegen, 2010.
- [Chr11] Christ, H.-J.: Repetitorium Materialermüdung, unveröffentlichter Vorlesungsumdruck, Institut für Werkstofftechnik, Universität Siegen, 2011.
- [Coc65] Cockcroft, M. G., Latham D. J.: The effect of the stress system on the workability of metals, National Engineering Laboratory Report, 216, 9-48, 1965.
- [Coc68] Cockcroft, M. G., Latham, D. J.: Ductility and the workability of metals, Journal of the Institute of Metals, 96, 33-39, 1968.
- [Cyg12] Cyganek, Z., Tkocz, M.: The effect of AZ31 alloy flow stress description on the accuracy of forward extrusion FE simulation results, Archives of Metallurgy and Materials, 57, 199-204, 2012.
- [Dah74] Dahl, W., et. al.: Grundlagen des Festigkeits- und Bruchverhaltens, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1974.
- [Dah93] Dahl, W., Kopp, R., Pawelski, O.: Umformtechnik Plastomechanik und Werkstoffkunde, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1993.
- [Dah10] Dahme, M., Raedt, H.-W.: Forschungsbedarf in der Massivumformung - Einschätzung eines Automobilzulieferers, 10. Karlsruher Arbeitsgespräche Produktionsforschung, Hirschvogel Automotive Group, Denklingen, 2010.
- [Dah11] Dahme, M., Hirschvogel, M., Kettner, P., Landgrebe D., Pischel, W., Raedt, H.-W., Ruile, C., Schleich, M., Wondrak, J.: Massivumgeformte Komponenten, Buch der Hirschvogel Automotive Group, Herausg. © Hirschvogel Holding GmbH, 2011.
- [Den75] Dengel, D.: Die $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation – ein einfaches Verfahren zur grafischen und rechnerischen Auswertung geplanter Wöhlerkurven, Zeitschrift für Werkstofftechnik, 6. Jg., 8, 253-288, 1975.
- [DIN03-A] DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe und Einteilung, Beuth-Verlag, Berlin, 2003.

- [DIN03-B] DIN 8583-1: Fertigungsverfahren Druckumformen, Teil 1: Allgemeines, Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Beuth-Verlag, Berlin, 2003.
- [DIN09] DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben, Beuth-Verlag, Berlin, 2009.
- [DIN13] DIN 51385: Schmierstoffe – Bearbeitungsmedien für die Umformung und Zerspanung von Werkstoffen – Begriffe, Beuth-Verlag, Berlin, 2013.
- [DIN78] DIN 50106: Druckversuch, Beuth-Verlag, Berlin, 1978.
- [DIN79] DIN 50320: Verschleiß, Begriffe, Systemanalyse von Verschleißvorgängen, Beuth-Verlag, Berlin, 1979.
- [DIN91] DIN 26157: Oberflächenfehler, Schrauben für spezielle Anforderungen, Teil 3, Beuth-Verlag, Berlin, 1991.
- [DIN97] DIN 969: Schwingfestigkeitsversuch bei Axialbelastung – Prüfverfahren und Auswertung der Ergebnisse, Beuth-Verlag, Berlin, 1997.
- [DIN99-A] DIN 13-1: Metrisches ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung, Teil 1: Nennmaße für Regelgewinde, Gewinde-Nenndurchmesser von 1 mm bis 68 mm, Beuth-Verlag, Berlin, 1999.
- [DIN99-B] DIN 13-50: Metrisches ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung, Teil 50: Kombination von Toleranzklassen für gefurchte Innengewinde, Beuth-Verlag, Berlin, 1999.
- [Dix48] Dixon, W. J., Mood, A.: A method of obtaining and analyzing sensitivity data, *Journal of the American statistical association*, 43, 109-126, 1948.
- [Doe10] Doege, E., Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik, Grundlagen, Technologien, Maschinen, 2., bearbeitete Auflage*, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2010.
- [Dua04] Duan, X.: Application of finite element method in the hot extrusion of aluminium alloys, *Materials Science and Engineering A369*, 66-75, 2004.
- [Duf95] Dufailly, J., Lemaitre, J.: Modeling very low cycle fatigue, *International Journal of Damage Mechanics*, 4, 153-170, 1995.
- [Dwu00] Dwuletzki, H.: *Schmierstoffsysteme zum Gewindewalzen*, Bechem - Fimitol - Kuhbier, Carl Bechem GmbH, Hagen, 2000.
- [Ebe12] Eberhardt, G.: *Skript Umformtechnik, Massivumformung (kalt), Verlesungsumdruck*, Hochschule Pforzheim, 2012.
- [Eck09] Eckstein, J.: Numerische und experimentelle Erweiterung der Verfahrensgrenzen beim Halbhohlstanzen hochfester Bleche, *Dissertation*, Universität Stuttgart, 2009.
- [Emd08] Emde, T.: *Mechanisches Verhalten metallischer Werkstoffe über weite Bereiche der Dehnung, der Dehnrates und der Temperatur*, *Dissertation*, Aachen, 2008.
- [Eng11] Engel, B.: *Umformprozesse*, unveröffentlichter Vorlesungsumdruck, Institut für Umformtechnik, Universität Siegen, 2011.

- [Fan08] Fanini, S.: Modelling of the Mannesmann effect in tube piercing, Dissertation, Universität Padova, Italien, 2008.
- [Fil16] Filusch, C., Schlingermann, A.: Messbericht zur Prozessanalyse bei dem Unternehmen EJOT GmbH & Co. KG, QASS GmbH & Co. KG. Wetter (Ruhr), 2016.
- [Fre50] Freudenthal, A.: The inelastic behavior of engineering metals and structures, Wiley-Verlag, New York, 1950.
- [Fri10] Fritz, A. H., Schulze, G.: Fertigungstechnik, 9., neu bearbeitete Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2010.
- [Fri14] Fritzen, C.-P.: Skript Experimentelle Methoden der Mechanik, unveröffentlichter Vorlesungsumdruck, Institut für Mechanik & Regelungstechnik, Universität Siegen, 2014.
- [Geg04] Gegner, J.: Skript Schadenskunde, unveröffentlichter Vorlesungsumdruck, Institut für Werkstofftechnik, Universität Siegen, 2004.
- [GEO13] GEOGEBRA, <http://www.geogebra.org>, Version 4.2.47.0, recherchiert am 25.06.2013.
- [GNU10] GNUPLOT, <http://www.gnuplot.info/>, Version 4.4.0, recherchiert am 13.03.2010.
- [Gos76] Gosh, A. K.: A criterion for ductile fracture in sheets under biaxial loading, Metallurgical Transactions A, 7, 523-533, 1976.
- [Got07] Gottstein, G.: Physikalische Grundlagen der Materialkunde, 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2007.
- [Grä93] Gräfen, H.: VDI-Lexikon – Werkstofftechnik, VDI-Verlag Düsseldorf, 1993.
- [Gro05] Groll, E.: Untersuchung zur Vermeidung von Gewindefehlern beim Walzen von metrischen und nichtmetrischen Schraubengewinden, Forschungseinrichtung für die Kaltumformung von Metallen (FKM) GmbH, Lüdenscheid, 2005.
- [Gro06] Groll, E.: Fehlererkennung und -vermeidung beim Gewindewalzen mit Flachbacken, Leitfaden, Institut für Umformtechnik, Lüdenscheid, 2006.
- [Gro11] Grote, K.-H., Feldhusen, J.: Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau, 23., neu bearbeitete und erweiterte Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2011.
- [Gur75] Gurson, A.: Plastic flow and fracture behavior of ductile material incorporation void nucleation growth and interaction, Dissertation, Brown University, 1975.
- [Han03] Han, H. N., Kim K.-H.: A ductile fracture criterion in sheet metal forming process, Journal of Materials Processing Technology, 142, 231-238, 2003.
- [Häs06] Häse, A.: Miniaturmessverfahren zur Bestimmung mechanischer Kennwerte von Lotwerkstoffen aus der Mikroelektronik, Dissertation, TU Berlin, 2006.

- [Hau03] Haupt, H.: Ein auf der Schallemissionsanalyse basierendes Verfahren zur Risserkennung in Umformprozessen, Dissertation an der Universität Paderborn, 2003.
- [Hec00] Hecht, J.: Walzverfahren zum Erzeugen von Gewindeprofilen, Teil I, Hilgeland-Nutap GmbH, Wuppertal, 2000.
- [Hel09] Helm, D.: Beherrschung der Umformgrenzen in Massivumformprozessen, Jahresbericht, Fraunhofer - Institut für Werkstoffmechanik, Freiburg, 2009.
- [Hen78] Hensel, A., Spittel, T.: Kraft- und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren, 1 Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1978.
- [Hof84] Hoffmann, K.: Anwendung der Wheatstoneschen Brückenschaltung, Firma HBM, Darmstadt, 1984.
- [Hoff84] Hoffmann, K.: Hinweise zur Installation von Dehnungsmessstreifen (DMS), Firma HBM, Darmstadt, 1984.
- [Hum06] Humm, S., Wunderlich, A.: Verfahren zum Herstellen einer Schraube mit einer Bohrspitze, Schraube und Walzbacken, Europäische Patentanmeldung, EP 1738844A1, Adolf Würth GmbH & Co. KG, Künzelsau-Gaisbach, 2006.
- [Ide08] Idelberger, H.: Skript Maschinenelemente, unveröffentlichter Vorlesungsumdruck, Institut für Konstruktion, Universität Siegen, 2008.
- [Joh83] Johnson, G. R., Cook, W. H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, Engineering Fracture Mechanics 21, 31-48, 1983.
- [Kac90] Kachanov, M., Montagut E. L. E., Laures, J. P.: Mechanics of crack – microcrack interactions, Mechanics of Materials, 10, 59-71, 1990.
- [Kai00] Kaiser, P.: Beitrag zur Untersuchung des Formänderungsvermögens metallischer Werkstoffe unter besonderer Berücksichtigung des hydrostatischen Spannungsanteils, Dissertation, Chemnitz, 2000.
- [Klo06] Klocke, F., König, W.: Fertigungsverfahren Umformen, 5., neu bearbeitete Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 2006.
- [Klo07] Klocke F.: Massivumformung, Vorlesung 4, Fertigungsverfahren II, Fraunhofer Institut Produktionstechnologie, Lehrstuhl für Technologie und Fertigungsverfahren, RWTH Aachen, 2007.
- [Klo08] Klocke, F., Timmer, A., Wegner, H., Zimmermann, M.: Schadensvorhersage in der Kaltmassivumformung, wt-online, 787-795, 2008.
- [Klos07] Kloss, K.-H., Thomala W.: Schraubenverbindungen - Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung, 5. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2007.
- [Kol14] Kolling, S.: Grundlagenkurs: Moderne Werkstoff- und Strukturmechanik für Berechnungsingenieure, Skript, Technische Hochschule Mittelhessen, Essen, 2014.

