

INFOR-Projekt Nr. 104

**Einfluss des Dehnschlupfes von Kunststoffwalzen auf
die Satinageergebnisse von Glanz und Glätte sowie der
Verweilzeit und Belastungsfrequenz auf den Volumen-
verlust**

Schlussbericht

September 2009

Ruhr-Universität Bochum
Fakultät für Maschinenbau
Institut für Konstruktionstechnik
Lehrstuhl für Maschinenelemente
und Konstruktionslehre

Prof. Dr.-Ing. E.-G. Welp †
Dipl.-Ing. Volkhard Niebuhr



FORSCHUNGSBERICHT LMK-VDP

**EINFLUSS DES DEHNSCHLUPFES VON KUNSTSTOFFWALZEN
AUF DIE SATINAGEERGEBNISSE VON GLANZ UND GLÄTTE
SOWIE
DER VERWEILZEIT UND BELASTUNGSFREQUENZ AUF DEN
VOLUMENVERLUST**

INFOR FORSCHUNGSPROJEKT NR. 104

NIEBUHR, V.; WELP, E.G.



LEHRSTUHL FÜR MASCHINENELEMENTE

UND KONSTRUKTIONSLEHRE



Abschlussbericht
zum INFOR Forschungsprojekt Nr. 104,

„Einfluss des Dehnschlupfes von Kunststoffwalzen
auf die Satinageergebnisse von Glanz und Glätte sowie
der Verweilzeit und Belastungsfrequenz
auf den Volumenverlust“

Autoren:
Dipl.-Ing. Volkhard Niebuhr,
Prof. Dr.-Ing. E.-G. Welp

(SATIKA II)

18.09.2009

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	11
2	Materialwissenschaftliche Untersuchungen der Walzenbeläge	15
2.1	Spezifikationen untersuchter Belagsproben	15
2.2	Mikroskopische Untersuchung der Belagsproben.....	16
2.3	Überlegungen zum Präparationsverfahren für Elastomerbezüge	17
2.4	Vorüberlegungen zur Minimierung von Messfehlern	17
2.5	Quasistatisches mechanisches Verhalten des Elastomerbezugmaterials A	18
2.5.1	Prüfverlauf.....	18
2.5.2	Prüfmaschinenverformungen.....	19
2.5.3	Regressionsanalyse.....	20
2.5.4	Quasistatisches Kraft-Verformungsverhalten	23
2.5.5	Quasistatisches Spannungs-Dehnungsverhalten	24
2.5.6	Dehnungsabhängigkeit des E-Moduls	27
2.6	Mechanisch-dynamisches Verhalten des Elastomerbezugmaterials B.....	30
2.6.1	Grundlagen mechanisch-dynamischen Materialverhaltens	31
2.6.2	Prüfablauf.....	32
2.6.3	Kalibrierung und Fehlerabschätzung der Prüfmaschine Eplexor	33
2.6.4	Frequenzabhängiges Spannungs-Dehnungsverhalten des Elastomerbezugmaterials B.....	35
2.6.5	Thermo-mechanisch-dynamisches Verhalten des Elastomerbezugmaterials B.....	37
3	Materialwissenschaftliche Untersuchungen der Referenzpapiere.....	39
3.1	Mechanisches Verhalten der Referenzpapiere	39
3.1.1	Quasistatisches Belastungsverhalten unter ZD-Druck	39
3.1.2	Zusammenhang zwischen Dichte und initialem E-Modul.....	42
3.1.3	Quasistatisches Be- und Entlastungsverhalten in ZD-Druck.....	43
3.1.4	Reversibles und irreversibles Spannungs-Dehnungsverhalten	44
3.1.5	Resultierende Papierdicken nach Be- und Entlastung.....	48
3.2	Untersuchungen zum mechanisch-dynamischen Papierverhalten.....	49
3.3	Bedruckbarkeitsanalyse	50
3.3.1	Rauheits- bzw. Glätteanalyse.....	51
3.3.2	Glanzanalyse	53
4	FEM-Simulationen des Satinagevorgangs	57
4.1	Satinagemodelle	57
4.1.1	Kalandermodell	58
4.1.2	Modellvalidierung	60
4.1.3	Quasistatische Nipsimulation	63

4.1.4	Softnip	68
4.1.5	Wechselnip	71
4.1.6	Dynamische Nipsimulation.....	73
5	Zusammenfassung	77
6	Ausblick	79
7	Literatur	81
8	Anhang	85
8.1	Mikroskopische Untersuchung der Belagsproben.....	85
8.1.1	CD-ZD-Ebene	85
8.1.2	MD-ZD-Ebene.....	87
8.1.3	MD-CD-Ebene	89
8.2	Projektpapiere unter ZD-Druck.....	91
8.3	Plastische Dehnungen satinierter und unsatinierter Papiere.....	91
8.4	Rauigkeitsanalyse nach Drucksatinage	92
8.5	Glanzanalyse der unsatinierten Projektpapiere	92
8.6	Ergebnisse der quasistatischen Nipsimulation des Hartnips	93
8.7	Ergebnisse der quasistatischen Nipsimulation des Softnips.....	93
8.8	Ergebnisse der quasistatischen Nipsimulation des Wechselnips.....	95

1 Einleitung

Das INFOR-Projekt Nr. 104 hat zum Ziel, **den Einfluss des Dehnschlupfes bei der Satinage und den Volumenverlust in Abhängigkeit von Belastungsfrequenz und Verweilzeit** näher zu untersuchen.

Da das Ergebnis der Papiersatinage in Qualität und Quantität von maschinentechnischen Prozessparametern, den werkstoffmechanischen und Oberflächeneigenschaften der Belag- und Hartwalzen, von Linienlast, Nipkontaktspannungsprofil, Temperatur, Belastungsfrequenz und Satinagegeschwindigkeit und vom papierphysikalischen Verhalten selbst abhängt, ist eine Klärung dieser grundlegenden Prozesszusammenhänge zur Steigerung der Qualitäten und der Produktivität erforderlich.

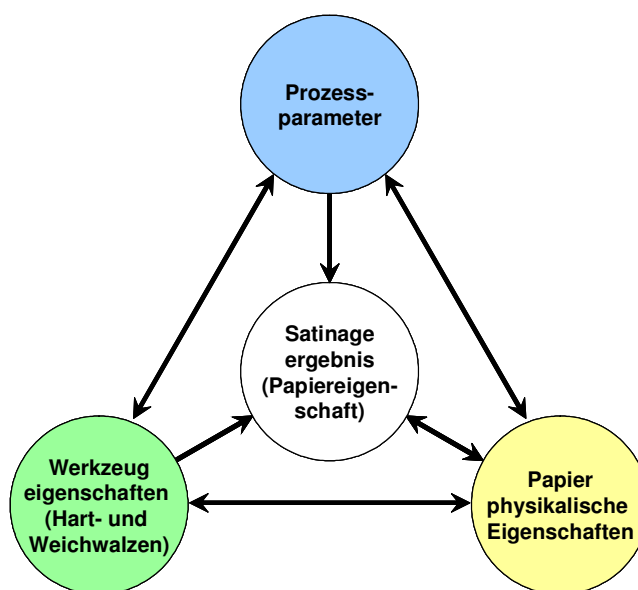


Abbildung 1 - 1: Verflechtungen zwischen, Prozess-, Werkzeug- und Werkstoffeigenschaften sowie Satinagergebnis.

Papiereigenschaft bzw. Satinagergebnis		
Prozessparameter	Werkzeugeigenschaften (Hart- und Weichwalzen)	Papier physikalische Eigenschaften
• Linienlast • Befeuchtungseinrichtungen • Geschwindigkeit • Anzahl der Nips • Antriebskonzept • Umlenk- und ggf. Breitstreckeinrichtungen	• Walzenradien • Elasto-visko-plastische Werkstoffeigenschaften • Härte • Oberflächenrauigkeiten • Struktureller Walzenaufbau (Schichtigkeit, Bohrungen)	• Initiale Oberflächeneigenschaften (Glanz, Glätte bzw. Rauheit, Opazität) • Mechanische Werkstoffkennwerte (E-Modul, Grenzdehnung, Reißfestigkeit, Bruchspannung bzw. -Dehnung) • Thermische, hygroskope und zeitabhängige Eigenschaften • Strukturelle Eigenschaften (Dicke, Lagigkeit, Strich, Faser- und Füllstoffgefüge)

Tabelle 1 - 1: Abhängigkeiten des Satinagergebnisses von den einzelnen Prozess-, Werkzeug- und Werkstoffeigenschaften.

Bereits im durchgeführten INFOR-Projekt Nr. 61 mit dem Titel „Untersuchung der Satinageeigenschaften von Kalandervalzen mit Kunststoffbelägen“ konnte in Erweiterung des bisherigen Wissens nachgewiesen werden, dass „die Glanz- und Glättebildung nicht allein durch Druck und Temperatur erzeugt wird, sondern in Abhängigkeit der Verformung des Kunststoffbelags Dehnschlupf im Walzennip auftritt, der zur Bildung von Glanz und Glätte beiträgt.“ [20] Um diese neuen Erkenntnisse zu untermauern und um daraus gezielte Aussagen für die Praxis ableiten zu können, sind detaillierte Untersuchungen der Zusammenhänge zwischen den Eingangsgrößen aus Papier, Belag und Prozess und den Zielgrößen „Bedruckbarkeit“ und „Verdruckbarkeit“ erforderlich.

Für den Lösungsweg wurden vier Arbeitsschritte angesetzt, die für die beiden Projektabschnitte – Dehnschlupf und Volumenverlust – parallel in analogen Vorgehensweisen bearbeitet worden sind [20].

- Ermittlung der Materialkennwerte für ausgewählte Kunststoffbeläge und Papiersorten.
- Weiterentwicklung der Werkstoffgesetze für Kunststoffbeläge und Papiere und deren Implementierung in ein Simulationssystem.
- Simulationsrechnungen unter besonderer Beachtung von Dehnschlupf, Verweilzeit und Belastungsfrequenz.
- Validierung der Simulationsergebnisse und Erarbeitung von Empfehlungen und Anleitungen für die Praxis.

Zur Ermittlung des **Einflusses des Dehnschlupfes auf die Satinageergebnisse von Glanz und Glätte** sind numerische Prozessmodelle generiert, berechnet und ausgewertet worden. Diese Prozessmodelle wurden als Strukturmodelle aufgebaut und enthalten die wichtigsten Konstruktionselemente wie die Walzenkerne, die Beläge mit ihrem jeweiligen Aufbau und das Papier.

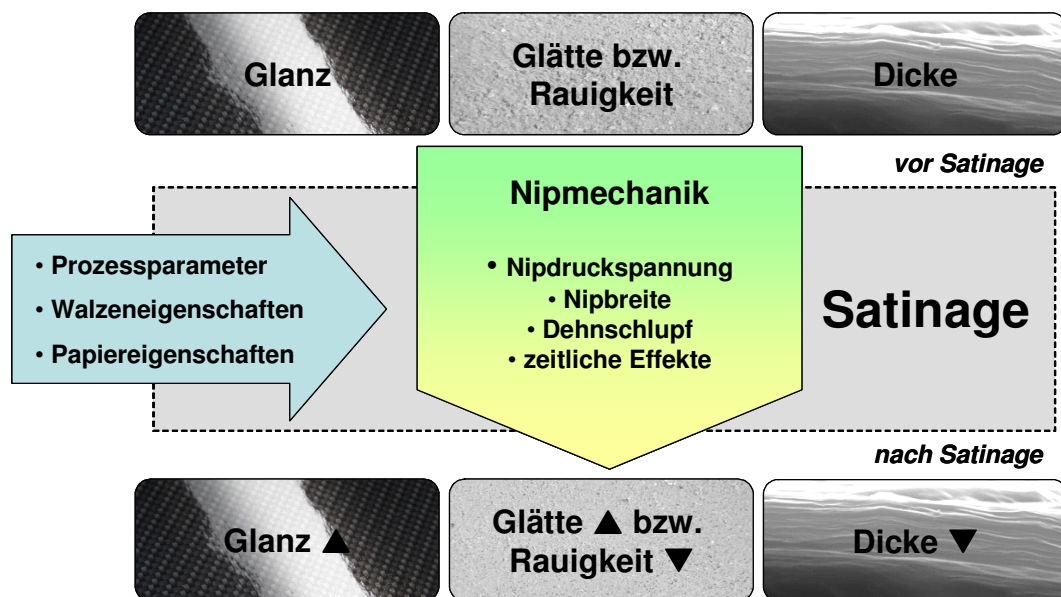


Abbildung 1 - 2: Abhängigkeiten der Satinageergebnisse von den Prozess-, Werkzeug- und Werkstoffeigenschaften.

Zur Identifizierung des **Einflusses von Verweilzeit und Belastungsfrequenz auf den Volumenverlust** wurden experimentelle, datenbasierte und numerische Lösungswege beschritten. Dazu wurden dynamische Papieruntersuchungen durchgeführt und vorhandene Datensätze aus dem INFOR-Projekt Nr. 61 weiterführend ausgewertet. Weiterhin war geplant, aus den vorgenannten numerischen FEM-Prozessmodellen Aussagen für den Einfluss von Verweilzeit und Belastungsfrequenz auf den Volumenverlust zu ermitteln. Die nachfolgend präsentierten Ergebnisse zeigen jedoch, dass dies beim momentanen Stand der Simulationstechnologie noch nicht möglich ist.

2 Materialwissenschaftliche Untersuchungen der Walzenbeläge

Aufgrund fehlender Kenntnis der Werkstoffeigenschaften, insbesondere der Belagselastomere, mussten vorab materialwissenschaftliche Studien über das quasistatische und dynamische Kraft-Verformungsverhalten der Belagsmaterialien erfolgen. Die Ergebnisse gingen dann in Form von Materialeigenschaften bzw. -Kennwerten in die Simulationsrechnungen ein.

Beim Werkstoff Papier ist zwar das quasistatische Kraft-Verformungsverhalten hinreichend genau beschrieben und in Materialgesetzen implementiert [11, 20, 21, 23, 24], es fehlen jedoch zeitabhängige, thermische und hygroskope Kennwerte, die den Prozess in großem Maße beeinflussen. Aus eben diesem Grund wurden insbesondere weiterführende dynamische Untersuchungen am Werkstoff Papier durchgeführt, um dessen frequenzabhängiges Verhalten zu ermitteln, das zur Bestimmung des Einflusses von Verweilzeit und Belastungsfrequenz erforderlich ist.

2.1 Spezifikationen untersuchter Belagsproben

Neben einem zweischichtigen gelblichen Elastomerbelag A wurde ein vierschichtiger bläulich-weißer Belag B werkstoffwissenschaftlich untersucht. Beim Belag B sind Base-Layer und Function-Layer je in zwei Schichten unterteilt. Aufgrund der geringen zur Verfügung stehenden Probenmenge wurde der gelbe Belag A für die quasistatischen und dynamischen Analysen genutzt. Der blaue Belag B wurde im Rahmen dieser Arbeit mechanisch nicht weiter untersucht.

Für die nachfolgenden mikroskopischen und mechanischen Betrachtungen werden die Raumrichtungen anhand der Prozessrichtungen definiert:

- Die Maschinenhaupttrichtung (main direction bzw. MD), in die die Papierbahn transportiert wird, ist bezogen auf die Belagwalzen tangential zur Mantelfläche gerichtet. Sie wird bei den Belägen als MD bzw. tangential bezeichnet.
- Die Querrichtung (cross direction bzw. CD) über die Bahnbreite entspricht bei den Walzen der axialen Richtung. Sie wird daher für die Beläge als CD bzw. axial bezeichnet.
- Die Dickenrichtung (z-direction bzw. ZD) der Papierbahn steht normal auf der Blattebene und entspricht der Radialrichtung der Belagwalzen. Für die Belagsdickenrichtung werden daher die Begriffe ZD bzw. radial angesetzt.

Der mechanisch untersuchte gelbe Kalandерwalzenbelag A (Abbildung 2 - 1) besteht aus einer Epoxydharzmatrix mit unterschiedlichen Zusätzen und ist in zwei Lagen aufgeteilt. So sind neben Glasfasern, Aramidfasern und Carbonaten noch Silikate, Talkum und andere Füllstoffe enthalten.