- [Kop00] Kopka, T.: Schraubengewinde, Qualität durch Fortschritt, Einstellhilfen für Flachbacken-Gewindewalzen, Schwer+Kopka GmbH, Hilden, 2000.
- [Kop99] Kopp, R., Wiegels, H.: Einführung in die Umformtechnik, Verlag Mainz, Aachen, 1999.
- [Kra09] Kraemer, F.: Ermittlung der Prozessgrenzen bei der Direktverschraubung von Verbindungselementen mit induktiv wärmebehandelter Gewindefurchzone, Bachelorarbeit, Universität Siegen, 2009.
- [Kri07] Kriß, T., Völkl, R., Engel, U.: Berechnungen der Wechselwirkungen zwischen Umformmaschine und -prozess auf Basis der Integration eines Pressenmodells in die Fließpresssimulation, 12. Dresdener Werkzeugmaschinen-Fachseminar, Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Universität Erlangen-Nürnberg, 2007.
- [Kuh73] Kuhn, H. A., Lee, P. W., Erturk, T.: A fracture criterion for cold forming, Journal of Engineering Materials and Technology, 100, 18-41, 1973.
- [Lan01] Lange, G.: Mikroskopische und makroskopische Erscheinungsformen des duktilen Gewaltbruches (Gleitbruch), systematische Beurteilung technischer Schadensfälle, 5. Auflage, Wiley-VCH-Verlag, Weinheim, 2001.
- [Lan08] Lange, K., Kammerer, M., Pöhlandt, K., Schöck, J.: Fließpressen - Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2008.
- [Leh60] Lehmann, T.: Einige Betrachtungen zu den Grundlagen der Umformtechnik, Archive of Applied Mechanics, 29, 1-21, Hannover, 1960.
- [Lem84] Lemaitre, J.: How to use damage mechanics, Nuclear Engineering and Design 80, 233-245, 1984.
- [Lem94] Lemaitre, J., Doghri, I.: Damage 90: A post processor for crack initiation, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 115, 197-232, 1984.
- [Lem96] Lemaitre, J.: A course on damage mechanics, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1996.
- [Lem08] Lemaitre, J., Desmorat, R.: Engineering damage mechanics, Springer-Verlag, Berlin, 2008.
- [Lob14] Lober, D.: Härte und Festigkeit, Umrechnungstabelle für Härte und Zugfestigkeit, <http://www.metallograf.de/start.htm?begriffe/tab-umrechnung.htm>, recherchiert am 29.06.2014.
- [Mac92] Macherauch, E.: Praktikum in Werkstoffkunde, 10. Auflage, Vieweg-Verlag, Braunschweig, 1992.
- [Mar06] Markworth, M., Polzer, J.: Ursachen und Auswirkungen von Schwingungen in Walzwerken, Vortrag VDI-Schwingungstag, Fulda, 2006.
- [MAT14] MATLAB, <http://www.mathworks.de/>, Version R2012a (7.14.0.739), recherchiert am 09.02.2014.

- [McC68] McClintock, F. A.: A criterion for ductile fracture by the growth of holes, *Journal of Applied Mechanics*, 363-371, 1968.
- [Men00] Menn, E. W.: Presseinformation - gleich und gleich gesellt sich gern, EWMenn - Maschinen für die Befestigungsmittelindustrie, Hilchenbach, 2000.
- [Mül01] Mülders, B.: Modellierung der Verfestigung technischer Aluminiumlegierungen, Dissertation, Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Geowissenschaften, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, Aachen, 2001.
- [Müll01] Müller, H.: Makroskopische und mikroskopische Erscheinungsformen des Spaltbruchs, systematische Beurteilung technischer Schadensfälle, 5. Auflage, 79-101, 2001.
- [Müll12] Müller, C.: Reibwertermittlung und Reibwerte, GCFG-Workshop: Reibung in der Simulation und der Praxis der Kaltmassivumformung, Erlangen, 2012.
- [NN78] N. N.: Handbuch für das Gewindewalzen, Band II, Technische Daten, Flachgewindewalzbacken, Rundwerkzeuge und Umlaufwerkzeuge, Rändelräder und Rändel, Reed Rolled Thread Die Co., Holden, 1978.
- [NN06] N. N.: Schädigungsvorhersage mit Simufact.formingGP, Mathematische Modelle zur Beschreibung des duktilen Bruchs, ©SIMUFACT GmbH, Hamburg, 2006.
- [NN11-A] N. N.: Technische Informationen zu Verbindungselementen, Adolf Würth GmbH & Co. KG, Künzelsau-Gaisbach, 2011.
- [NN11-B] N. N.: Prospekt - Böhler K340 Isodur, Böhler Edelstahl GmbH & Co. KG, Kapfenberg/Österreich, 2011.
- [NN12] N. N.: Alicona Imaging GmbH, Graz/Österreich, 2012.
- [NN14] N. N.: Keysight Technologies Deutschland GmbH, Frankfurt, 2014.
- [Oli04] Oliver, W. C., Pharr, G. M.: Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation, advances in understanding and refinements to methodology, *Journal of Materials Research*, 19, 2-20, 2004.
- [Opp04] Oppel, F.: Backenprofilwalze, Deutsches Patent- und Markenamt, DE 19852208A1, Prokos Produktions-Kontroll-System GmbH, Hannover, 2004.
- [Osa78] Osakada, K., Mori, K.: Prediction of ductile fracture in cold forging, *Annals of the CIRP* 27, 135-139, 1978.
- [Osw05] Oswald-Tranta, B., Wally, G., O'Leary, P.: Thermoinduktive Drahtinspektion für Oberflächenrisse, *DGZfP* 94, Vortrag 58, 2005.
- [Oya80] Oyane, M., Sato, T., Okimoto, K., Shima, S.: Criteria for ductile fracture and their applications, *Journal of Mechanical Working Technology* 4, 65-81, 1980.
- [Pet97] Petersen, S. B., Martins, P. A. F.: Bay, N.: Friction in bulk metal forming: a general friction model vs. the law of constant friction, *Journal of Materials Processing Technology*, 66, 186-194, 1997.

- [Pie12] Pietsch, T.: Prüfung Umformtechnik, Hauptstudium, Fertigungstechnik, Filderstadt, letzter Zugriff 03.01.2012.
- [REE78] REED, Handbuch für das Gewindewalzen, Reed Rolled Thread Die Co., Worcester, Massachusetts USA, 1978.
- [Ric69] Rice, J. R., Tracey, D. M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 17, 201-217, 1969.
- [Rim05] Rimkus, W., Bauer, H.: Simulation des mehrstufigen Umformprozesses eines Getriebekolbens im ZF-Automatik, 4. LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2005.
- [Rin09] Ringhand, D.: Einflussgrößen bei der umformtechnischen Verarbeitung von Hochleistungs-Kupferwerkstoffen, *Metall-Forschung*, Wieland-Werke AG Ulm, 2009.
- [Rol07] Roll, K.: Simulation der Blechumformung - neue Anforderungen und Tendenzen, 12, *Dresdener Werkzeugmaschinen-Fachseminar*, Daimler AG, Produktion- und Werkstofftechnik, Sindelfingen, 2007.
- [Ron04] Rong, O.: Auslegungsverfahren für Hochleistungs-Schneckenförderer, Dissertation, Lehrstuhl für Fördertechnik Materialfluss Logistik, TU München, 2004.
- [Rös06] Rösler, J., Harders, H., Bäker, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*, 2. Auflage, Teubner-Verlag, Wiesbaden, 2006.
- [Rot00] Roth, E.: Entwicklungstrends bei Gewinde- und Profilwalzmaschinen mit Flachbacken, E.W. Menn GmbH & Co., Hilchenbach, 2000.
- [Rou87] Rousselier, G.: Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture, *Nuclear Engineering and Design*, 105, 97-111, 1987.
- [Sch03] Schaper, M. K.: Ermüdungsrisswachstum - eine Einführung, Weiterbildungsseminar, Institut für Werkstoffwissenschaften, TU Dresden, 2003.
- [Sch04] Schaper, M. K.: Schadensanalyse, Skript zur Vorlesung, Institut für Werkstoffwissenschaft, Technische Universität Dresden, 2004.
- [Sch07] Schwerin, M., Meinhardt, J., Heinle, I.: Entwicklung einer Methodik zur optimierten Gestaltung von Umformwerkzeugen, 12. *Dresdener Werkzeugmaschinen-Fachseminar*, BMW AG, München, 2007.
- [Sch11] Schneider, R.: Örtliche Bewertung der Schwingfestigkeit von Gewindeverbindungen, Dissertation, TU Darmstadt, 2011.
- [See07] Seebich, H.-P.: Mikromechanisch basierte Schädigungsmodelle zur Beschreibung des Versagensablaufs ferritischer Bauteile, Dissertation an der Universität Stuttgart, 2007.
- [Sof01] Sofuglu, H.; Gedikli, H.; Rasty, J.: Determination of friction coefficient by employing the ring compression test, *Journal of Engineering Materials and Technology*, 123, S. 338-348, 2001.