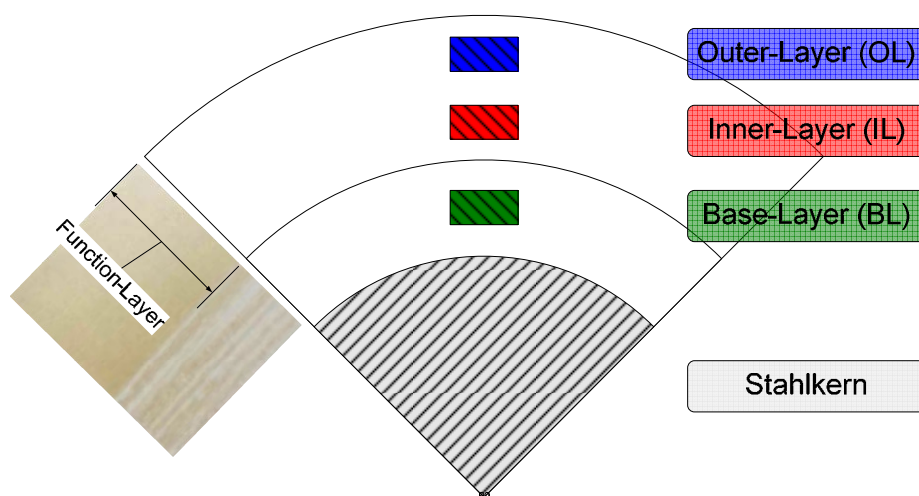


Abbildung 2 - 1: Schema des gelben Elastomerwalzenbelags A (Axialansicht).

Die Basislage bzw. der „Base-Layer“ (BL) besteht hauptsächlich aus Glasfasern und Epoxydharz. Er ist etwa 5,5 mm dick. Es ist anzunehmen, dass der Base-Layer auf den Kern aufgewickelt und anschließend thermisch ausgehärtet wurde.

Der äußere ca. 11,5 mm dicke „Function-Layer“ wird infolge der enthaltenen Aramidfasern entweder im Wickelverfahren oder durch Aufsprühen von Fasermaterial auf dünne aufgetragene Epoxydharzlagen hergestellt worden zu sein. Er besteht im Wesentlichen aus Epoxydharz, Aramidfasern, Silikaten und Talkum. Für die mechanischen Materialuntersuchungen wurde der Function-Layer in zwei Bereiche unterteilt, den mittleren „Inner-Function-Layer“, auch Inner-Layer (IL) genannt, und den äußeren „Outer-Function-Layer“, dem Outer-Layer (OL). Die Trennung des Function-Layer in die zwei Bereiche beruht allein auf der Tatsache, dass beim Herstellungsprozess der Elastomerwalzen diese in einem Ofen ausgehärtet werden. Dabei ist nicht bekannt, inwieweit sich dieser Prozess auf die Vernetzung des Function-Layer in Dickenrichtung auswirkt oder ob der gesamte Belag gleichmäßig gehärtet wird.

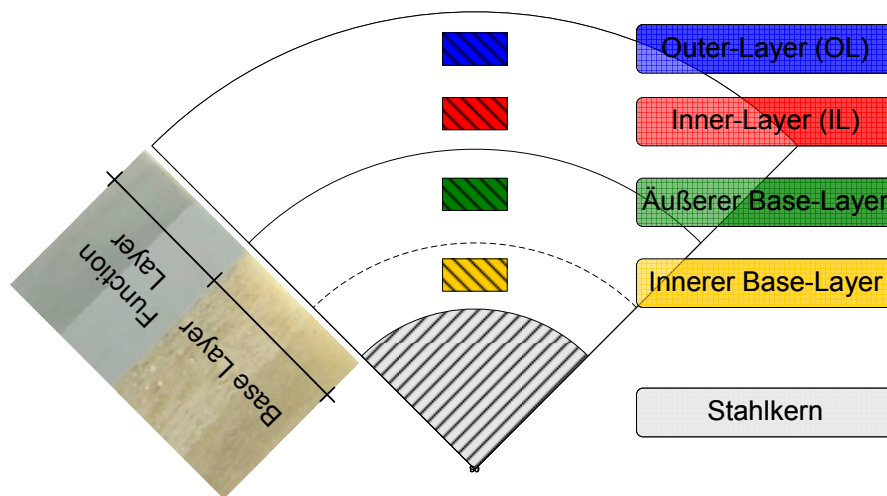


Abbildung 2 - 2: Schema des blauen Elastomerbelags B (Axialansicht).

Der mechanisch-dynamisch untersuchte blau-weiße Kalandrierwalzenbelag B (Abbildung 2 - 2) besteht aus einer Epoxydharzmatrix mit unterschiedlichen Füllstoffen (Silikate, Glasfasern, etc.) und ist in vier Lagen aufgeteilt. Die äußeren beiden Lagen des Function-Layer dieses Bezuges sind im Gussverfahren¹ hergestellt worden, während die inneren Lagen der Base-Layer aus aufgewickeltem, gewebtem Glasfasergewebe bestehen, die mit Epoxydharz vorgetränkt und/oder verpresst und anschließend ausgehärtet wurden.

2.2 Mikroskopische Untersuchung der Belagsproben

Allein aufgrund der mikroskopischen Untersuchungen, vgl. Kapitel 8.1, lässt sich bereits schlussfolgern, dass mechanische Untersuchungen der Elastomerbeläge schichtweise in MD, CD und ZD erforderlich sind. Bei den quasistatischen wie auch den dynamischen Kraft-Verformungsversuchen werden die größten Unterschiede zwischen bewehrtem Base-Layer und Function-Layer auftreten. Weiterhin wird sich infolge der Webstrukturen beim Base-Layer beider Beläge sowie beim Function-Layer des Belags A richtungsabhängiges, näherungsweise orthotropes Verhalten ergeben.

Bei den Lagen der Function-Layer müssen die mechanischen Kraft-Verformungsuntersuchungen mögliche Kraft-Verformungsunterschiede zwischen innerem und äußerem Function-Layer infolge schichtweiser Herstellung (Belag B) oder Vernetzungsunterschiede (Belag A) aufdecken. Die mikroskopische Untersuchung hat in diesem Fall zu keinem aussagekräftigen Ergebnis geführt und steht der makroskopischen visuell ermittelten Schichtaufteilung entgegen.

¹ zu erkennen an der Bildung von Schlieren bzw. Farbverläufen aufgrund des Gießvorgangs.

2.3 Überlegungen zum Präparationsverfahren für Elastomerbezüge

Präparationsmethodisch ist der Walzenbezug als ein mehrlagiger, dickwandiger Hohlzylinderabschnitt anzusehen. Die Außendurchmesser vorliegender Bezugsproben liegen zwischen 600 mm und 1100 mm. Die Schichtdicken der zu präparierenden Lagen liegen zwischen 1 mm und 10 mm. Zur mechanischen und mechanisch-dynamischen Untersuchung können rechteckige oder zylindrische Probenformen herangezogen werden. Aufgrund der Faser- und Pulververstärkung ist eine exakt ausgerichtete Präparation in radialer, axialer und tangentialer Richtung wichtig.

An zwei Bezugproben unterschiedlicher Zusammensetzung wurden Präparationsstudien durchgeführt. Aufgrund der thermischen Zersetzungen ergaben diese Studien für das Laserschneiden keine zufrieden stellenden Probenqualitäten. Wasserstrahlschneiden ist zwar technisch möglich, wurde allerdings aufgrund der geringen Probengrößen in Belagschichtdicke und einer möglichen Hygroskopizität als nicht praktikabel eingestuft. Daher verbleibt nur das mechanische Präparieren. Dieses kann durch Herstellung zylindrischer oder rechteckiger Proben erfolgen.

Für zylindrische Proben müssten Hohlbohrer mit Innendurchmessern von 1 mm bis 10 mm genutzt werden. Diese Bohrer müssten eine hochgenaue Manteloberfläche produzieren, da ein Nachbearbeiten des spröden Materials mit seinen kleinen Abmessungen auf einer Drehbank problematisch erscheint. Die zylindrischen Proben müssten radial aus dem Belagskörper herausgebohrt werden und anschließend in den Grenzflächen der Lagen getrennt werden. Dabei muss die Schnittebene senkrecht zur Probenachse stehen und es muss auf Planparallelität und geringe Rauheit der Trennflächen geachtet werden. Werkzeugmaschinenausrüster bescheinigen hochgenaues Bearbeiten für den Belagswerkstoff aufgrund seiner Zusammensetzung (spröder, hochgefüllter Elastomer mit diversen Hartfüllstoffen und mineralischen bzw. organischen Fasern) lediglich mit diamantbeschichteten Werkzeugen.

Die Herstellung derartiger zylindrischer Proben weist offensichtliche Probleme auf. Erstens besteht die Gefahr des Brechens der zylindrischen Probe aufgrund von Scher- und Torsionsspannungen während des Hohlbohrprozesses, des Trennprozesses oder bei einer möglichen Nachbearbeitung. Zum Zweiten ist es aufwändig und problematisch den zylindrischen Probekörper zur Nachbearbeitung einzuspannen. Drittens wirkt sich die Wärmeentwicklung (Belüftungsgegebenheiten ungünstig) während des Bohrvorgangs mit hoher Drehzahl, die zum Erreichen einer möglichst guten Manteloberfläche erforderlich ist, ungünstig aus. Die Präparation zylindrischer Probekörper musste aus den vorgenannten Überlegungen heraus verworfen werden.

Bei rechteckig geformten Proben sind die Schnittflächen radial, tangential und axial anzuordnen. Im Falle „schiefer“ Präparation kann das Probenstück durch einfaches Einspannen und Justieren im Fräser planparallel nachbearbeitet werden. Da bereits gute Erfahrungen mit der Herstellung und Handhabung rechteckiger Probekörper an zwei Belägen A [13] und B vorlagen, wird das Präparationsverfahren sukzessive verbessert. Hierzu wurde eine auf die Radien angepasste spezielle Aufnahme-, Halte- und Trennvorrichtung mit Absaugung konzipiert und in der institutseigenen Werkstatt hergestellt [14].

2.4 Vorüberlegungen zur Minimierung von Messfehlern

Eine Abschätzung des Kraft-Verformungsverhaltens während der Prüfung zeigt, dass bei 3 mm Kantenlänge eine Planparallelität über den Probekörper von unter 30 µm erreicht werden sollte, um den Spannungs-Dehnungs-Fehler klein (unter 5%) zu halten [14]. Weiterhin ist aufgrund des angenommenen E-Moduls von 3000 N/mm² bis 5000 N/mm² eine vollflächige Auflage der Druckstempel auf die Probe besonders wichtig. Noch wichtiger als beim Elastomer ist die Sicherstellung der Planparallelität von Druckstempel und Widerlageroberfläche für die Untersuchung der Papierproben mit ihren Dicken von 50 µm bis 300 µm, da bereits Schiefstellungen um 2,5 µm einen Fehler von über 5 % Dehnung verursachen. Bei dem progressiven Kraft-Verformungsverhalten von Papier, vgl. Abbildung 3 - 3, wirkt sich dieser Fehler insbesondere bei großen Dehnungen negativ aus.

Um die Planparallelität der Kraft einleitenden Oberflächen zu gewährleisten, wurden eigens für die Untersuchungen an der Zwick Universalprüfmaschine (Abbildung 2 - 3) und am Eplexor (Abbildung 2 - 4) selbst justierende Prüfstempel entwickelt und konstruiert. Dabei drückt ein in einer Kugelpfanne gelagertes Kugelsegment mit seiner Schnittfläche auf die Proben.

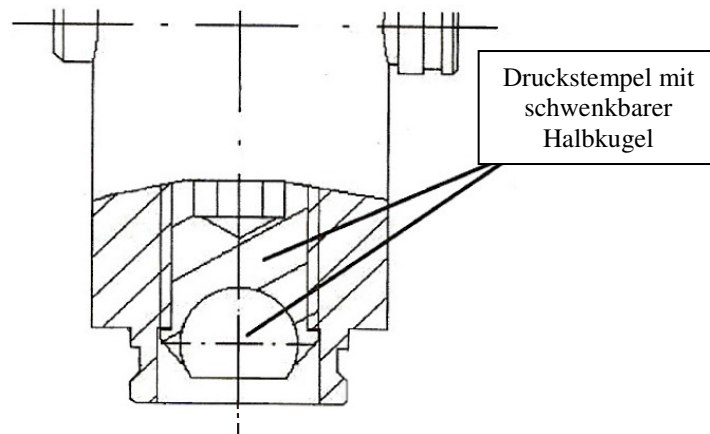


Abbildung 2 - 3: Am LMK entwickelte, selbst justierender Prüfstempel für die Elastomeruntersuchung mit der Zwick-Prüfmaschine.

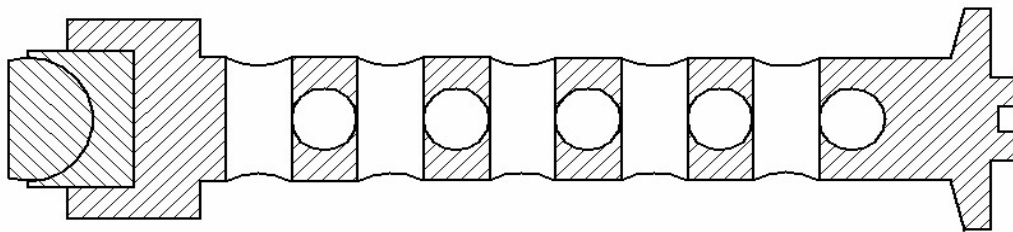


Abbildung 2 - 4: Am LMK weiterentwickelter, selbst justierender Prüfstempel für den Eplexor.

2.5 Quasistatisches mechanisches Verhalten des Elastomerbezugmaterials A

An vorpräparierten und planparallel gefrästen Proben konnte das makromechanische Kraft-Verformungsverhalten des Beispielbezugs A für quasistatische Belastungen unter Normklima (22 °C, 55 % rh) untersucht und in das Spannungs-Dehnungsverhalten überführt werden.

2.5.1 Prüfverlauf

Vorangegangene Untersuchungen haben gezeigt, dass insbesondere die erste Belastungsphase eine große Varianz seitens der Maschinenverformung aufweist. Auch die Probenpräparation kann durch ggf. vorhandene Fräskanten und Unebenheiten die erste Belastungsphase verfälschen. Zudem führt die Druckbelastung zu elastoplastischen Setzungen und zu einer niederfrequenten viskoelastischen Anregung, wodurch weitere Belastungen ein verändertes Spannungs-Dehnungsverhalten aufweisen [13]. Aus den genannten Gründen ist es zur Ermittlung repräsentativer Materialkennwerte nicht sinnvoll, die Proben durch einfache quasistatische Druckversuche zu belasten und anhand deren Auswertung mechanische Materialparameter zu ermitteln.

Kalenderwalzen rollen im Prozess mit hoher Geschwindigkeit und Linienlast täglich 24 Stunden aufeinander ab. Lediglich durch Wartungsintervalle und Störfälle wird der Prozess unterbrochen. Die Beläge erfahren dadurch eine millionenfache Be- und Entlastungsbeanspruchung. Um eine derartige Vorconditionierung der Proben zu erreichen, müssten die Proben über eine große Anzahl an Zyklen entsprechend ihrer Betriebsbeanspruchung vorbelastet werden. Dies ist nicht praktikabel. Daher wurden die Proben mit lediglich drei Zyklen be- und anschließend entlastet. Diese Prüfzyklen werden auf drei unterschiedlichen Lastniveaus wiederholt, so dass insgesamt 9 Be- und 9 Entlastungsverläufe aufgezeichnet werden. Die Lastniveaus wurden anhand realer Satingebingungen (15 N/mm² und 30 N/mm²) und dem Herstellergrenzwert für Kalenderwalzenbezüge (50 N/mm²) angesetzt. Daraus ergibt sich der in Abbildung 2 - 5 skizzierte Prüfablauf. Auf die Probenfläche von ca. 16 mm² bezogen, ergeben sich einzustellende Prüfkräfte von 240 N, 480 N und 800 N. Um identische Spannungen zu

erreichen, werden die Prüfkraft auf die exakten Probenmaße angepasst, die zwischen 3 mm und 4 mm Kantenlänge liegen.

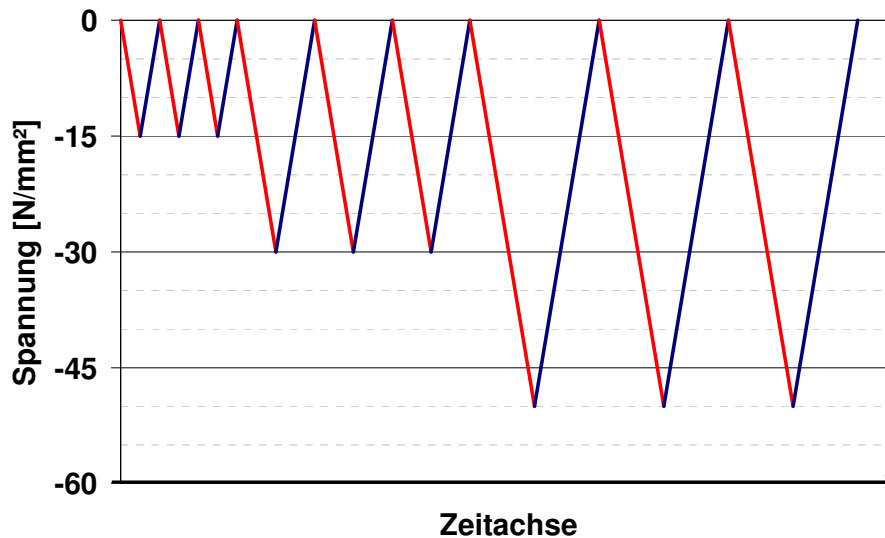


Abbildung 2 - 5: Prüfablauf: Spannung über der Zeit mit Belastung (rot) und Entlastung (blau). Die einzelnen Äste der zyklischen Belastungen werden von der 1. Belastung über die 1. Entlastung, 2. Belastung, 2. Entlastung, usw. bis zur 9. Entlastung gezählt.

Um initiale Fehler aus Setzungen des Maschinenaufbaus zu kompensieren, wurde eine Vorkraft von 2,6 N als Offset angesetzt, denn die für 10 kN ausgelegte Kraftmessdose reagiert bereits auf Änderungen im Bereich von zehntel Newton². Damit Beschleunigungen oder Verzögerungen in der Motoransteuerung keine Fehler verursachen können, wurden weiterhin die Belastungsgeschwindigkeiten zum Erreichen der Vorkraft und für die anschließende Prüfung identisch zu 0,2 mm/min gesetzt.

Bei den Be- und Entlastungsversuchen wurden die Elastomerproben in ZD, MD und CD belastet. Von jeder Schicht des Belags A (äußerer und innerer Function-Layer sowie Base-Layer, vgl. Abbildung 2 - 1) und jeder Richtung wurden jeweils drei Proben geprüft.

2.5.2 Prüfmaschinenverformungen

Verformungen infolge Elastizität und Spiel im Prüfaufbau haben einen negativen Einfluss auf die zu messenden Werte und verzerren dadurch die Messergebnisse. Damit dieses Phänomen sich nicht auf die Qualität der Messergebnisse auswirkt, wurde nach drei Probenuntersuchungen eine Leerprüfung der Maschine durchgeführt, die als Nullversuch von den Messergebnissen abgezogen werden kann. Das Durchführen einer größeren Anzahl von Leerprüfungen, z.B. nach jeder Untersuchung, wäre zwar wünschenswert, jedoch war es aufgrund des großen Zeitbedarfs nicht praktikabel.

Bei der Leerprüfung wird der Prüfzyklus ohne Elastomerprobe durchgeführt. Die induzierte Kraft F wirkt dabei zwischen Druckstempel und Widerlager. Zur Auswertung der gemessenen Daten müssen die Verformungen unter der gemessenen Kraft F , die im Maschinenversuch auftreten von den Verformungen bei der Prüfung einer Probe subtrahiert werden. Daher ergibt sich:

$$\varepsilon_{\text{Probe}}(F) = \varepsilon_{\text{Maschine+Probe}}(F) - \varepsilon_{\text{Maschine}}(F) \quad (2-1).$$

Eine Betrachtung des Spannungs-Dehnungsverhaltens ist für das Herausrechnen der Prüfmaschinenverformung nicht erforderlich, da Kraft und Verschiebung die primären Messgrößen darstellen und sich in der wirksamen Kontaktfläche beim Nullversuch andere Spannungen σ einstellen, als dies bei

² Messungen unter Vernachlässigung der Vorkraft zeigen aufgrund des Setzungsverhaltens bzw. Spiels zwischen Kugel und Kugelpfanne sowie zwischen den weiteren mechanischen Bauteilen der Prüfeinrichtung Lastplateaus bei 2 N und 2,5 N.

einer Prüfung mit einem Probenstück der Fall ist: Die Proben weisen eine Kantenlänge von ca. 4mm und damit eine Kontaktdruckfläche von ca. 16 mm² auf. Der Stempel mit seinem Durchmesser von 10 mm besitzt eine Druckfläche A von 78,54 mm². Es stellen sich also in der wirksamen Kontaktfläche zwar andere Spannungs-Dehnungsverhältnisse ein, allerdings wirken in dem für die Eigenverformung der Prüfmaschine relevanten Gestänge die gleichen Spannungen, ob Nullversuch oder Prüfversuch gefahren werden.

2.5.3 Regressionsanalyse

Zur Auswertung der experimentell ermittelten Messwerte wurden Regressionsanalysen herangezogen.

Ziel einer Regressionsanalyse ist es, den funktionalen Zusammenhang zwischen zwei oder mehreren Variablen zu klären, z.B. X und Y . Wobei x_i und y_i die Datenmenge bilden [4].

In den einfachsten Fällen wird die Methode der parametrischen Regression angewandt, um die Daten mit einer Funktion zu beschreiben. Das bekannteste Beispiel dafür ist die **lineare Regression**, bei der der Zusammenhang zwischen den Variablen in Form einer Geraden mit

$$\hat{f}(x) = m_{\text{Steigung}} \cdot x + b = \hat{y} \quad (2-2)$$

dargestellt wird, wobei m die Steigung der Geraden und b der Schnittpunkt mit der y-Achse sind.

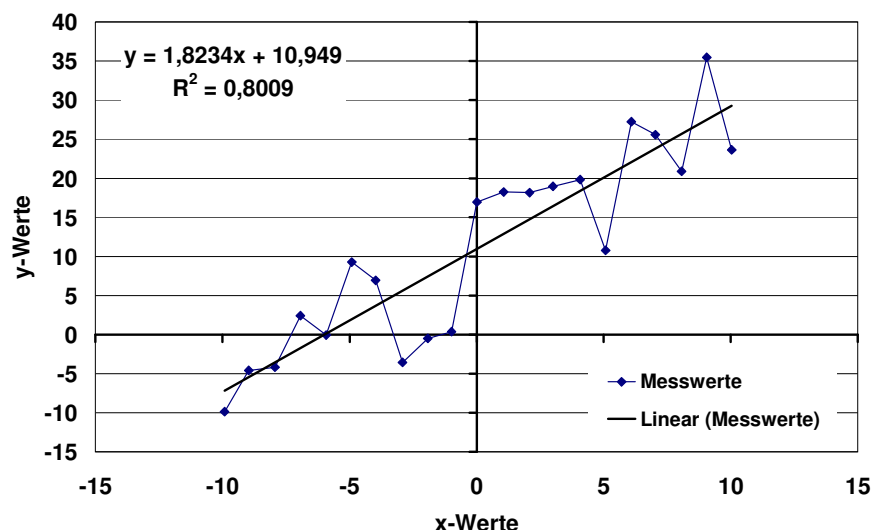


Abbildung 2 - 6: Beispiel für lineare Regression: Messwerte mit Ausgleichsgrade und Bestimmtheitsmaß.

Als Maß für die Güte einer Interpolationsfunktion kann das Bestimmtheitsmaß R^2 herangezogen werden. Das Bestimmtheitsmaß liegt zwischen Null und Eins, wobei Null keinen Zusammenhang zwischen Originalkurve und angenäherter Kurve darstellt und $R^2 = 1$ einen exakten Zusammenhang beschreibt. Es entspricht bei einfacher Regression dem Quadrat des Pearson'schen³ Korrelationskoeffizienten R .

³ Der Korrelationskoeffizient oder die Produkt-Moment-Korrelation (von Bravais und Pearson, daher auch Pearson-Korrelation genannt) ist ein dimensionsloses Maß für den Grad des linearen Zusammenhangs.

$$R = \frac{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \cdot \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}} \quad (2-3)$$

mit
$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad \text{und} \quad \bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i \quad (2-4).$$

Eine einfache lineare Interpolation ist für die Menge an Messpunkten, die Anzahl der zu mittelnden Kurven und die große Streuung der Daten nicht sinnvoll. Insbesondere ergibt sich aufgrund der Streuungen der Kurvenverläufe ein Problem mit der Gewichtung der Messwerte, denn bei linearer Regression gehen alle Messwerte gleich gewichtet in den Mittelwert ein. Dadurch können Messfehler bzw. Streuungen bei einer linearen Interpolation nicht berücksichtigt werden.

Eine Möglichkeit, auch nicht-lineare Zusammenhänge darstellen zu können, ist die nicht-parametrische Regression, auch Kernregression genannt, bei der die Form der Regressionskurve flexibel ist:

$$\hat{f}(x) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n W_{ni}(x) \cdot Y_i \quad (2-5).$$

Hierin stellt $W_{ni}(x)$ die Gewichtung dar, durch die die zu einem y-Wert (Stützstelle) gehörenden Werte x_i hinsichtlich ihres Einflusses auf den mittleren Funktionswert bewertet werden. Die Gewichtung $W_{ni}(x)$ kann mit Hilfe einer Dichtefunktion, auch Kern K genannt, beschrieben werden. Der berühmteste nicht-parametrische Regressionsglätter ist der

Nadaraya-Watson Glätter
$$f_{nw}(x) = \frac{\sum_{i=1}^n Y_i \cdot K\left(\frac{x - X_i}{h}\right)}{\sum_{i=1}^n K\left(\frac{x - X_i}{h}\right)} \quad (2-6)$$

mit der Normalkernfunktion
$$K(u) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{(-0,5u^2)} \quad (2-7)$$

zur Bestimmung der Dichte mit
$$u = \frac{x - X_i}{h} \quad (2-8).$$

Die Vorteile dieses Näherungsverfahrens sind vielfältig. So ist eine Voraussage möglich, ohne im Voraus ein Modell festzulegen, was bei unzureichenden Informationen über die Verteilung von Datensätzen sehr hilfreich ist, vgl. Abbildung 2 - 7. Eine Verzerrung durch Extrema ist nicht möglich, da falsche Daten durch zugewiesene Gewichtungen gefiltert werden, vgl. Abbildung 2 - 8 (rechts). Zudem bietet diese Methode die Möglichkeit, fehlende Werte zu ersetzen und zwischen Punkten zu interpolieren, vgl. Abbildung 2 - 8 (links).

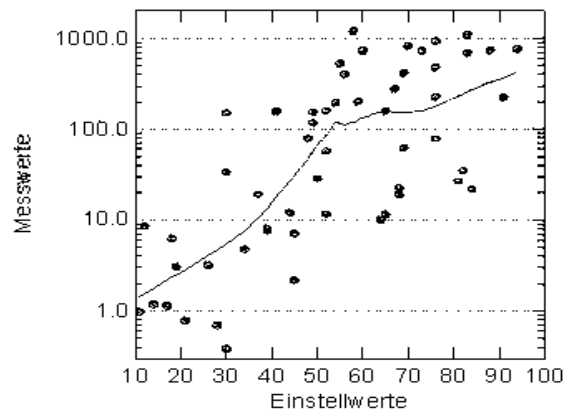


Abbildung 2 - 7: Nicht-lineare Regression [7].

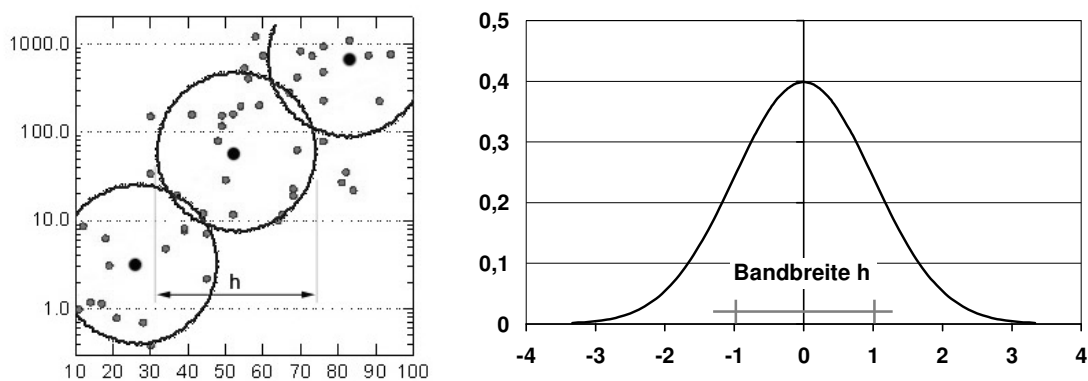


Abbildung 2 - 8: Schematische Darstellung der Bandbreite h [7] (links) und Normalkernfunktion nach Gleichung 3-6 (rechts) für die Bandbreite 1 und für $x_i = 0$.

Datenpunkte in der Nähe der Stützstelle x_i haben bei der nicht-parametrischen Regression einen größeren Einfluss auf das zugehörige y_i als Datenpunkte, die von x_i weiter entfernt sind. Das bedeutet, dass y_i durch einen gewichteten arithmetischen Mittelwert gebildet wird. Das Ergebnis der Funktion 2-6 gibt den Schwerpunkt der Bandbreite h wieder. Als Bandbreite h wird dabei der festgelegte Bereich um den Punkt x_i genannt, in dem die Datenpunkte betrachtet werden. Wegen 2-8 wird die Glätte der sich ergebenden Kurve durch die Bandbreite h bestimmt. Mit sinkender Bandbreite h wird die Regressionskurve glatter. Bei sehr kleiner Bandbreite h kann sie an bestimmten Stellen sogar lokale Maxima bzw. Minima mit einschließen und somit unstetig werden, vgl. Abbildung 2 - 7. Dabei muss sowohl beachtet werden, dass h nicht zu eng gewählt wird, da sonst der Einfluss von Ausreißerdaten zu groß wird. Andererseits darf h nicht zu grob sein, da ansonsten insbesondere zu Beginn und am Ende der Regressionskurve Abweichungen auftreten.

Aufgrund der sehr hohen Anzahl von etwa 20.000 Datenpunkten je Messung kann die Rechnung nicht manuell durchgeführt werden. Mit der Software MS Office Excel und einem selbst entworfenen VBA⁴-Makro ist mit Hilfe der nicht-parametrischen Regression ein mittlerer Datensatz mit reduzierter Datenmenge erstellt worden.

⁴ *Visual Basic for Applications*

2.5.4 Quasistatisches Kraft-Verformungsverhalten

Nach Prüfung wurden die gewonnen Messdaten in eine geeignete Form überführt, damit sie untereinander verglichen und ausgewertet werden können. Die Vergleichbarkeit der Messwerte ist aufgrund der unterschiedlichen Probengeometrie nicht direkt gegeben, so dass die auftretenden Dehnungen jeweils zu einer anderen Probenhöhe in Bezug gebracht werden müssen.

Weiterhin war die bereits erwähnte Verformung der Prüfmaschine zu berücksichtigen, vgl. Abbildung 2 - 9 li. Mittels der nicht-parametrische Regression (Kernregression) der Messdaten, wird aus mehreren Maschinendatensätzen eine repräsentative Maschinenverformung berechnet und von den gemessenen Probenwerten subtrahiert.

Durch Subtraktion der Verformungen der Belagsmesswerte und der Maschinenmesswerte ergibt sich die reine Belagsverformung, vgl. Abbildung 2 - 9 re.