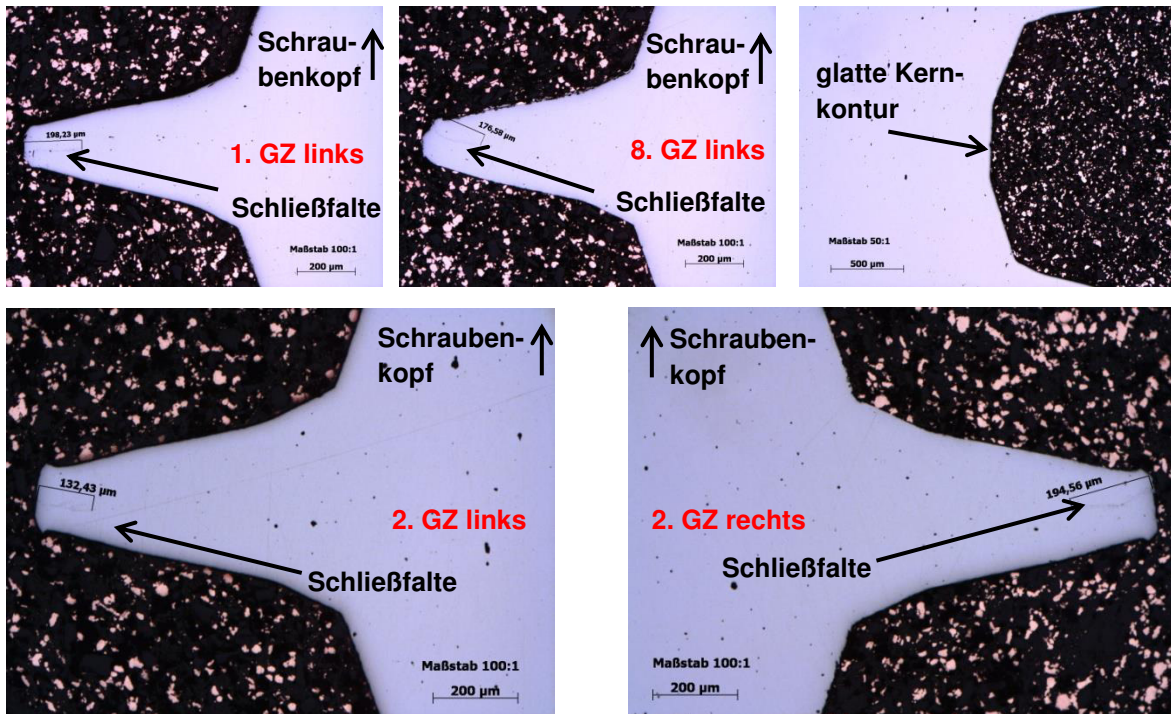
- [Sop03] Soppa, E.; Weber, U.; Schmauder, S.; Fischer, G.: Spannungs- und Dehnungskonzentrationen in Al/Al₂O₃-Verbundwerkstoffen verursacht durch Schädigungsprozesse, Tagung „Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde“, Wien, 2003.
- [Spi09] Spittel, T., Spittel, M.: Metal forming data of ferrous alloys, Springer-Verlag, Berlin, 2009.
- [Ste08] Stefanik, A.: Slitting criterion for various rolling speeds in MSR rolling process, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, Manufacturing and Processing, 27, S. 91-94, 2008.
- [Ste65] Stenger, H.: Über die Abhängigkeit des Formänderungsvermögens metallischer Stoffe vom Spannungszustand. Dissertation, RWTH Aachen, 1965.
- [Ste96] Steurer, A.: Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben, Dissertation, Institut für Baustatik und Konstruktion, Technische Hochschule Zürich, 1996.
- [Tre01] Treppmann, C.: Fließverhalten metallischer Werkstoffe bei Hochgeschwindigkeitsbeanspruchung, Dissertation, RWTH Aachen, 2001.
- [VDI03] VDI 2230: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen zylindrische Einschraubverbindungen, Beuth-Verlag, Berlin, 2003.
- [Voc48] Voce, E.: Relationship between stress and strain for homogeneous deformations, Journal of the Japan Institute of Metals, 74, S. 537-562, 1948.
- [Voi02] Voigt, H.: Das Werkzeug prägt das Kaltmassivumformen, Gewindewalzwerkzeuge, 17. Jahrestreffen der Kaltmassivumformer, Iserlohn, 2002.
- [Wal00] Walther, U.: Qualitätssteigerung durch Weiterentwicklung der Walzmaschinen, Teil II, Hilgeland-Nutap GmbH, Wuppertal, 2000.
- [Wan78] Wanheim, T., Bay, N.: A model for friction in metal forming process, annals of the CIRP Vol. 27, 1, 1978.
- [Web10] Weber, J. O.: Beitrag zur betrieblichen Auslegung von Schraubenverbindungen auf Grundlage moderner Betriebsfestigkeitskonzepte, Dissertation, TU Darmstadt, 2010.
- [Weg08] Wegertseder, M.: Schrauben, Werkzeug, Zubehör, Technische Daten (TD), Ortenburg, 2008.
- [Wic15] Wick, D., Wick T., Hellmig, R. J., Christ, H.-J.: Numerical simulations of crack propagation in screws with phase-field modeling, Computational Materials Science, 109, 367-379, 2015.
- [Wie07] Wiegand, H., Kloos, K.-H., Thomala, W.: Schraubenverbindungen, Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2007.
- [Wie15] Wiegandt, S.: Einfluss von Oberflächenfehlern auf die Funktionalität gewindefurchender Schrauben, Masterarbeit, Schmalkalden, 2015.

- [Wil80] Wilkins, M. L., Streit, R. D., Reaugh, J. E.: Cumulative-strain-damage model of ductile fracture: Simulation and prediction of engineering fracture tests, Lawrence Livermore National Laboratory, Livermore, 1980.
- [Zan13] Zang, S.: Simulation von Rollwalzprozessen, Präsentation, Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen, TU Darmstadt, 2013.
- [Zim09] Zimmermann, M.: Bestimmung der Lebensdauer bei schwingender Belastung, in: Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe, H.-J. Christ (Hg.), Wiley-VCH-Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 25-34, 2009.

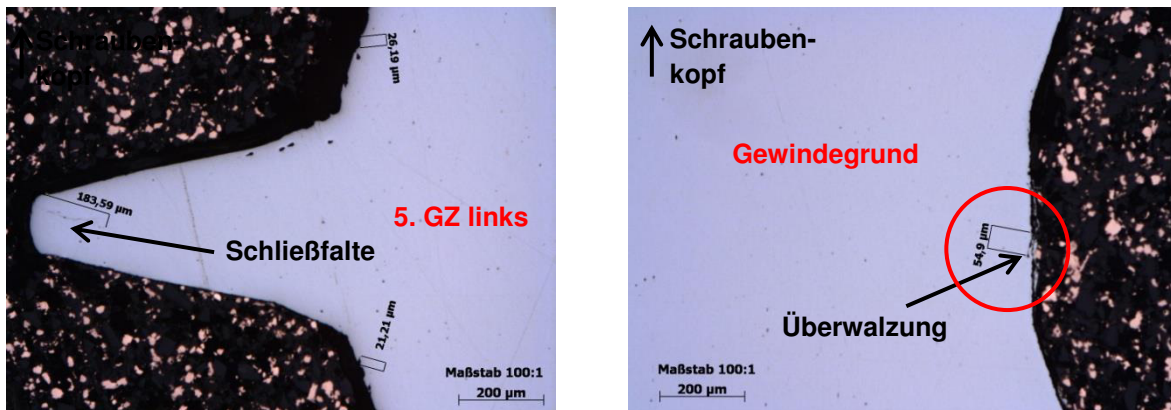
11 Anhang

11.1	Schliffbilder bei einer zu hoch und zu niedrig eingebauten beweglichen Walzbacke	178
11.2	Schliffbilder bei einer zu niedrigen Rohlingszuführung.....	178
11.3	Schliffbilder bei einem zu engen Walzspalt im oberen Bereich der Walzbacken.	179
11.4	Außen- und Kerndurchmesser sowie Unterkopfabstand und Gesamtlänge bei einem zu engen Walzspalt im oberen Teil der Schraube (H= manuell, M= maschinell nach der Erstellung der Stadienmuster, P= maschinell)	179
11.5	Walzkraftverläufe der Sensoren 1 und 3 bei falscher Walzbackenausrichtung ...	180
11.6	Walzkraftverläufe der Sensoren 5 und 6 bei falscher Walzbackenausrichtung und falscher Rohlingszuführung	180
11.7	Mikroskopische Aufnahmen von Rohlingen bei zu geringem Einlaufdruck.....	181
11.8	Schliffbilder bei zu niedrigem Einlaufdruck (Auslaufdruck ideal)	181
11.9	Mikroskopische Aufnahmen von Rohlingen bei zu hohem Einlaufdruck.....	182
11.10	Schliffbilder bei einem zu niedrigen Auslaufdruck.....	182
11.11	Kraftkurven bei unterschiedlichen Druckeinstellungen der Sensoren 1/3.....	183
11.12	Kraftkurven bei unterschiedlichen Druckeinstellungen der Sensoren 5/6.....	183
11.13	Gewindeaußen- und Gewindekerndurchmesser sowie Unterkopfabstand und Schraubenlängung bei idealen Walzmaschineneinstellungen mit verschlissenen Walzbacken	184
11.14	Schliffbilder bei idealer Walzmaschineneinstellung mit verschlissenen Walzbacken	184
11.15	Mikroskopische Aufnahmen und Schliffbilder bei einem zu niedrigem Einlaufdruck mit verschlissenen Walzbacken	185
11.16	Mikroskopische Aufnahmen bei zu hohem Einlaufdruck (verschlossene Walzbacken).....	185
11.17	Schliffbilder bei zu hohem Einlaufdruck (verschlossene Walzbacken)	186
11.18	Bilder bei zu niedrigem Auslaufdruck, Einlaufdruck ideal (verschlossene Walzbacken).....	186
11.19	Mikroskopische Aufnahmen bei zu hohem Auslaufdruck (verschlossene Walzbacken).....	187
11.20	Walzkkräfte der Sensoren 5 und 6 bei verschlissenen Walzbacken	187
11.21	Walzkkräfte der Sensoren 1 und 3 bei verschlissenen Walzbacken	188
11.22	Wahres Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei 1 mm/min	188
11.23	Wahres Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei 10000 mm/min	189