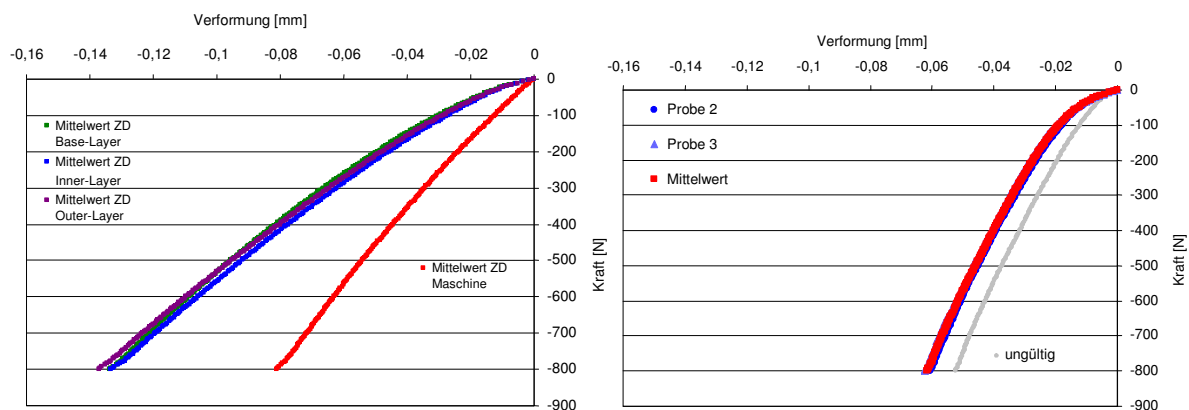


Abbildung 2 - 9: Kraft-Verformungsverhalten der Prüfmaschine und der unterschiedlichen Lagen des Belags A in z-Richtung (radial) bei der Entlastung Nr. 9⁵ (links) sowie beispielhaft die um die Maschinenverformung bereinigte Entlastung 9⁵ des Outer-Layers (rechts) [13].

Beispielhaft wird am Entlastungsverhalten ein Gesamtüberblick über das Kraft-Verformungsverhalten in Abbildung 2 - 10 gegeben. Während unter der Prüfbelastung von 800 N der Base-Layer um 0,055 mm komprimiert wird, verformt sich der Outer-Layer um 0,062 mm und der Inner-Layer um 0,055 mm. Die Trennung zwischen Outer- und Inner-Layer diente der Untersuchung der Vernetzung der Elastomere über die Schichtdicke. Streng genommen sollten keine größeren Unterschiede zwischen den Ergebnissen dieser Lagen auftreten. Vor eben diesem Hintergrund und der nur geringen Anzahl an Proben (n=3) sind die Streuungen der Kurven in Abbildung 2 - 10 (links) und (mitte) als akzeptabel anzusehen. Die grau dargestellten Kurven stellen Ausreißer dar und gehen in die weitere Berechnung nicht mit ein.

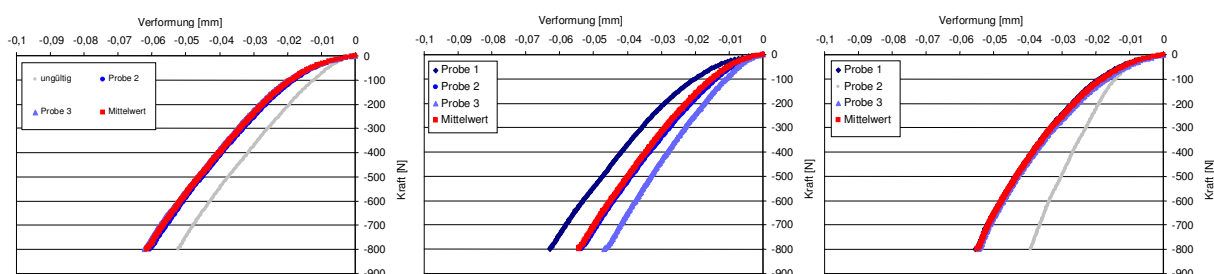


Abbildung 2 - 10: Entlastung 9⁶ von 800 N in ZD für den Outer-Layer (entspricht Abbildung 2 - 9 rechts) (links), Inner-Layer (mitte) und Base-Layer (rechts) [13].

⁵ vgl. Abbildung 2 - 5

⁶ vgl. Abbildung 2 - 5

In ZD ist die Orthotropie nur gering ausgeprägt, vgl. Abbildung 2 - 10. Weitaus deutlicher wird sie, wenn die tangentielle Richtung MD analysiert wird, vgl. Abbildung 2 - 11. Während unter der Prüfbelastung von 800 N der Base-Layer um 0,04 mm komprimiert wird, verformt sich die Funktionsschicht im Mittel um ca. 0,078mm, wobei der Outer-Layer 0,08 mm und der Inner-Layer 0,075 mm Deformation aufweisen.

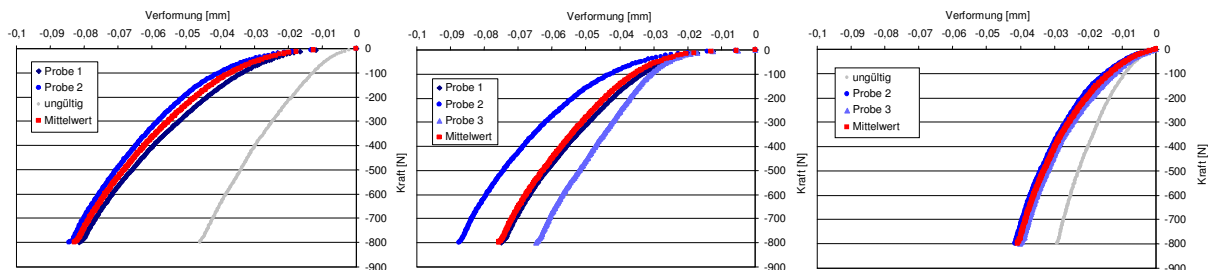


Abbildung 2 - 11: Entlastung ⁹ von 800 N in MD für den Outer-Layer (links), Inner-Layer (mitte) und Base-Layer (rechts) [13].

Die Rekonstruktion des Kraft-Verformungsverhaltens aus den einzelnen Be- und Entlastungsästen führt schließlich auf das mittlere Kraft-Verformungsverhalten eines Layer, wie nachfolgend am Beispiel des Outer-Layer dargestellt wird.

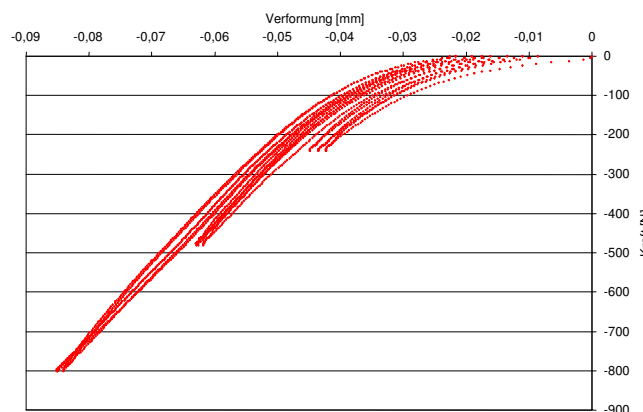


Abbildung 2 - 12: Mittleres Kraft-Verformungsverhalten des Outer-Layers in ZD [13].

2.5.5 Quasistatisches Spannungs-Dehnungsverhalten

Die Darstellung eines derartigen Kraft-Verformungsverhaltens ist vor dem Hintergrund unterschiedlicher Probengrößen und Geometrien recht unsicher in ihrer Aussagekraft. Es lassen sich lediglich phänomenologische Aussagen aus dem Verlauf ableiten. Insbesondere fehlt die Übertragbarkeit auf andere Geometrien und damit auf das physikalische System NIP⁷. Aus diesem Grunde wurde das Kraft-Verformungsverhalten unter Berechnung von Spannung $\sigma = F/A$ und Dehnung $\varepsilon = \Delta l/l_0$ in das zugehörige aussagekräftigere Spannungs-Dehnungsverhalten übertragen, vgl. Abbildung 2 - 13.

⁷ Der Begriff NIP bezeichnet den Walzenspalt. Er ist aus der Bezeichnung „normal induced pressure“ hervorgegangen.

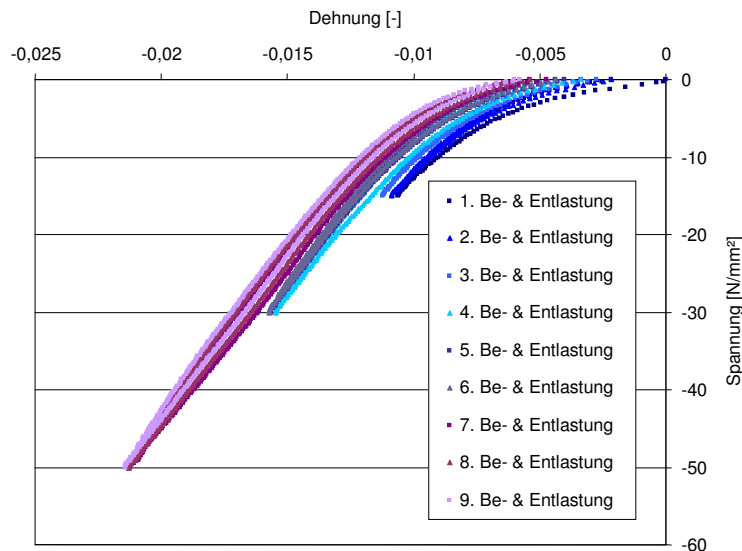


Abbildung 2 - 13: Mittleres Spannungs-Dehnungsverhalten des Outer-Layers in ZD [13].

Das Spannungs-Dehnungsverhalten zeigt eine Verschiebung der Be- und Entlastungsverläufe mit zunehmender Zyklenzahl und Laststufe hin zu höheren Dehnungen. Dieses Verhalten ist als elasto-plastisch definiert. Weiterhin ist insbesondere bei den Lastzyklen bei hohen Spannungen ein Hystereseverhalten zu erkennen, was auf ein visko-elastisches Verhalten schließen lässt. Damit kann zusammengefasst davon ausgegangen werden, dass die Belagselastomere sich elasto-visko-plastisch verhalten.

Bei initialer Belastung wirken maßgeblich die Elastizitäten des Matrixmaterials. Mit zunehmender Spannung beteiligen sich durch Lastumlagerungsphänomene innerhalb des Elastomerwerkstoffes die eingebetteten Füll- und Fasermaterialien an der Lastabtragung, so dass das Spannungs-Dehnungsverhalten progressiv über der Dehnung ansteigt bis ab ca. 10 N/mm² der Verlauf der Kurven fast linear ist. Ab diesem Bereich kann davon ausgegangen werden, dass das Werkstoffverhalten vom Füllstoffverhalten dominiert wird und das Matrixverhalten hauptsächlich der Spannungsumlagerung auf mikroskopischer Ebene sowie dem Zusammenhalt dient.

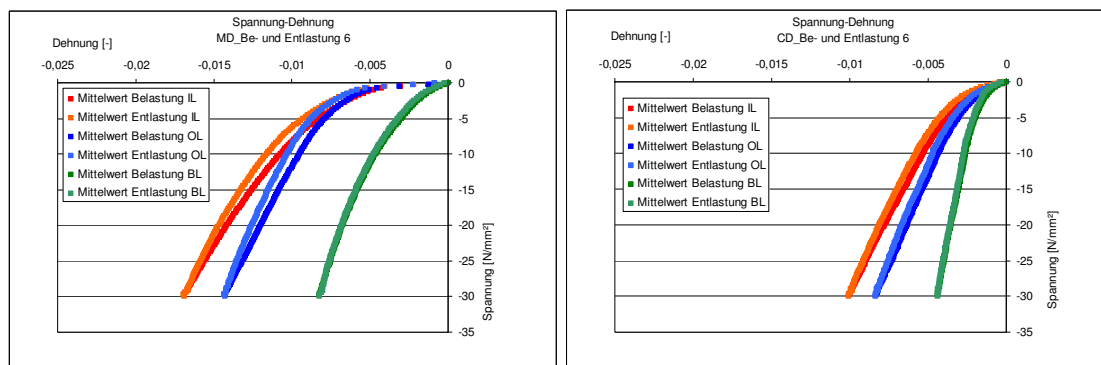


Abbildung 2 - 14: Spannungs-Dehnungsverhalten des Zyklus 6 nach Abbildung 2 - 5 bzw. Abbildung 2 - 13 des Outer-, Inner- und Base-Layers in MD (links) und CD (rechts) [13].

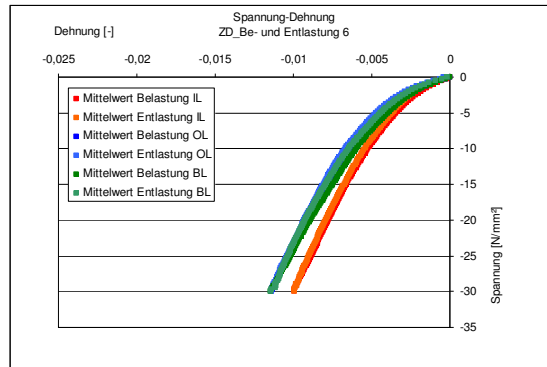


Abbildung 2 - 15: Spannungs-Dehnungsverhalten des Zyklus 6 nach Abbildung 2 - 5 bzw. Abbildung 2 - 13 des Outer-, Inner- und Base-Layer in ZD [13].

Ein Gesamtüberblick über das Satinage relevante Verhalten der einzelnen Lagen in den jeweiligen Raumrichtungen geben Abbildung 2 - 14 und Abbildung 2 - 15, in denen das Spannungs-Dehnungsverhalten bis zu der Satinage relevanten Umkehrlast von 30 N/mm² aufgetragen ist.

Die Annahme, dass sich Outer- und Innerlayer aufgrund ungleichmäßiger Aushärtung im Herstellungsprozess in ihrem mechanischen Verhalten signifikant unterscheiden, konnte vor dem Hintergrund relativ großer Streuungen im Kraft-Verformungsverhalten, vgl. Abbildung 2 - 10 und Abbildung 2 - 11, der einzelnen untersuchten Probekörper nicht bestätigt werden. Das mittlere Spannungs-Dehnungsverhalten zeigt zwar Unterschiede in M-, C- und Z-Richtung, die allerdings kleiner sind als die Unterschiede zum Base-Layer. Für eine exakte Bestimmung ist eine Analyse unter Berücksichtigung von ca. 10 bis 12 Proben erforderlich. Dies war wegen der geringen zur Verfügung stehenden Materialmenge und der noch nicht ausgereiften und sehr arbeitsaufwändigen Präparation im Rahmen des Projektes nicht möglich. Aufgrund des ermittelten Werkstoffverhaltens und des mikroskopischen Aufbaus kann angenommen werden, dass sich Outer- und Inner-Layer ähnlich verhalten. Der Outer-Layer steht daher stellvertretend für den Function-Layer (FL) und der Inner-Layer wird im Nachfolgenden nicht weiter betrachtet.

Der Function-Layer weist bei der Analyse des Spannungs-Dehnungsverhalten in seinen Richtungen M, C und Z trotz Faserbewehrung (Aramidfasern) ein ähnliches Verhalten auf.

Beim Base-Layer sind klare Unterschiede aufgrund der in Kapitel 8.1 erläuterten gerichteten Faser-verbundstruktur vorhanden. Die bereits bei der mikroskopischen Analyse offensichtliche Orthotropie, bestätigt sich in den Be- und Entlastungsversuchen. Dabei ist das Dehnungsvermögen in Z-Richtung am größten und entspricht ungefähr dem Verlauf des Function-Layer. In M- und in C-Richtung kann ein steiferes Verhalten identifiziert werden, dessen Ursache in der axialen Belastung der Fasern des Fasergeflechts liegt. Dabei ist das Dehnungsvermögen des Base-Layers in M-Richtung nur halb so groß wie das des Function-Layers. Am Geringsten ist das Dehnungsvermögen in CD. Das Walzenbelagmaterial darf sich in dieser Richtung nur sehr wenig ausdehnen, um thermische Schäden durch ungleichmäßige Walkarbeit in axialer Richtung vorzubeugen. Eine zu große axiale Ausdehnung würde im schlimmsten Fall zu einem Belagsschaden führen.

Zusammenfassend kann angenommen werden, dass bei einer Belastung in Belagsdickenrichtung ZD zwischen den Lagen keine großen Unterschiede im Spannungs-Dehnungsverhalten auftreten und dass der Einfluss der Glasfaserverstärkung sich maßgeblich in axialer und tangentialer Richtung auswirkt.

Eine Analyse 22 möglicher Regressionsfunktionen zur Beschreibung des Materialverhaltens führte schließlich auf den physikalisch-phänomenologischen Zusammenhang nach Gleichung 9, der die Spannungs-Dehnungsverläufe mit einer guten Genauigkeit von $R^2_{n=12} = 0,992 \pm 0,007$ abbildet, vgl. Abbildung 2 - 16.

$$\sigma(\varepsilon) = E_{ini} \cdot \varepsilon \cdot e^{-k \cdot \varepsilon} \quad \{9\}$$

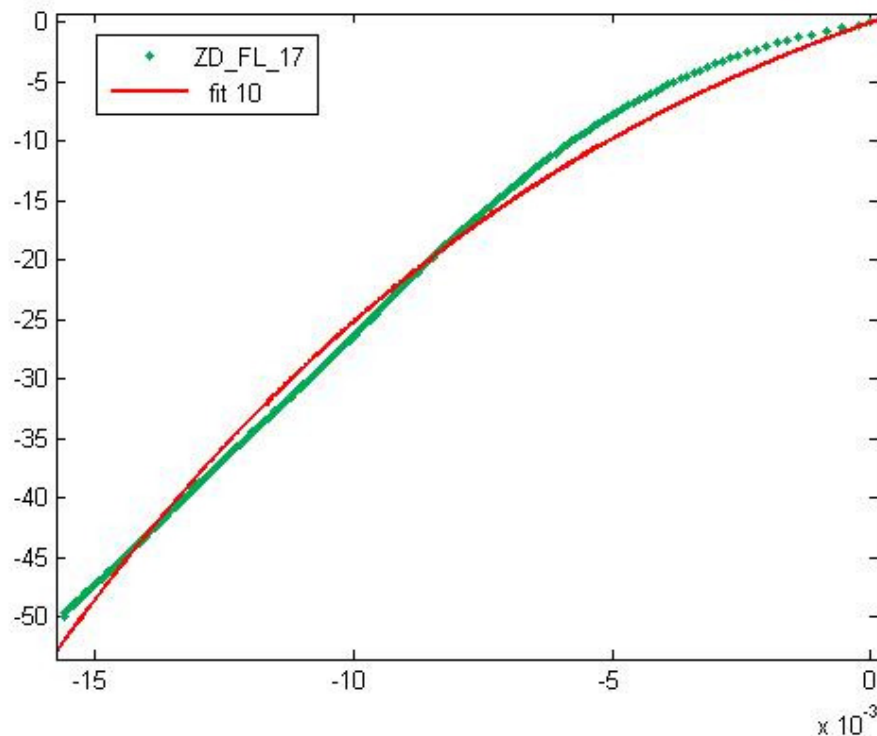


Abbildung 2 - 16: Spannungsdehnungsverhalten des Belastungsastes von Zyklus 9 des Function-Layer in ZD (grün) und dazugehörige Regressionskurve (rot) mit dem Bestimmtheitsmaß $R^2=0,9925$ [13].

Aufgrund des gerichteten Belagsaufbaus und der unterschiedlichen Krümmungen der Kurvenzüge im Spannungs-Dehnungsverhalten, vgl. Abbildung 2 - 17, wird ein nichtlinear orthotropes Verhalten in die Hauptbelagsrichtungen (tangential, radial und axial) angenommen.

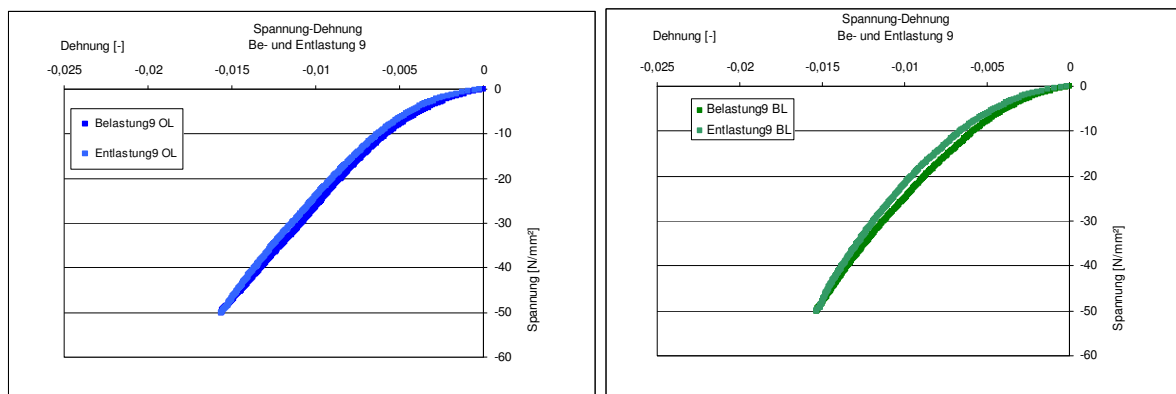


Abbildung 2 - 17: Spannungs-Dehnungsdiagramm des Function-Layer (links) und des Base-Layer (rechts) in Dickenrichtung (ZD) für den 9. Lastzyklus mit Belastung auf 50 N/mm^2 [13].

2.5.6 Dehnungsabhängigkeit des E-Moduls

Neben der Spannung und Dehnung wurde auch die Veränderung des E-Moduls über der Dehnung analysiert. Der E-Modul ist als Steigung des Spannungs-Dehnungsverlaufes definiert:

$$E = \frac{\Delta \sigma}{\Delta \epsilon} \quad (2-10)$$

Der E-Modul ist das Maß für die Steifigkeit eines Werkstoffes. Sein Kehrwert wird als Nachgiebigkeit bezeichnet. Im linearen Fall $E = \text{const}$ ändert sich die Steifigkeit nicht und das Spannungs-Dehnungsverhalten wird durch die Hooke'sche Gerade $\sigma = E \cdot \varepsilon$ beschrieben.

Nachfolgend ist die Dehnungsabhängigkeit des E-Moduls in die satinagerelevante Z-Richtung erst für den Function-Layer und anschließend für den Base-Layer dargestellt.

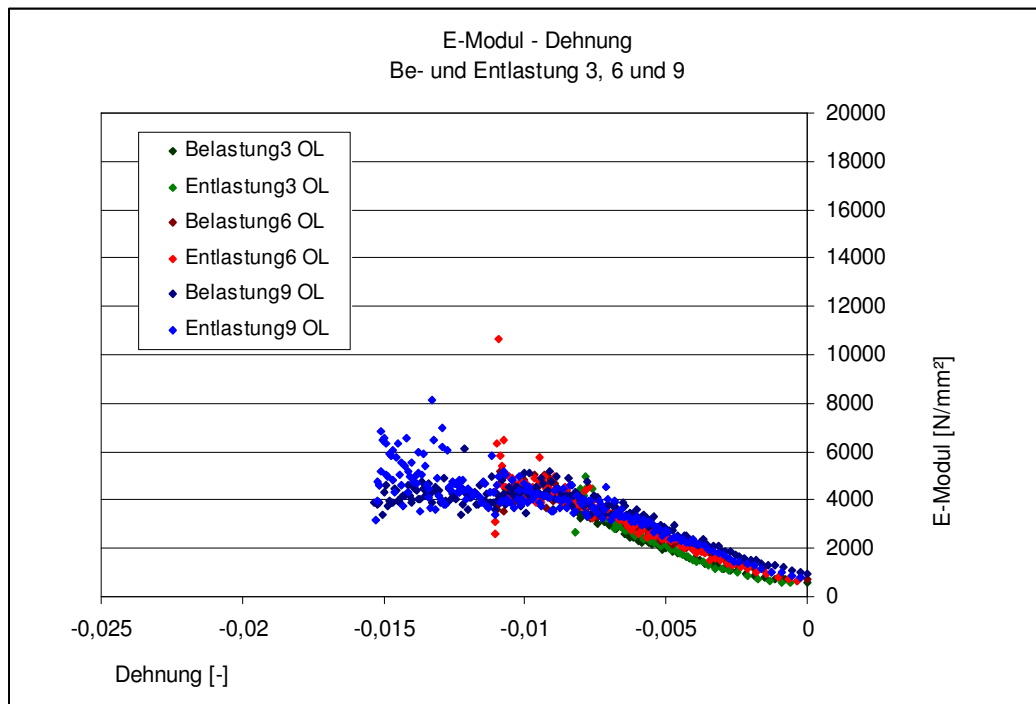


Abbildung 2 - 18: E-Modul über der Dehnung beim Function-Layer in ZD – Einzelzyklen 3, 6 und 9.

Der E-Modul über der Dehnung beim Function-Layer in ZD weist bilineareres Verhalten auf. Nach einem fast linearen Anstieg von ca. 800 N/mm² auf ca. 4000 N/mm² kann ab einer relativen Stauchung von 0,8 % der E-Modul als konstant angenommen werden, vgl. Abbildung 2 - 18. Bei diesem Wert ist die innere Materialgrenze erreicht und der Elastomerbelag kann keinen höheren Widerstand gegen Verformung aufbauen. Der Übergang bei 0,8 % vom ansteigenden in den konstanten Bereich tritt bei einer Belastung von 10 N/mm² bis 15 N/mm² auf.

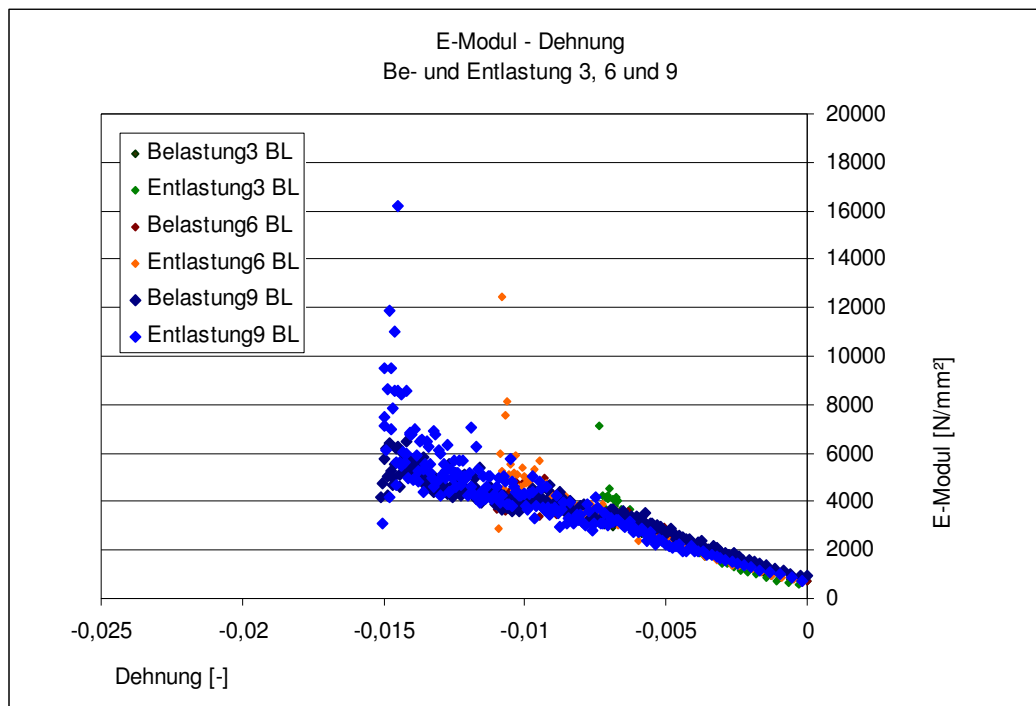


Abbildung 2 - 19: E-Modul über der Dehnung beim Base-Layer in ZD – Einzelzyklen 3, 6 und 9.

Der E-Modul des Base-Layers weist über der Dehnung einen nahezu linearen Anstieg auf. Belastung und Entlastung verlaufen bis zu einer Dehnung von 0,8 % (bzw. 20 N/mm²) ähnlich, unterscheiden sich aber erheblich oberhalb dieser Grenze. Ab ca. 0,8 % Dehnung steigt die Streuung der Werte des E-Moduls insbesondere beim Entlastungsverhalten zunehmend an. Ursache für diese erhöhte Streuung könnten Schädigungen innerhalb des Faser-Matrixgefüges, Faserbrüche, das Hystereseverhalten und dehnungsabhängige Effekte, wie der Mullins-⁸ oder der Payne-Effekt⁹, sein. Von allen drei Richtungen, in die die Proben des Base-Layer geprüft wurden, weist die Z-Richtung den geringsten Anstieg des E-Moduls auf.

Beim Function-Layer stellt sich ab 0,8 % (bzw. 20 N/mm²) ein konstanter E-Modul ein, während beim Base-Layer der E-Modul weiter linear ansteigt. Auch unter der zulässigen Maximalbelastung mit 50 N/mm² ergibt sich kein konstanter Wert für den E-Modul, vgl. Abbildung 2 - 19.

Insgesamt liegen die E-Moduli bei Be- und Entlastung für Base- und Function-Layer nahe beieinander, so dass bei quasistatischer Belastung von nur geringen viskoelastischen Verformungsanteilen ausgegangen werden kann.

Reines Epoxydharz besitzt einen E-Modul zwischen 2500 N/mm² und 4000 N/mm². Es liegt damit im Festigkeitsbereich des Function-Layers. Der Base-Layer weist bei hohen Drucklasten höhere Steifigkeiten auf.

⁸ Der Mullins-Effekt ist definiert als der Festigkeitsverlust bei dynamischer Amplitudenvariation zum ersten unbelasteten Amplitudengang.

⁹ Payne-Effekt ist definiert als Festigkeitsunterschied zwischen kleiner und großer Belastungsamplitude.

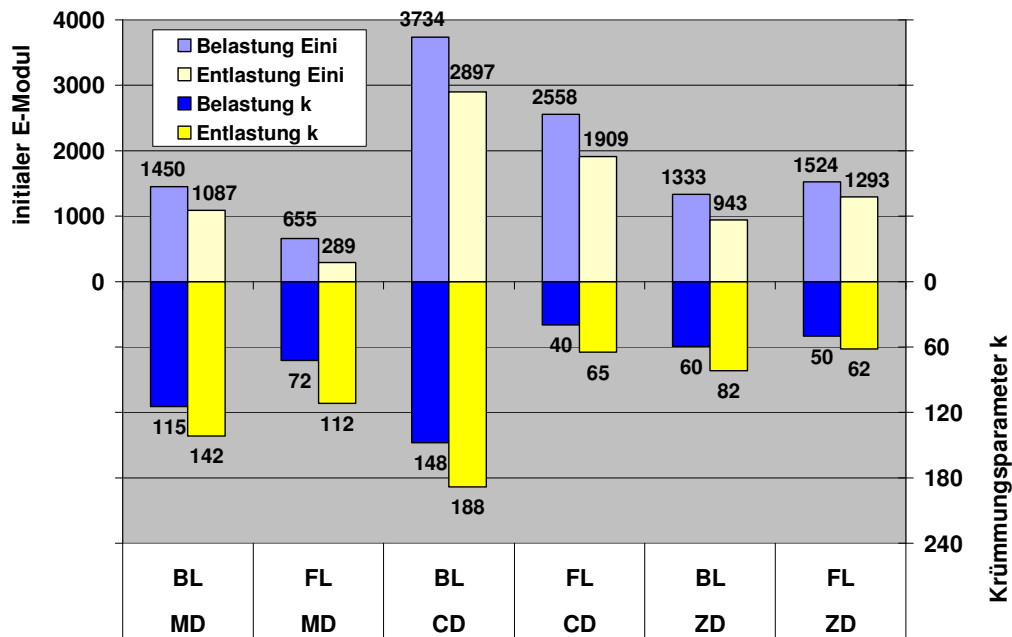


Abbildung 2 - 20: Initiale E-Moduli und Krümmungsparameter k für die Regressionsfunktion nach Gleichung 9 für die Be- und Entlastungsäste des Zyklus 9.