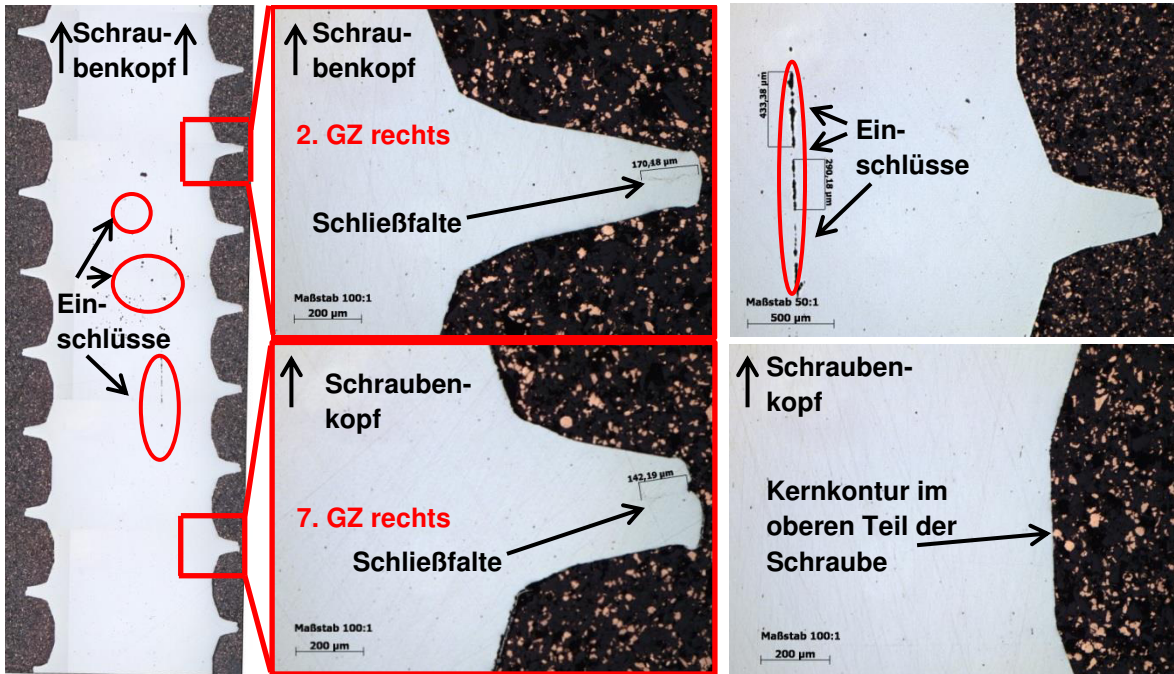
11.1 Schliffbilder bei einer zu hoch und zu niedrig eingebauten beweglichen Walzbacke



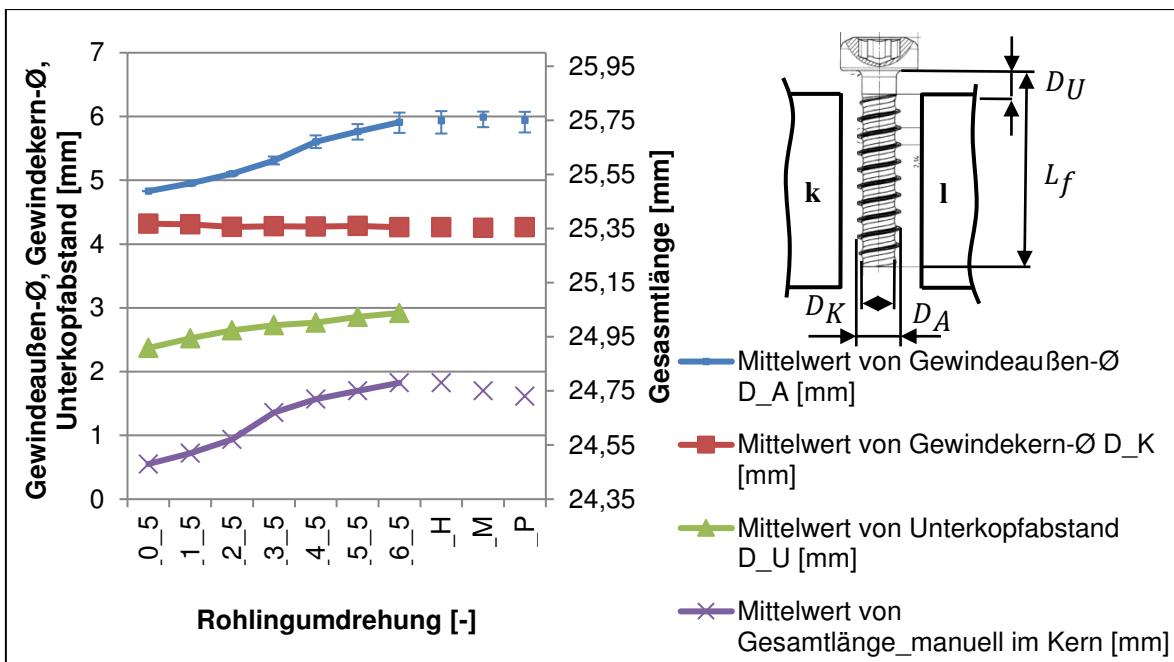
11.2 Schliffbilder bei einer zu niedrigen Rohlingszuführung



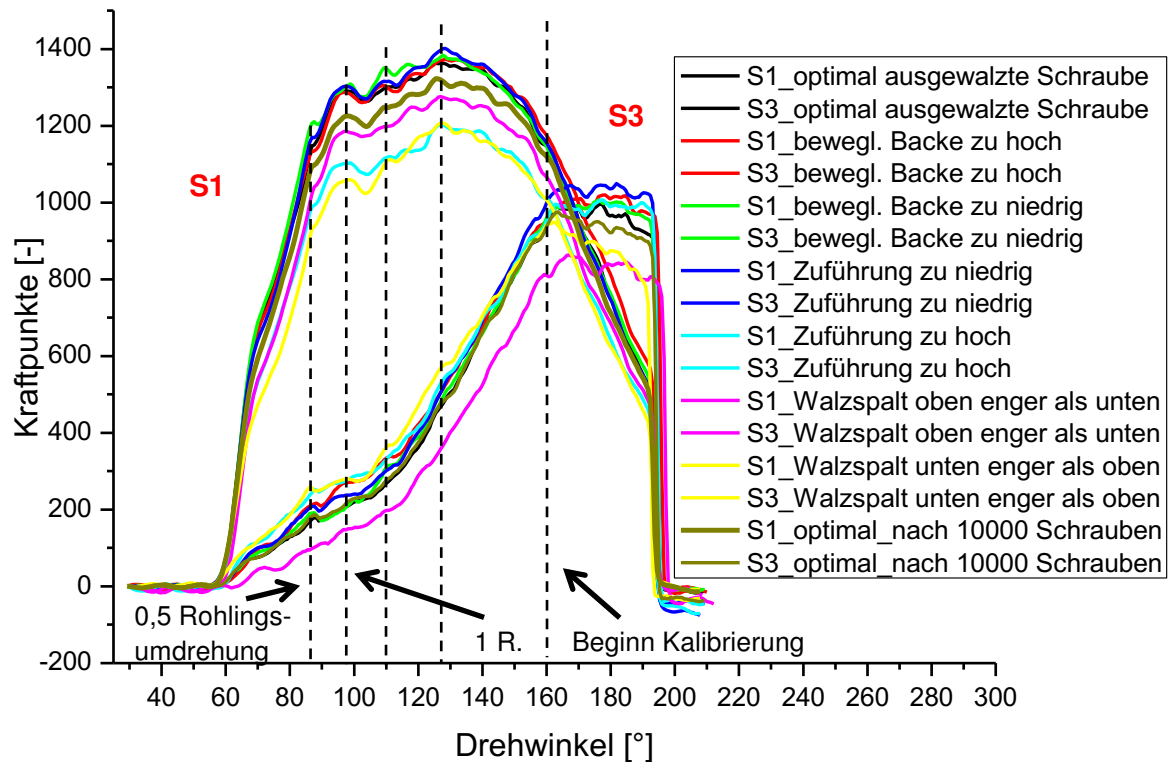
11.3 Schliffbilder bei einem zu engen Walzspalt im oberen Bereich der Walzbacken