Die Auswertung des initialen E-Moduls zeigt, dass es einen Zusammenhang zwischen Belastung und Entlastung gibt. Aus Abbildung 2 - 18 kann herausgelesen werden, dass gilt:

$$E_{ini}^{Belastung} + 16,6 \cdot k_{ini}^{Belastung} = E_{ini}^{Entlastung} + 16,6 \cdot k_{ini}^{Entlastung} \quad \text{mit } R^2 = 0,988 \quad (2-11)$$

daraus folgt:

$$const = \frac{E_{ini}^{Entlastung} - E_{ini}^{Belastung}}{(k_{ini}^{Belastung} - k_{ini}^{Entlastung})} \quad (2-12).$$

Die gefundene Kopplung ist gegebenenfalls zur Parameterreduktion geeignet, da sie eine Abhängigkeit zwischen den Parametern der Be- und Entlastung berücksichtigt und von der Richtung und der Lage unabhängig zu sein scheint. Um nähere Aussagen hierzu treffen zu können, ist die Kopplung mit weiteren Datensätzen zu untersuchen und über Messreihen zu validieren.

Diese Daten bilden die Grundlage für numerische Simulationen, vgl. Kapitel 4, in denen das ermittelte, orthotropen Materialverhalten zum Einsatz kommt. In weiteren Schritten ist geplant, das bereits ermittelte nichtlineare und das in Kapitel 2.6 ermittelnde viskoelastische Verhalten sukzessive in die bestehenden Nipmodell einzupflegen.

Im Vorgriff auf Kapitel 4 sei an dieser Stelle bereits ausgeführt, dass dies aufgrund der Vielfältigkeit der Arbeiten noch nicht erfolgt ist. Hierzu ist nämlich die Programmierung eines Materialgesetzes erforderlich, dass neben dem quasistatischen das nachfolgend dargestellte dynamische und thermomechanische Verhalten innerhalb der genutzten FEM-Umgebung (Marc-Mentat) abbildet. Diese anspruchsvolle Aufgabe konnte im Rahmen der zur Verfügung stehenden Zeit noch nicht begonnen werden.

2.6 Mechanisch-dynamisches Verhalten des Elastomerbezugmaterials B

Die dynamischen und thermomechanischen Untersuchungen der Belagsproben des Bezugs A zur Identifizierung des relevanten frequenz- und temperaturabhängigen Verformungsverhaltens erfolgten

am Eplexor¹⁰ des Lehrstuhls Werkstoffwissenschaft. Die Proben wurden im Frequenzbereich von 0,01 Hz bis 100 Hz und unter den Temperaturen 20°C, 50°C und 80°C bei mechanischen Maximalspannungen von 15 N/mm², 30 N/mm² und 50 N/mm² untersucht.

2.6.1 Grundlagen mechanisch-dynamischen Materialverhaltens

Wird ein viskoelastisches Material mit einer periodisch (Frequenz ω) aufgebrachten sinusförmigen Belastung beansprucht, verlaufen Spannung und Dehnung nicht in Phase. Beide beschreiben zwar einen sinusförmigen Verlauf über die Zeit, allerdings eilt die Dehnung (bzw. die Scherung) der Spannung (Normal oder Schub) voraus.

Dies kann durch die nachfolgend dargestellten Beziehungen in polarer bzw. in Euler'scher Darstellung mit der Zeit t , dem Phasenwinkel δ , der statischen und dynamischen Dehnung ε_{stat} und ε_{dyn} , der statischen und dynamischen Spannung σ_{stat} und σ_{dyn} und dem komplexen Modul E^* beschrieben werden [8, 9, 19]:

$$\text{Polar:} \quad \varepsilon = \varepsilon_{dyn} \cdot e^{(i\omega t)} + \varepsilon_{stat} \quad \text{mit} \quad \sigma = E^* \cdot \varepsilon = E^* \cdot (\varepsilon_{dyn} \cdot e^{(i\omega t)} + \varepsilon_{stat}) \quad (2-13) \text{ und}$$

$$\text{Euler:} \quad \varepsilon = \varepsilon_{dyn} \sin(\omega t) + \varepsilon_{stat} \quad (2-14)$$

$$\text{mit} \quad \sigma = |E^*| \cdot (\varepsilon_{dyn} \sin(\omega t + \delta) + \varepsilon_{stat}) = \sigma_{dyn} \sin(\omega t + \delta) + \sigma_{stat} \quad (2-15)$$

Die Änderung der Dehnung nach der Zeit wird als Dehnungsgeschwindigkeit definiert. Sie schwingt mit der gleichen Frequenz wie die Dehnung selbst, ist allerdings um den Phasenwinkel $\pi/2$ verschoben. Für sie gilt im oszillierenden System mit der maximalen Dehnungsgeschwindigkeitsamplitude $\dot{\varepsilon}_0$:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{d(\varepsilon_{dyn} \sin(\omega t) + \varepsilon_{stat})}{dt} = \omega \varepsilon_{dyn} \cos(\omega t) = \dot{\varepsilon}_{dyn} \cos(\omega t) \quad (2-16).$$

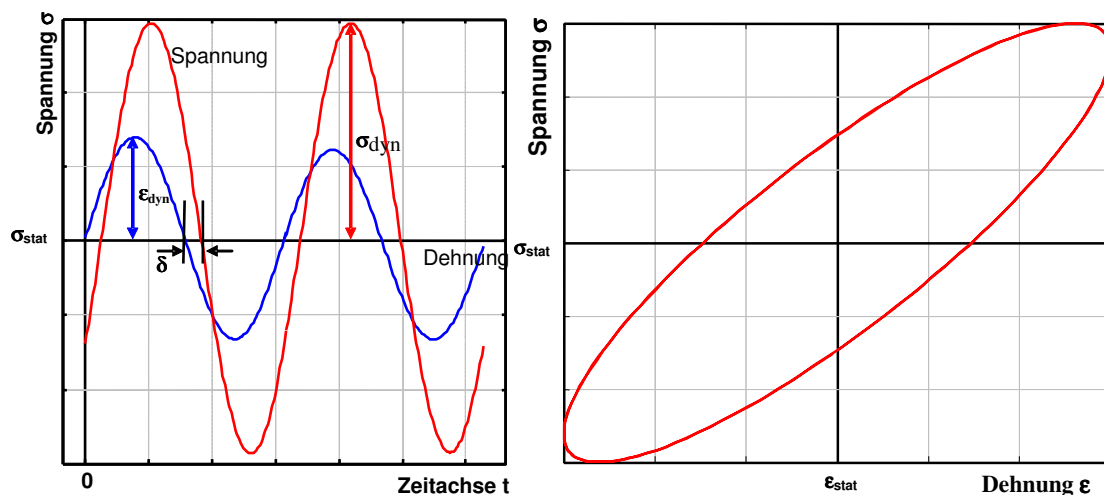


Abbildung 2 - 21: Sinusförmige Erregung: Vorseilende Spannung und die ihr nachfolgende Verformung (links) und schematisch dargestelltes Spannungs-Dehnungsverhalten (rechts).

Mit dem trigonometrischen Additionstheorem des Sinus folgt für die Spannung nach Gleichung 2-15:

¹⁰ Hersteller: GABO QUALIMETER Testanlagen GmbH

mit dem **elastischen Modul** (Speichermodul)

$$E' = \frac{\sigma_{dyn}}{\epsilon_{dyn}} \cos \delta \quad (2-17)$$

und dem **viskoelastischen Modul** (Verlustmodul)

$$E'' = \frac{\sigma_{dyn}}{\epsilon_{dyn}} \sin \delta \quad (2-18),$$

deren Verhältnis als **Verlustfaktor**:

$$\tan \delta = \frac{E''}{E'} \quad (2-19)$$

definiert ist. Aus dem elastischen und dem viskosen Modul ergibt sich der komplexe Modul E^* zu:

komplexer Modul:
$$E^* = \left(\frac{\sigma_{dyn}}{\gamma_{dyn}} \right) = E' + iE'' \quad (2-20).$$

mit seinem **Betrag**:
$$|E^*| = \sqrt{(E')^2 + (E'')^2} = \frac{\sigma_{dyn}}{\epsilon_{dyn}} \quad (2-21).$$

Die Beziehungen zwischen den dynamisch-mechanischen Größen können in der komplexen Ebene anschaulich dargestellt werden, vgl. Abbildung 2 - 22.

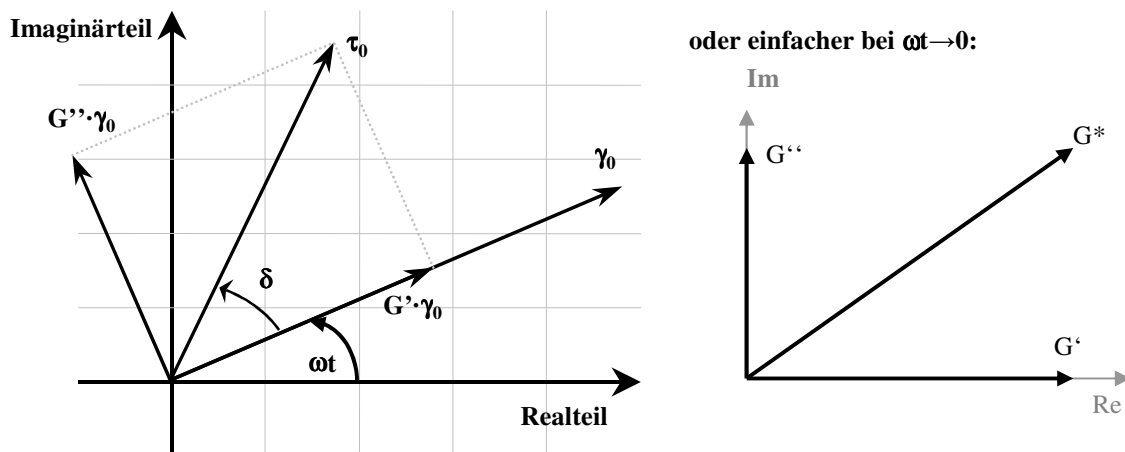


Abbildung 2 - 22: Schwingungsrheologische Kenngrößen in der komplexen Ebene im dynamischen und im statischen System.

Die auftretende elastische Energie E_{el} entspricht der Fläche unterhalb der Hystereseschleife nach Abbildung 2 - 21 und der Energieverlust ΔE infolge der Dämpfung ist als Integral über die eingeschlossene Fläche der Hysterese definiert. Es gilt für die Verlustenergie mit Gleichung 2-18 nach [19]:

Verlustenergie:
$$\Delta E = \int \tau d\gamma = \int_0^{2\pi\omega} \frac{\tau d\gamma}{dt} dt = \pi \gamma_0^2 G'' = \pi \gamma_0 \tau_0 \sin \delta \quad (2-22).$$

2.6.2 Prüfablauf

Der Eplexor bietet die Möglichkeit eine Probe thermo-mechanisch-dynamisch zu untersuchen. Dabei fährt die Prüfmaschine Frequenzgänge im Bereich von 0,001 Hz bis 100 Hz bei voreingestellten Temperaturen ab. Je Frequenz wird eine vorgegebene statische Last F_{stat} in N und eine um die statische Last schwelende dynamische Belastung F_{dyn} in N aufgebracht. Die schwelende Belastung wird solange aufgebracht, bis von der Maschine ein stabiler Hystereseverlauf identifiziert werden kann.

Aus diesem Hystereseverlauf errechnet die Prüfmaschine unter Berücksichtigung der eingegebenen Probengeometrien den Speichermodul E' , den Verlustmodul E'' , den komplexen Modul E^* und den Verlustfaktor $\tan \delta$.

Für die durchgeführten Untersuchungen wurde aus zeitlichen Gründen auf Frequenzen unterhalb von 0,01 Hz verzichtet, da je Messpunkt in diesem Bereich schnell mehrere Stunden angesetzt werden können. Um den untersuchten Frequenzbereich zwischen 0,01 Hz bis 100 Hz hinreichend genau abzubilden wurde alle 0,5 Hz ein Messpunkt aufgenommen, so dass je Frequenzgang 200 Messungen durchgeführt wurden.

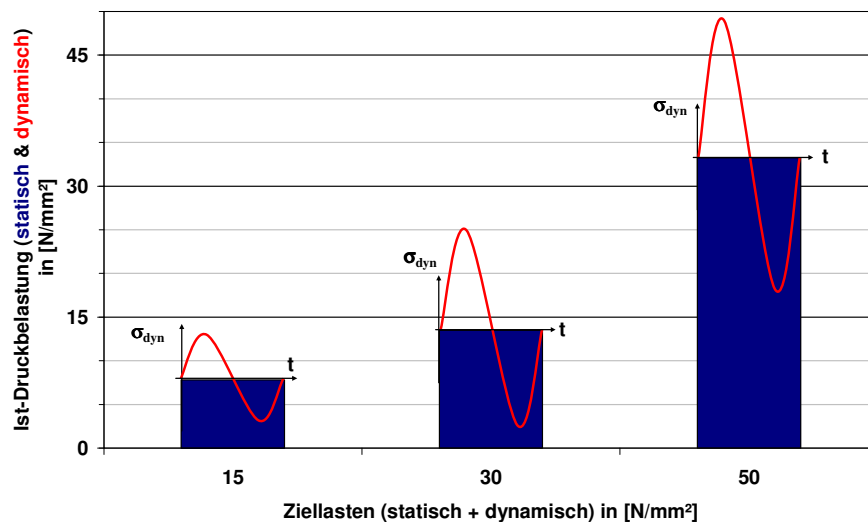


Abbildung 2 - 23: Statische und dynamische Prüflasten.

Wie bereits in den quasistatischen Untersuchungen, vgl. Kapitel 2.5.1, wurden auch bei den dynamischen Untersuchungen die Umkehrlasten zu 15 N/mm², 30 N/mm² und 50 N/mm² gewählt. Der dynamische Versuch erforderte, dass die periodische Belastung sinusförmig um eine statisch aufgebrachte Last schwelt. Für die Druckprüfung ist dabei ein Einspanndruck erforderlich, weshalb eine vollständige Entlastung, wie sie lokal am Elastomerbezug stattfindet, nicht realisiert werden kann. In guter Annäherung wurden daher Vorspannungen von ca. 2,5 N/mm² bei den Ziellasten 15 N/mm² und 30 N/mm² angesetzt. Für die zulässige Herstellergrenzdruckspannung von 50 N/mm² wurden 17 N/mm² Vorspannung angesetzt, da in diesem Fall die Proben unter kleineren Vorspannlasten zwischen den Prüfstempeln gewandert sind. Dies führt zu Fehlmessungen, weshalb die Vorspannkräfte erhöht wurden.

Die voreingestellten Spannungs- und Dehnungsgrößen konnten mit dem Eplexor nicht exakt angefahren werden. Dies lag an den Abweichungen in den Abmessungen der Prüfkörper, denn es gingen die exakten Abmessungen in die Berechnung der mechanisch-dynamischen Größen ein.

2.6.3 Kalibrierung und Fehlerabschätzung der Prüfmaschine Eplexor

Die Kalibrierung erfolgte nach Vorgabe der Fa. „GABO QUALIMETER Testanlagen GmbH“ mittels eines Kalibrierstücks aus Stahl mit den Maßen 30 mm x 10 mm x 9 mm.

Zur Quantifizierung weiterhin bestehender Messfehler wurde eine Nullmessungen ohne Kalibrierstück mit einer Messung mit Kalibrierstück verglichen. Die Nullmessung berücksichtigt das Kraft-Verformungsverhalten der Maschine mit ihrem Widerlager und Druckstempel. Die Messung mit dem Kalibrierstück gibt das Kraft-Verformungsverhalten der Maschine mit einer sehr harten elastischen Probe wieder. Die Kraft wird direkt über eine im Kraftfluss befindliche Kraftmessdose gemessen. Dabei kann davon ausgegangen werden, dass die Kraft hinreichend genau gemessen wird. Die Dehnung wird vom Gestänge mit seinen geometrischen und werkstoffmechanischen Eigenschaften beeinflusst. Das Gestänge ist durch Bohrungen gewichts- und schwingungsoptimiert und wirkt durch die reduzierten Querschnitte weich gegenüber der Kalibrierprobe. Aus diesem Grund sind Messungen auch nur

bis zu einer Federsteifigkeit von 25.000 N/mm hinreichend genau, gegen das um das 280-fache steifere Kalibrierstück mit seiner Federsteifigkeit von ca. 7.000.000 N/mm als unendlich steif angesehen werden kann.

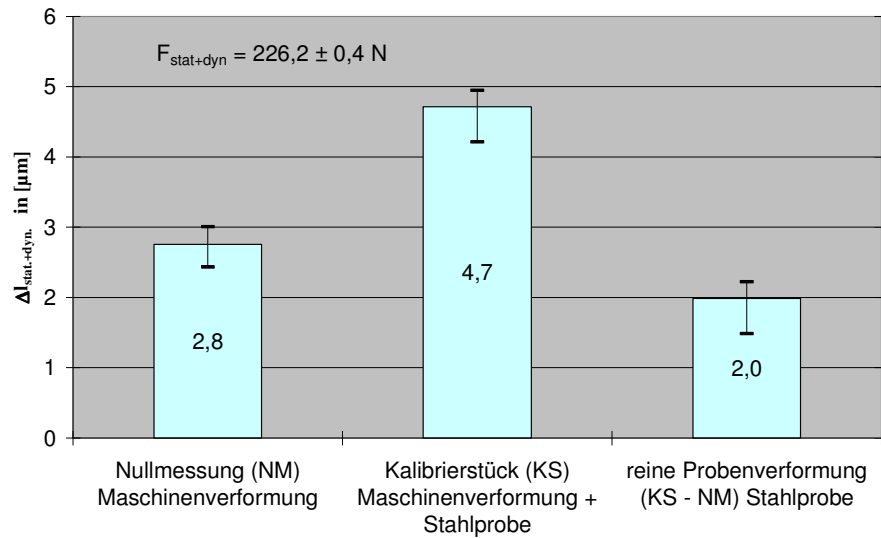


Abbildung 2 - 24: Fehlerabschätzung der Eplexormessung anhand des Kalibrierstücks (30 mm x 10 mm x 9 mm) aus Stahl unter der Gesamtbelastung von 226,2 N (statisch 118,15 N; dynamisch 107,94 N $\pm$ 0,4N).

Die Untersuchungen am Kalibrierstück zeigen, dass die Maschine ein Auflösungsverhalten in der Größenordnung von 2 μm besitzt. Für die errechnete Federsteifigkeit der Stahlprobe/des Kalibrierstücks wäre eine rechnerische Verformung von weniger als 0,035 μm zu erwarten. Der zurückgegebene Wert von 2 μm zeigt, dass das Auflösungsverhalten bei sehr kleinen Dehnungen problembehaftet sein kann. Für die Analyse der Elastomerproben sind Fehler in dieser Größenordnung noch unkritisch, vgl. Kapitel 2.3 Absatz 4.

Zur Identifizierung resonanzgefährdeter Frequenzbereiche infolge Prüfmaschine und Messaufbau ist in Abbildung 2 - 25 das Ergebnis des Nullversuchs aufgetragen. Der darin ermittelte scheinbare E^* -Modul ist eine rein rechnerische Größe und berücksichtigt den in Abbildung 2 - 24 dargestellten Dehnungsfehler. Als resonanzgefährdet können die Bereiche der Prüfmaschine angesehen werden, bei denen Sprünge auftreten. Insbesondere weist der Bereich oberhalb von 70 Hz hohe Gradienten auf, die physikalisch nicht interpretierbar sind.

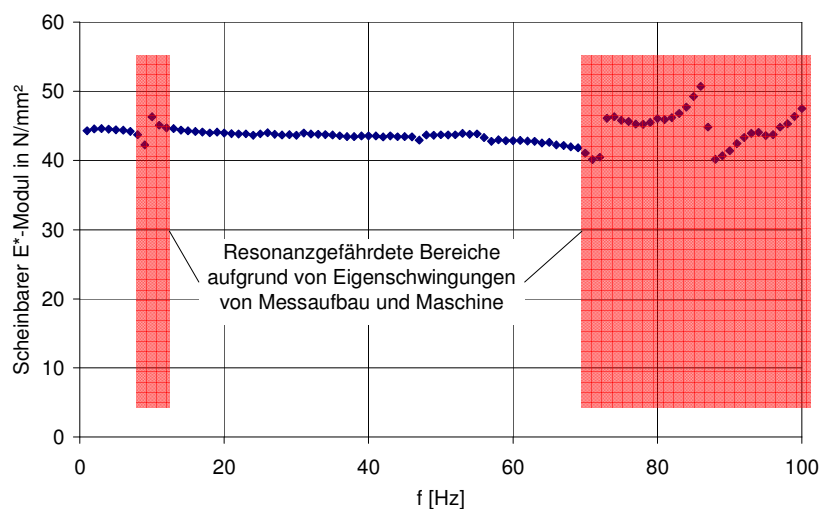


Abbildung 2 - 25: Identifizierung von Resonanzbereichen von Messaufbau und Maschine.

Nach Rücksprache mit dem Maschinenhersteller GABO sind Eigenfrequenzen im Bereich von 10 Hz und 90 Hz bekannt. Weiterhin wurde mitgeteilt, dass der modifizierte Prüfstempel die Ursache für die Eigenfrequenz bei 72 Hz sein könne. Ein Kontrollversuch mit den mitgelieferten Prüfstempeln zeige jedoch keine Änderung in den Eigenwerten zum Versuch mit der modifizierten Stempelkonstruktion nach Abbildung 2 - 4, so dass von einem maschineneigenen Verhalten ausgegangen werden kann.

2.6.4 Frequenzabhängiges Spannungs-Dehnungsverhalten des Elastomerbezugmaterials B

Nachfolgend ist das dynamische Spannungs-Dehnungsverhalten der Bezugselastomere anhand des Verhaltes des Speicher- und Verlustmoduls des Base-Layer in ZD über der Frequenz bezogen auf die Lastfälle nach Abbildung 2 - 22 dargestellt.

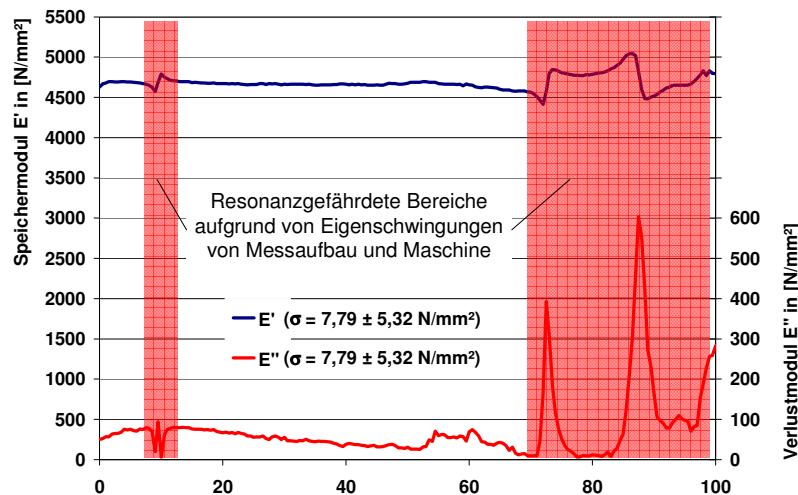


Abbildung 2 - 26: Speicher- und Verlustmodul des Base-Layer für eine Spannungsamplitude von $10,64 \text{ N/mm}^2$ bei einer Maximalspannung von $13,11 \text{ N/mm}^2$ bei $22,5^\circ\text{C}$.

Außerhalb der resonanzgefährdeten Bereiche zeigt der Speichermodul Änderungen um 250 N/mm^2 in seinem Steifigkeitsverhalten, was einer Änderung von ca. 5% des mittleren E-Moduls von 4700 N/mm^2 entspricht und damit innerhalb möglicher Fehlertoleranzen liegt.

Entgegen dem allgemein bekannten Verhalten von Elastomeren wie Gummi, das mit zunehmender Frequenz ein steiferes elastisches Verhalten aufweist, ändert sich das elasto-mechanische Verhalten der Beläge kaum und es fällt in Bereich zwischen 50 Hz und 70 Hz sogar leicht ab.

Der Verlustmodul beschreibt das Hystereseverhalten zwischen Be- und Entlastung. Im untersuchten Frequenzbereich liegt er für den Fall einer „schwachen“ Satinage bei ca. 50 N/mm^2 , ist damit ungefähr 100-mal geringer als der Speichermodul und geht damit kaum in den wirksamen komplexen Modul ein.

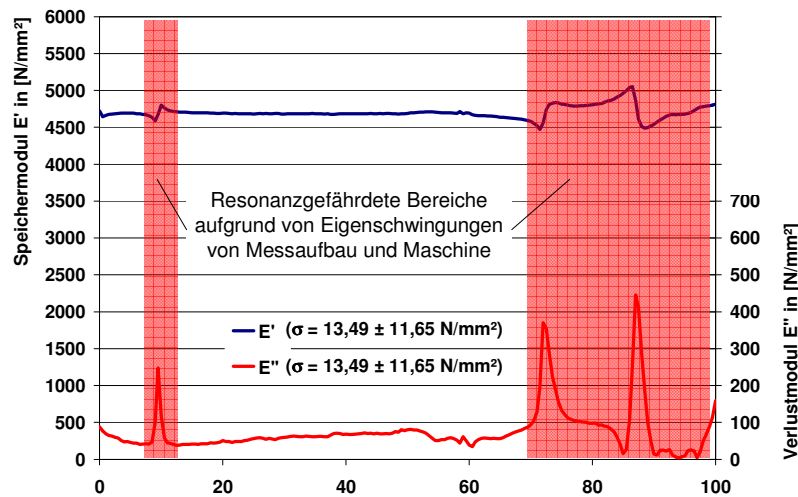


Abbildung 2 - 27: Speicher- und Verlustmodul des Base-Layer für eine Spannungsamplitude von 23,3 N/mm² bei einer Maximalspannung von 25,14 N/mm² bei 23 °C.

Eine erhöhte statische Belastung auf 13,49 N/mm² mit einer schwellenden Belastung von 11,65 N/mm² entspricht den zu satinagerelevanten Linienlasten korrespondierenden Druckspannungen im Nip. Das Elastomerbezugmaterial zeigt in diesem Fall nur sehr geringe Änderungen hinsichtlich des elastischen und visco-elastischen Moduls im Vergleich zu Abbildung 2 - 26.

Im Falle einer Belastung bis zum vom Hersteller vorgesehenen Belastungsgrenzwert sind deutliche Änderungen zu erkennen. Während der elastische Modul um ca. 10% (500 N/mm²) auf ca. 5250 N/mm² ansteigt, verdoppelt sich der Verlustmodul auf ca. 100 N/mm². Trotzdem kann der Verlustmodul immer noch als klein gegenüber dem Speichermodul angesehen werden.

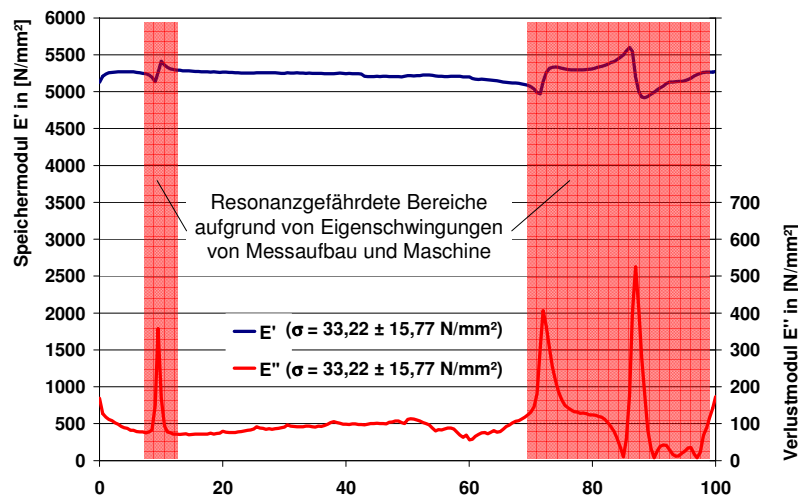


Abbildung 2 - 28: Speicher- und Verlustmodul des Base-Layers für eine Spannungsamplitude von 31,54 N/mm² bei einer Maximalspannung von 48,99 N/mm² bei 21,2 °C.

Die dynamischen Untersuchungen am Base- und Function-Layer in die Richtungen MD, CD und ZD sind im Berichtszeitraum (Stand 10.06.2009) nicht abschließend ausgewertet gewesen. Die dargestellten Ergebnisse zeigen allerdings einen ersten Einblick in das mechanisch-dynamische Verhalten der Bezugmaterialien. Zur weiteren Analyse des Frequenzeinfluss wurde in weiterführenden Untersuchungen mit dem Eplexor der zu untersuchende Frequenzbereich um die resonanzgefährdeten Bereiche reduziert. Der Abschluss der Arbeiten erfolgte im August 2009. Die Ergebnisse können separat angefordert werden.

Aus den vorliegenden Untersuchungen kann nur für sehr langsame Satinageprozesse eine Aussage abgeleitet werden. Bei einem 10 mm breiten Nip sind die ermittelten Materialkennwerte von 70 Hz

lediglich für Bahngeschwindigkeiten von ungefähr 40 m/min aussagekräftig. Industrielle Satinageprozesse beginnen dagegen bei Geschwindigkeiten um 400 m/min. Damit müsste mindestens eine weitere Dekade bis 1000 Hz untersucht werden, um einen Speichermodul für satinagerelevante Geschwindigkeiten zu ermitteln.

Auch wenn die Verläufe im untersuchten Frequenzbereich zeigen, dass der Verlustmodul vernachlässigbar klein ist und der E-Modul mit quasistatischen Versuchen sehr gut angenähert werden kann, vgl. Abbildung 2 - 26 bis Abbildung 2 - 28 (dynamisch) mit Abbildung 2 - 19 (quasistatisch), kann dieses Verhalten nicht auf schnelle Satinageprozesse übertragen werden. Dies zeigen schon die durch die Prüfmaschine und den Prüfaufbau verursachten Eigenfrequenzen. Das Durchfahren von belastungsspezifischen Eigenfrequenz- oder Glasübergangsbereichen kann zu Änderungen im Speicher- und Verlustmodul führen, die Satinagerelevanz besitzen können. Aus diesem Grund wird dringend angeraten weitergehende Untersuchungen bis in Frequenzbereiche über 1000Hz durchzuführen.

2.6.5 Thermo-mechanisch-dynamisches Verhalten des Elastomerbezugmaterials B

Das thermo-mechanisch-dynamische Spannungs-Dehnungsverhalten wird nachfolgend anhand des Verhaltes vom Speicher- und Verlustmodul über der Frequenz, bezogen auf die Lastfälle aus Abbildung 2 - 22, dargestellt.

Auch diese Untersuchungen wurden nur für den Base-Layer in ZD eingepflegt (Stand 10.06,2009). Die weiteren Untersuchungen am Base- und Function-Layer in die Richtungen MD, CD und ZD wurden im August 2009 fertig gestellt und können separat angefordert werden.

Die nachfolgend dargestellten Ergebnisse zeigen das thermo-mechanisch-dynamische Verhalten der Bezugmaterialien. Die als Fehlerbalken dargestellten Streuungen stellen die Standardabweichungen der Ergebnisse über der Frequenz analog zu Abbildung 2 - 26 bis Abbildung 2 - 28 dar.