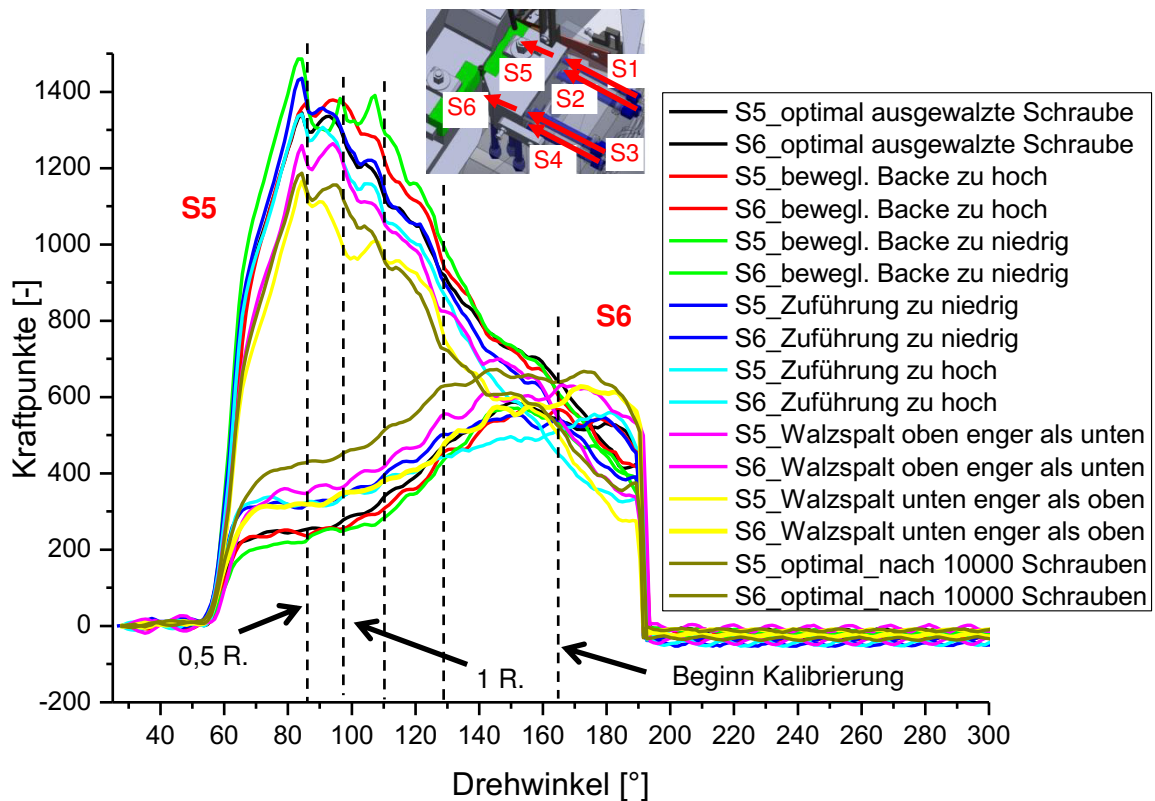
11.4 Außen- und Kerndurchmesser sowie Unterkopfabstand und Gesamtlänge bei einem zu engen Walzspalt im oberen Teil der Schraube (H= manuell, M= maschinell nach der Erstellung der Stadienmuster, P= maschinell)



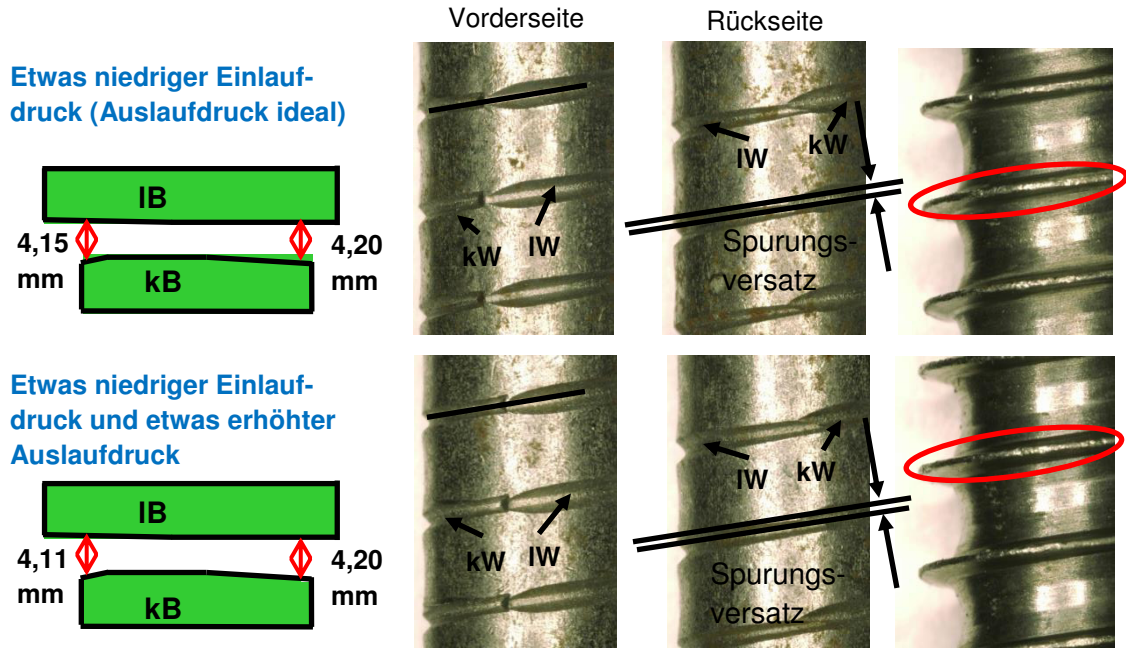
11.5 Walzkraftverläufe der Sensoren 1 und 3 bei falscher Walzbackenausrichtung



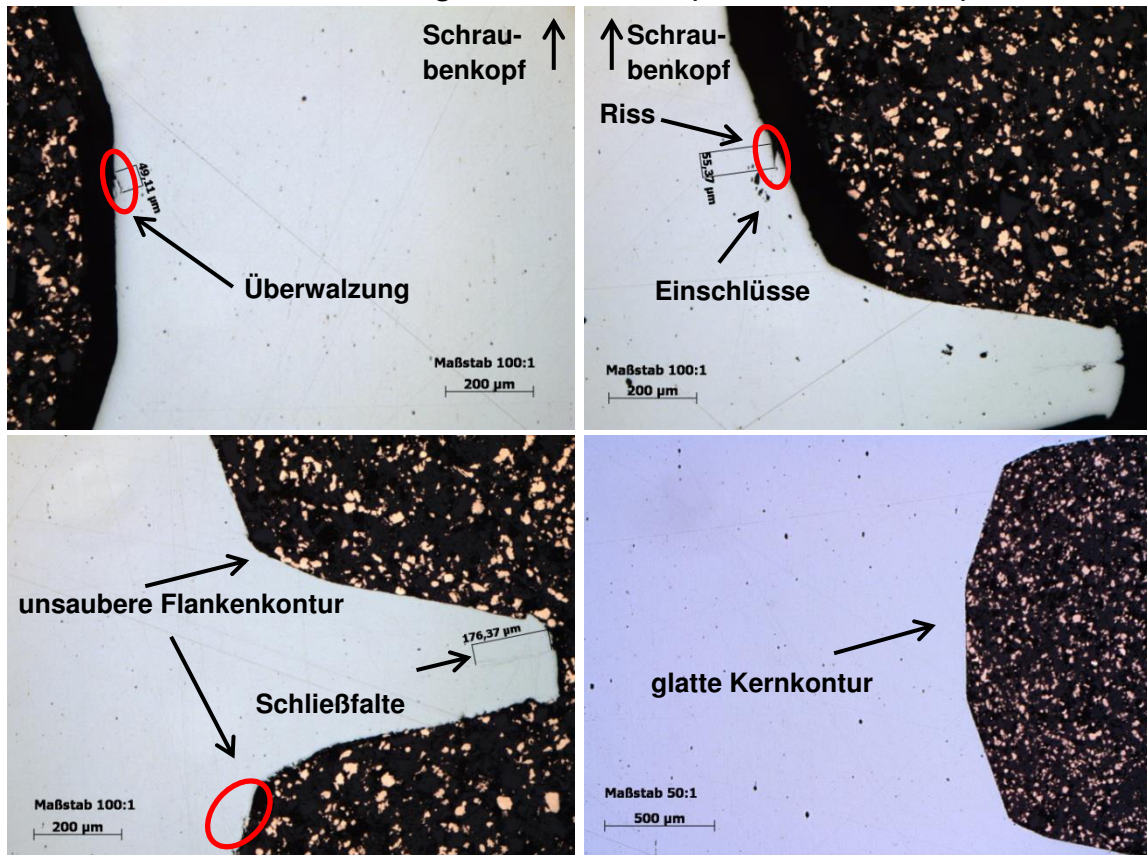
11.6 Walzkraftverläufe der Sensoren 5 und 6 bei falscher Walzbackenausrichtung und falscher Rohlingszuführung



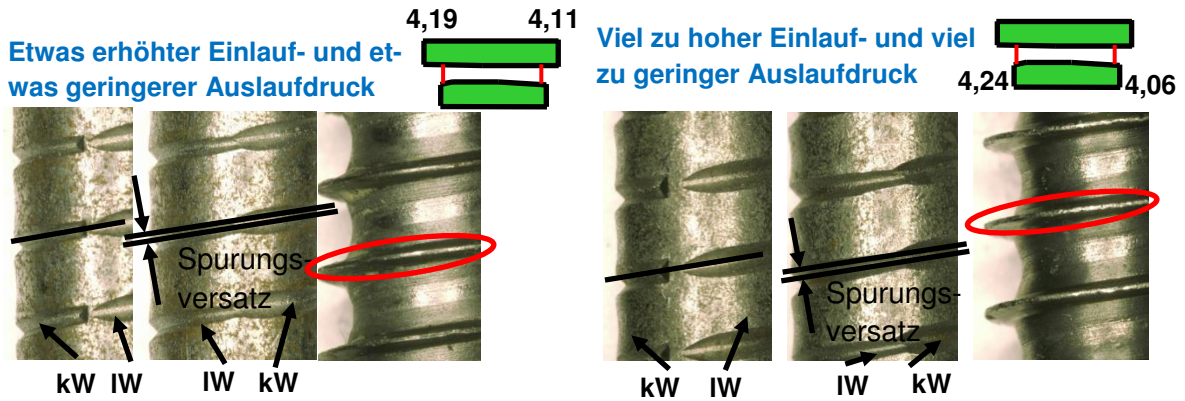
11.7 Mikroskopische Aufnahmen von Rohlingen bei zu geringem Einlaufdruck



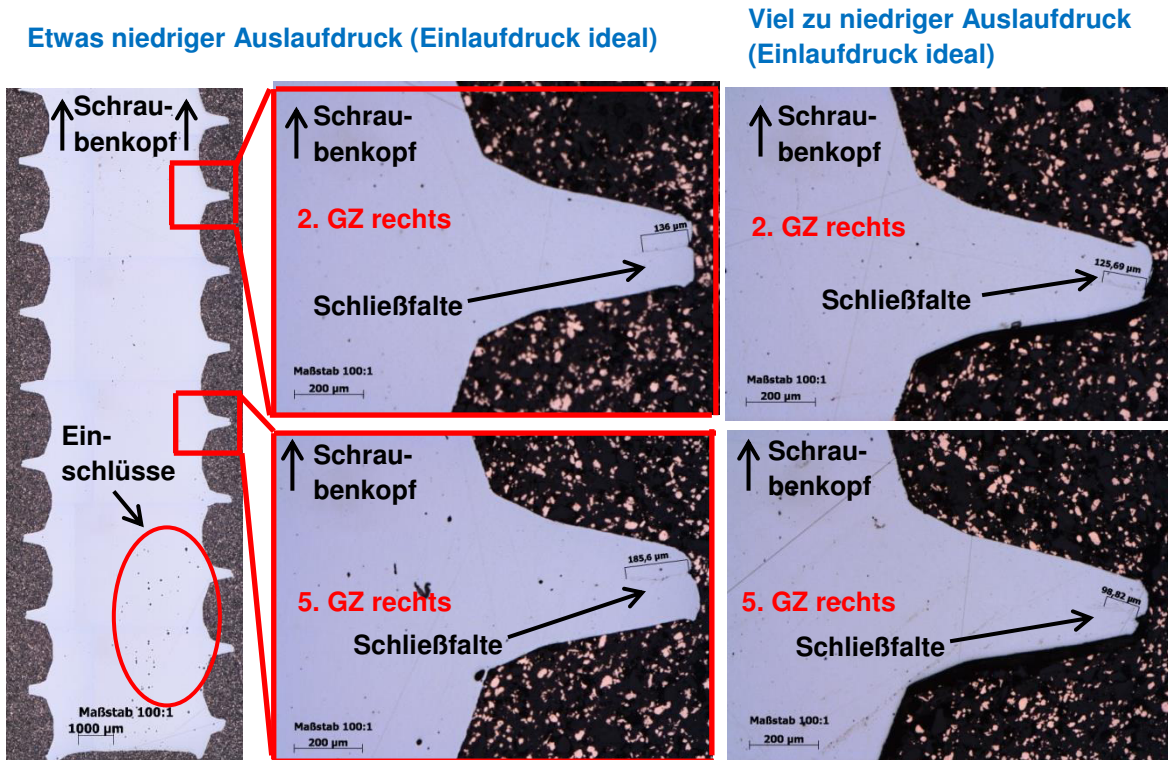
11.8 Schliffbilder bei zu niedrigem Einlaufdruck (Auslaufdruck ideal)



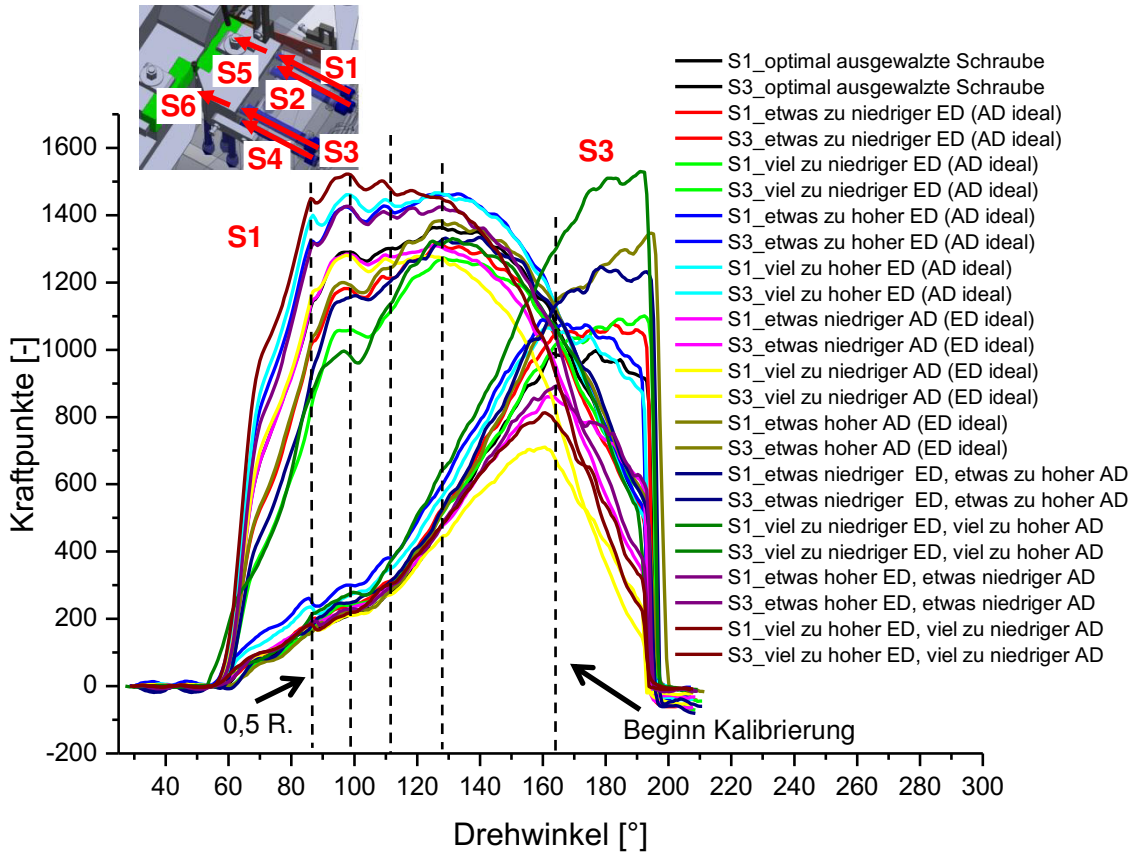
11.9 Mikroskopische Aufnahmen von Rohlingen bei zu hohem Einlaufdruck



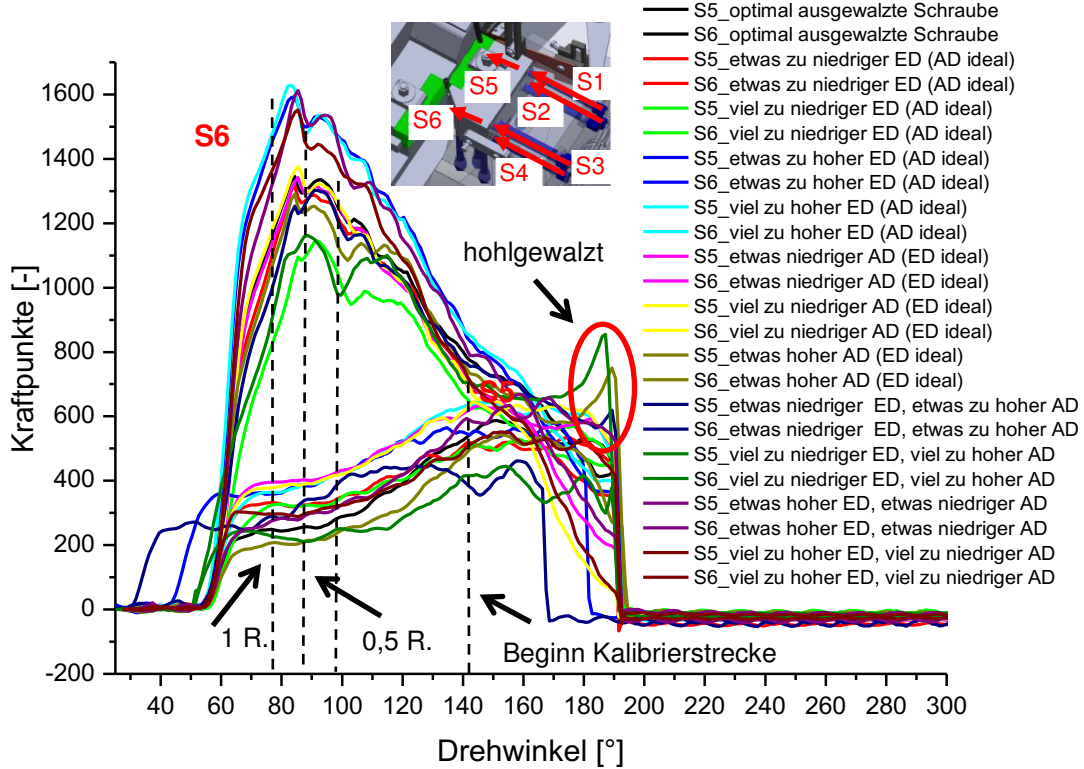
11.10 Schliffbilder bei einem zu niedrigen Auslaufdruck



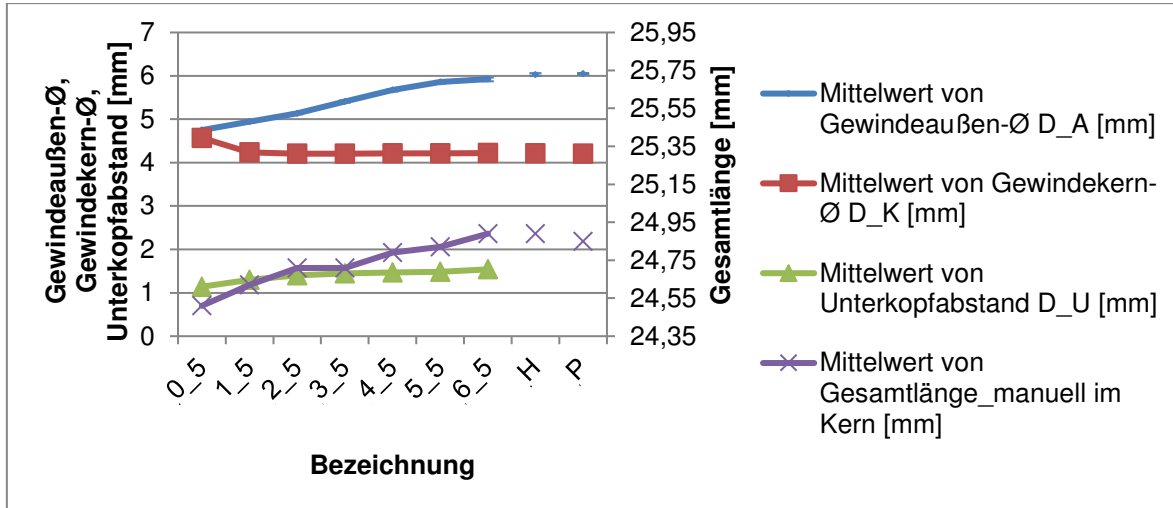
11.11 Kraftkurven bei unterschiedlichen Druckeinstellungen der Sensoren 1/3



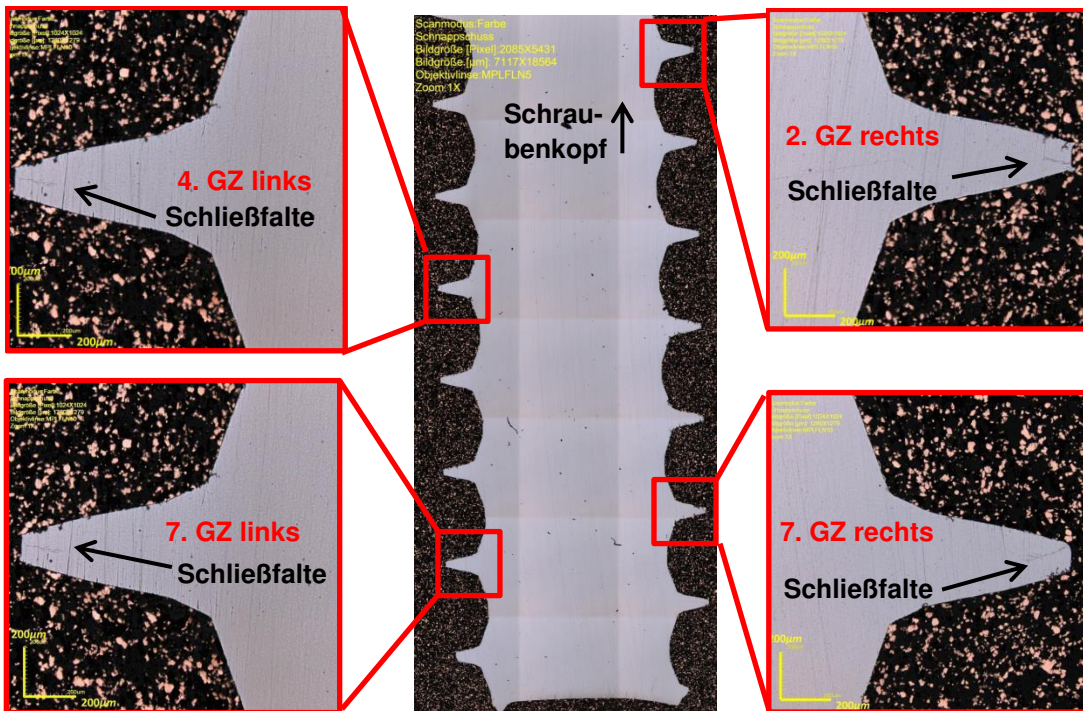
11.12 Kraftkurven bei unterschiedlichen Druckeinstellungen der Sensoren 5/6



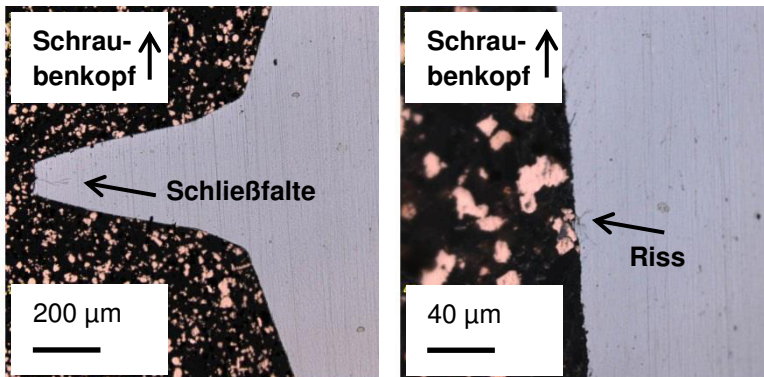
11.13 Gewindeaußen- und Gewindekerndurchmesser sowie Unterkopfabstand und Schraubenlänge bei idealen Walzmaschineneinstellungen mit verschlissenen Walzbacken



11.14 Schliffbilder bei idealer Einstellung mit verschlissenen Walzbacken



11.15 Mikroskopische Aufnahmen und Schlibfbilder bei einem zu niedrigem Einlaufdruck mit verschlissenen Walzbacken

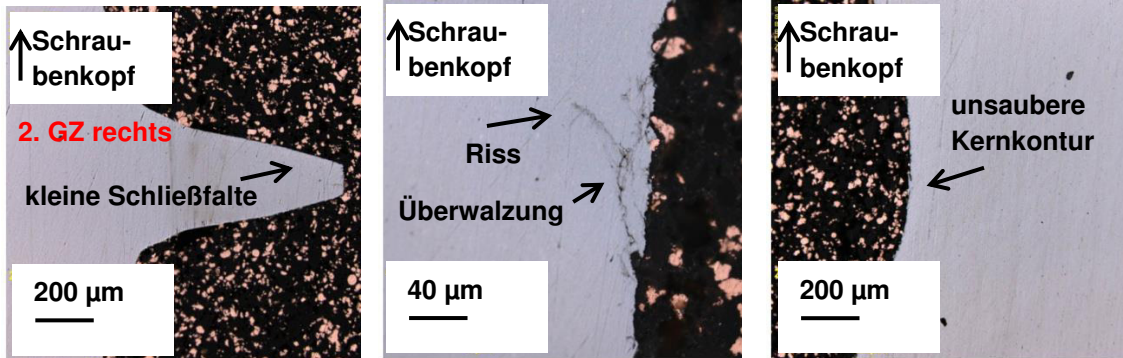


11.16 Mikroskopische Aufnahmen bei zu hohem Einlaufdruck (verschlossene Walzbacken)

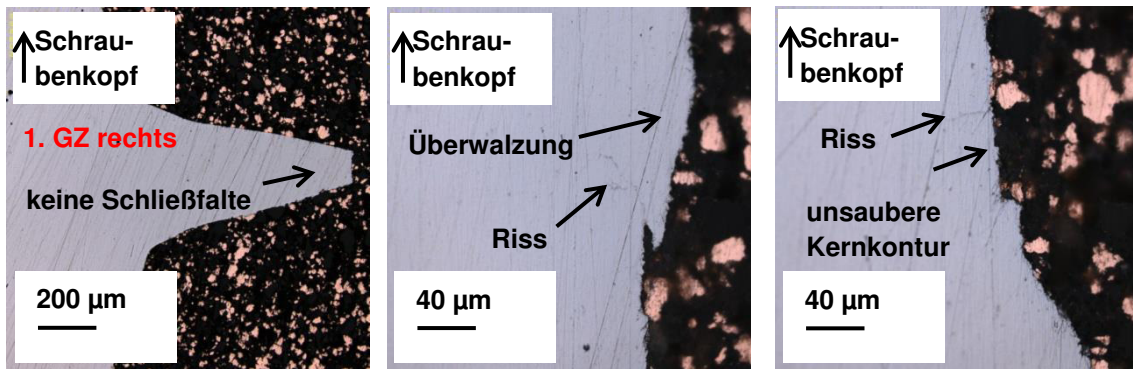
	Vorderseite	Rückseite	
<p>Zu hoher Einlaufdruck (Auslaufdruck ideal)</p>			
<p>Zu hoher Einlaufdruck und zu geringer Auslaufdruck</p>			
<p>Viel zu hoher Einlaufdruck und zu geringer Auslaufdruck</p>			

11.17 Schliffbilder bei zu hohem Einlaufdruck (verschlissene Walzbacken)

Zu hoher Einlaufdruck (Auslaufdruck ideal)

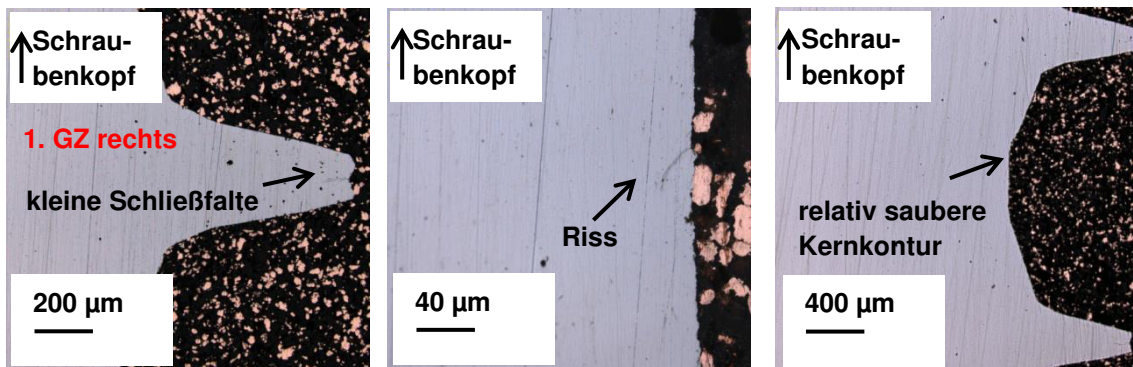


Viel zu hoher Einlaufdruck und zu geringer Auslaufdruck

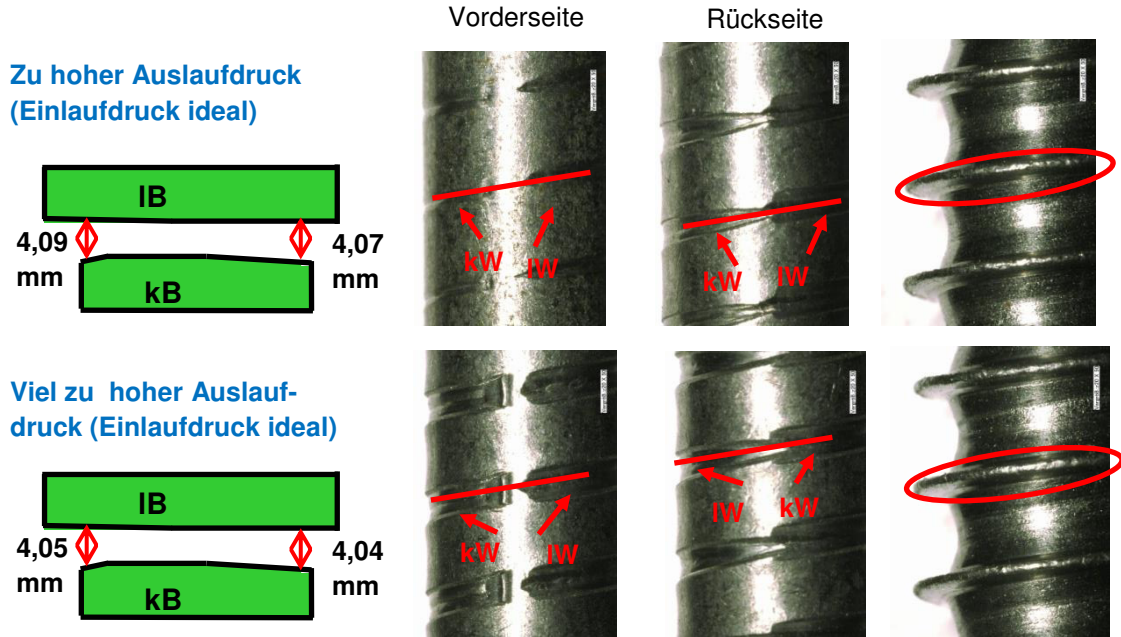


11.18 Bilder bei zu niedrigem Auslaufdruck, Einlaufdruck ideal (verschlissene Walzbacken)

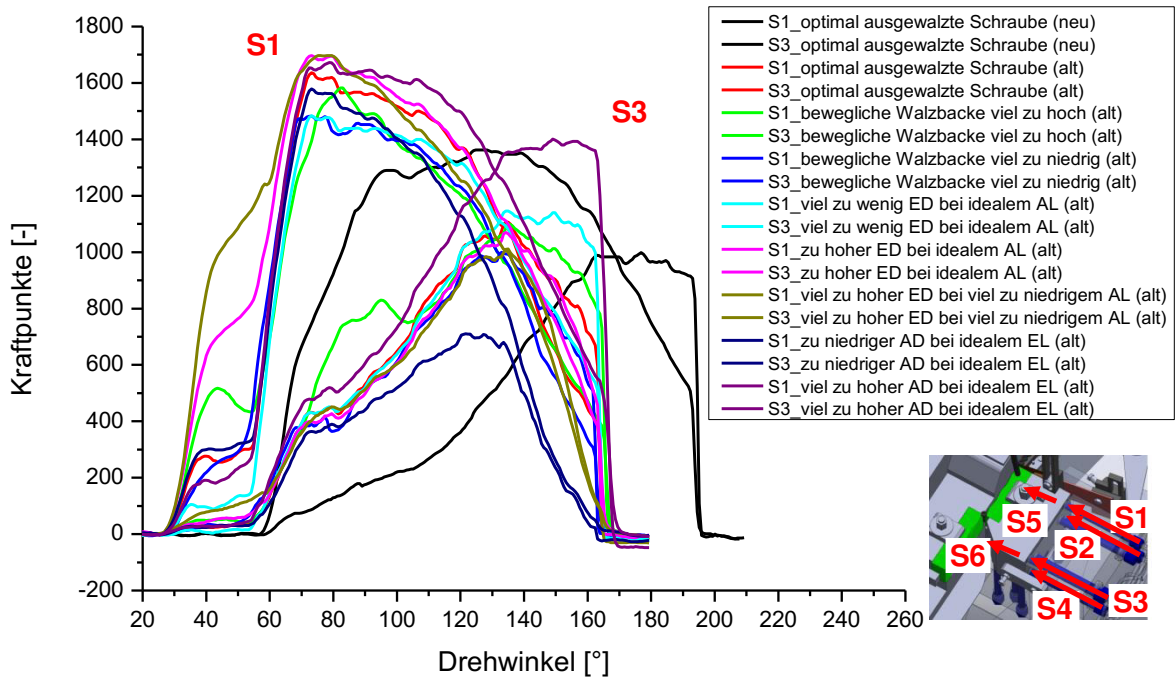
Zu niedriger Auslaufdruck (Einlaufdruck ideal)



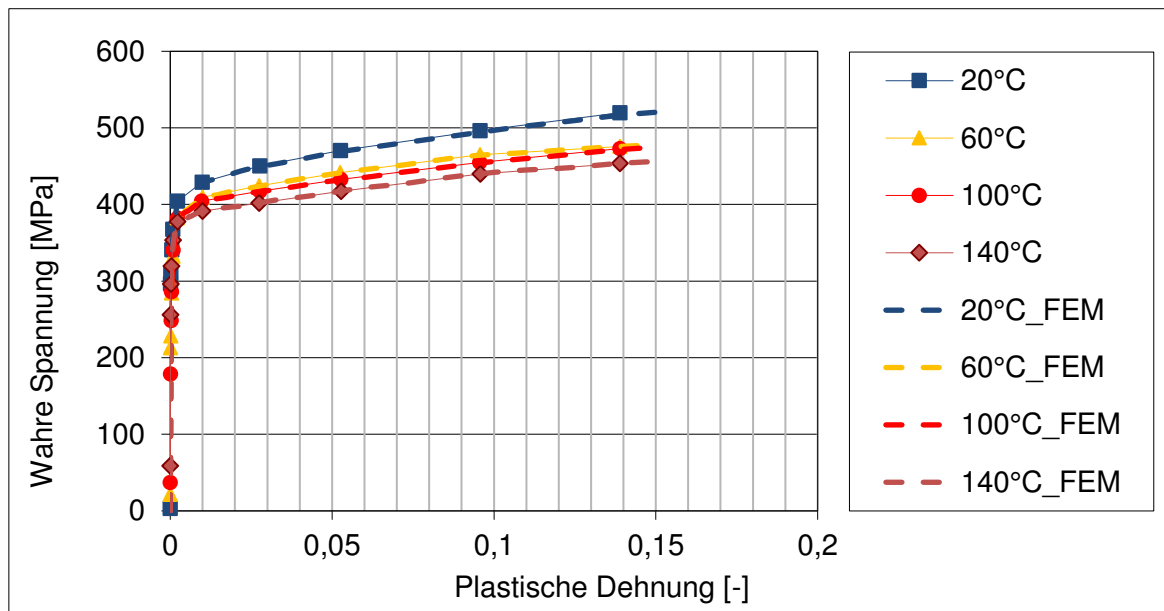
11.19 Mikroskopische Aufnahmen bei zu hohem Auslaufdruck (verschlissene Walzbacken)



11.21 Walzkräfte der Sensoren 1 und 3 bei verschlissenen Walzbacken



11.22 Wahres Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei 1 mm/min



11.23 Wahres Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei 10000 mm/min