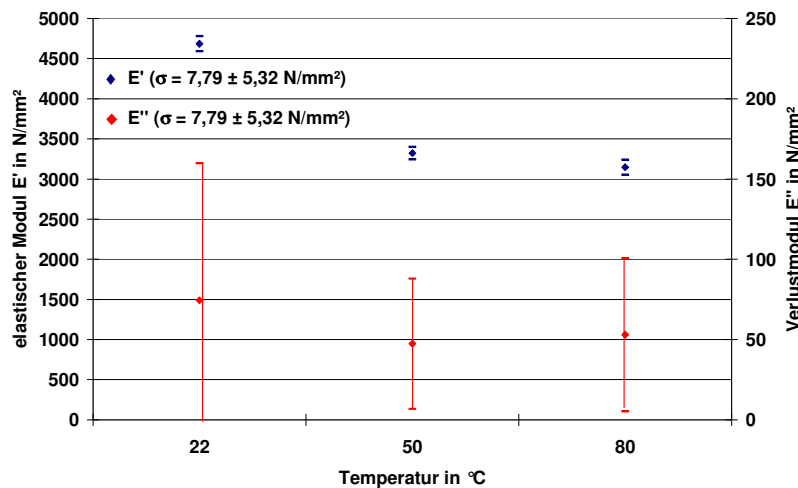


Abbildung 2 - 29: Temperaturabhängigkeit des Speicher- und Verlustmoduls des Base-Layer in ZD für eine Spannungsamplitude von 10,64 N/mm² bei einer Maximalspannung von 13,11 N/mm².

Der Temperatureinfluss auf den Speichermodul des Base-Layer in ZD ist mit einer Erweichung um 1500 N/mm² bei 60°C Temperaturunterschied bedeutend größer, als der Frequenzeinfluss. Aus diesem Grund werden die noch geplanten Messreihen über der Temperatur detaillierter untersucht.

Beim Belastungsfall „schwache“ Satinage reduziert sich der um Faktor 65 kleinere Verlustmodul bei zunehmender Temperatur, vgl. Abbildung 2 - 29.

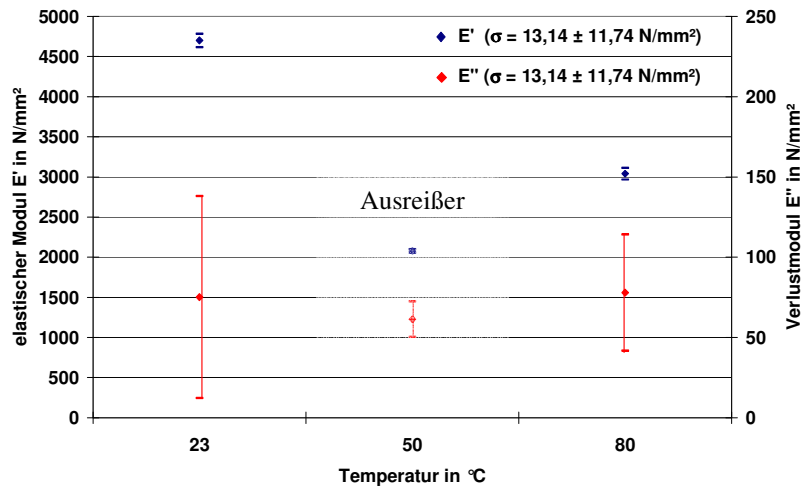


Abbildung 2 - 30: Temperaturabhängigkeit des Speicher- und Verlustmoduls des Base-Layer in ZD für eine Spannungsamplitude von 23,3 N/mm² bei einer Maximalspannung von 25,14 N/mm².

Unter Vernachlässigung des Ausreißers¹¹ bei 50°C in Abbildung 2 - 30 ist das thermomechanische Materialverhalten unter satinagerelevanter Linienlast analog zur „schwachen“ Satinage. Der elastische Modul fällt von ca. 4600 N/mm² auf 3000 N/mm², während der dynamische Modul auf ca. 75 N/mm² konstant bleibt.

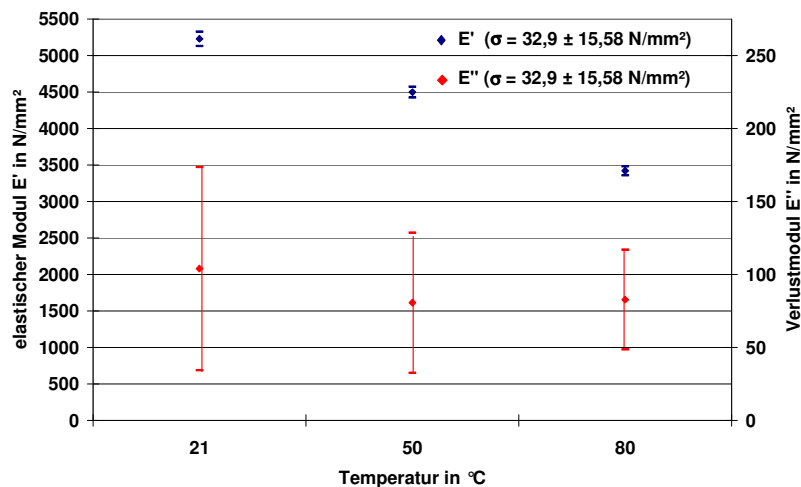


Abbildung 2 - 31: Temperaturabhängigkeit des Speicher- und Verlustmoduls des Base-Layer in ZD für eine Spannungsamplitude von 31,54 N/mm² bei einer Maximalspannung von 48,99 N/mm².

Sehr große Belastungen des Elastomerbezugsmaterials, wie sie in Abbildung 2 - 31 untersucht wurden, führen zu erhöhten elastischen Moduli, wie bereits in Kapitel 2.6.4 beschrieben wurde. Dieser Anstieg führt hinsichtlich des thermisch-mechanisch-dynamischen Verhaltens zu einer nur geringfügig gestiegenen thermischen Erweichung um ca. 1750 N/mm² von 5250 N/mm² auf 3500 N/mm². Auffällig ist der nahezu lineare Abfall des Speichermoduls über der Temperatur, der in Abbildung 2 - 29 eher einem quadratischen Verlauf entsprach.

Abschließend kann vor dem Hintergrund der durchgeführten Analysen die Wichtigkeit der thermomechanischen Untersuchungen klar herausgestellt werden. Eine Steigerung um 60°C bewirkt eine Steifigkeitsreduktion um ungefähr 30%. Aus diesem Grund sollten für weiterführende numerische Simulationen des Nip thermomechanische Kopplungen berücksichtigt werden.

¹¹ Ein Vergleich mit Abbildung 2 - 29 lässt darauf schließen

3 Materialwissenschaftliche Untersuchungen der Referenzpapiere

Zur Identifizierung des **Einflusses von Verweilzeit und Belastungsfrequenz auf den Volumenverlust** wurden experimentelle, datenbasierte und numerische Lösungswege beschritten. Dazu wurden einerseits dynamische Papieruntersuchungen durchgeführt und vorhandenen Datensätze aus dem INFOR-Projekt Nr. 61 weiterführend ausgewertet. Weiterhin war geplant auch aus den vorgenannten numerischen FEM-Prozessmodellen Aussagen für den Einfluss von Verweilzeit und Belastungsfrequenz auf den Volumenverlust zu ermitteln. Die nachfolgend in Kapitel 4 präsentierten Ergebnisse zeigen jedoch, dass dies beim momentanen Stand der Simulationstechnologie noch nicht möglich ist.

Im Verlauf des Projektes wurde deutlich, dass das im INFOR-Projekt 61 als satiniert bezeichnete LWC-Papier falsch geliefert und daher falsch benannt wurde. Es handelt sich dabei um ein gestrichenes, unsatiniertes LWC-Papier. Diese Informationen wurden erst am 15.06.2009, nach Abschluss des INFOR-Projektes Nr. 104 bekannt, so dass im vorliegenden Bericht insbesondere in einigen Grafiken und Diagrammen fälschlicherweise noch die Bezeichnungen „LWC 58 g/m² s“ bzw. „LWC 58 g/m² c“, als **satiniert** (bzw. **calendered**) anstelle „LWC 58 g/m² us ug“ für **unsatiniert** und **ungestrichen** auftauchen. In den Ausführungen des vorliegenden Kapitels wurde dies weitestgehend geändert.

3.1 Mechanisches Verhalten der Referenzpapiere

Die projektrelevanten graphischen Papiere waren jeweils unsatiniertes und satiniertes Papier der Sorten SC 56 g/m², WFC 90 g/m² und WFC 170 g/m², gestrichenes und ungestrichenes LWC-Papier 58 g/m² sowie die Papiere Allegrofiness 90g/m² und Leinekraft 80 g/m². Sie wurden quasistatisch auf ihre papierphysikalischen (mechanischen und optischen) Eigenschaften hin untersucht [1, 21, 23]. Die Papiere Allegrofiness und Leinekraft wurden zudem einer Laborsatinage analog zum INFOR-Projekt Nr. 61 unterzogen [1]. Die Auswertungen sind im Berichtszeitraum noch nicht abgeschlossen gewesen. Geplant ist, die Arbeiten im Herbst 2009 zu beenden und sie in Teilen in der Dissertation von Herrn Niebuhr zum Prognoseverfahren für den Satinageprozess einzubinden.

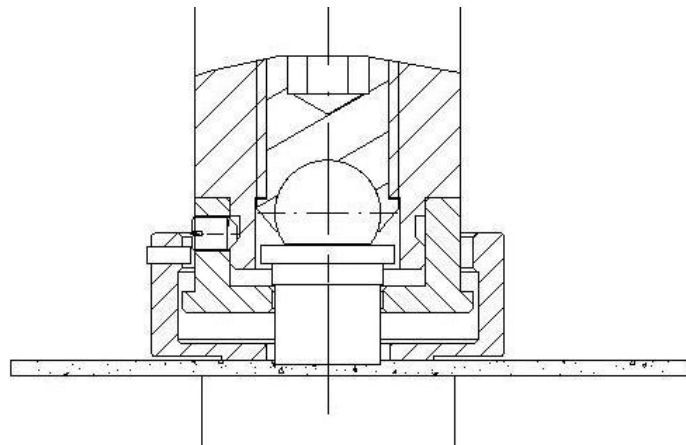


Abbildung 3 - 1: Am LMK entwickelte, selbst justierender Prüfstempel für die Papieruntersuchungen an der Zwick-Prüfmaschine.

3.1.1 Quasistatisches Belastungsverhalten unter ZD-Druck

In Erweiterung zum INFOR-Projekt Nr. 61 wurde insbesondere das satinagerelevante Kraft-Verformungsverhalten in Dickenrichtung mit einem verbesserten Versuchsaufbau nach Niebuhr/Ehlert [23] ermittelt, statistisch ausgewertet und in das zugehörige Spannungs-Dehnungsverhalten transformiert.

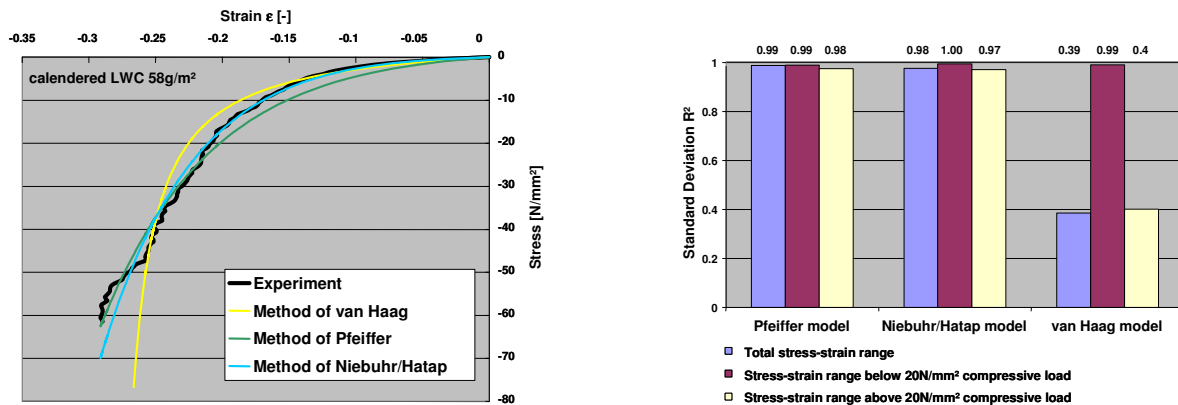


Abbildung 3 - 2: ZD-Druckspannungs-Dehnungsverhalten von gestrichenem LWC-Papier mit zugehörigen Fit-Funktionen nach van Haag, Pfeiffer und Niebuhr/Hatap (links) sowie Genauigkeit der Materialgesetze in unterschiedlichen Lastbereichen (rechts) als Mittelwerte von unsatinieren und satinieren SC 56 g/m², WFC 90 g/m² und WFC 170 g/m² Papieren bzw. ungestrichenem und gestrichenem LWC 58g/m² Papier [23].

Als verbesserte physikalische Formulierung des nichtlinearen Kompressionsverhaltens von Papier in Dickenrichtung (ZD), ermittelten Niebuhr/Hatap [4, 23] den bereits in Gleichung 9 auch für Belagselastomere vorgeschlagenen Ansatz $\sigma(\epsilon) = E_{ini} \cdot \epsilon \cdot e^{-k \cdot \epsilon}$. Damit konnte die bislang für den initialen E-Modul von Pfeiffer [12] bzw. für große Dehnungsbereiche von van Haag [2, 3] zu ungenauen Materialmodelle für das reine Kompressionsverhalten qualitativ verbessert werden, vgl. Abbildung 3 - 2. Der Berechnungsaufwand selbst wurde nicht erhöht. Durch die direkte Ablesbarkeit des initialen E-Moduls konnte sogar ein direkt ables- bzw. abschätzbarer Parameter eingebunden werden, so dass es sich damit um einen semi-physikalischen Ansatz handelt.

Aufgrund der vorangegangenen ausführlichen Analyse des Papierverhaltens im INFOR-Projekt Nr. 61 wird im vorliegenden INFOR-Abschlussbericht Nr. 104 nur im Überblick auf die mit dem verbesserten Testaufbau ermittelten mechanischen Papiereigenschaften in ZD und ihre Satinagebedingten Änderungen insbesondere für die Dickenreduzierung eingegangen.

Das Kraft-Verformungsverhalten der untersuchten satinieren und unsatinieren Papiere, vgl. Abbildung 8 - 11, zeigt, dass die unsatinieren Papiere im Schnitt Stauchungen bis 50 μm unter einer Maximalbelastung von 7 kN erreichen. Die satinieren Papiere erreichen nicht einmal 20 μm . Der Vergleich der unsatinieren Tiefdruckpapiere untereinander zeigt nur geringe Unterschiede im Kraft-Verformungsverhalten. Das untersuchte gestrichene LWC-Papier weist eine ca. 1/3 höhere Stauchung als das satinieren SC-Papier auf und ist ca. 40 % weniger stauchbar, als das ungestrichene Papier. Die Auswertung des Kraft-Verformungsverhaltens ist für eine Analyse des Satinage relevanten Verhaltens nur bedingt aussagekräftig.

Aussagekräftiger ist die Analyse des Spannungs-Dehnungsverhaltens, vgl. Abbildung 3 - 3. Die ungestrichenen unsatinieren Tiefdruckpapiere verhalten sich in ZD sehr ähnlich und das Spannungs-Dehnungsverhalten des gestrichenen LWC-Papiers entspricht dem des satinieren SC-Papiers. Unterschiede sind erst bei Spannungen oberhalb von 10 N/mm² zu verzeichnen. In diesen Bereichen weist das gestrichene unsatinieren LWC-Papier etwas größeres Dehnungsvermögen auf, als das satinieren SC-Papier. Das SC-Papier zeigt im unsatinieren Zustand ein größeres Dehnungspotential im Vergleich mit dem unsatinieren ungestrichenen LWC-Papier. Die WFC-Papiere weisen im unsatinieren Zustand zwar einen großen Dehnungsunterschied von bis zu 7% auf, nach Satinage ist das Verhalten der beiden WFC-Papiere sehr ähnlich. Die unsatinieren Tiefdruckpapiere haben im Vergleich mit den unsatinieren WFC-Papieren ein doppelt so großes Dehnungspotential.

Die Tiefdruckpapiere und die WFC-Papiere unterscheiden sich zudem im Verlauf der Spannungs-Dehnungskurven und in ihrem Dehnungspotential. Während die Tiefdruckpapiere durchweg einen sehr geringen initialen E-Modul besitzen, der über große Dehnungsbereiche konstant bleibt (unsatinieren und ungestrichen ca. 30%, satinieren SC und gestrichen unsatinieren LWC ca. 10%), sind diese initialen Bereiche beim WFC-Papier mit unter 2% bis 4% kaum ausgeprägt.

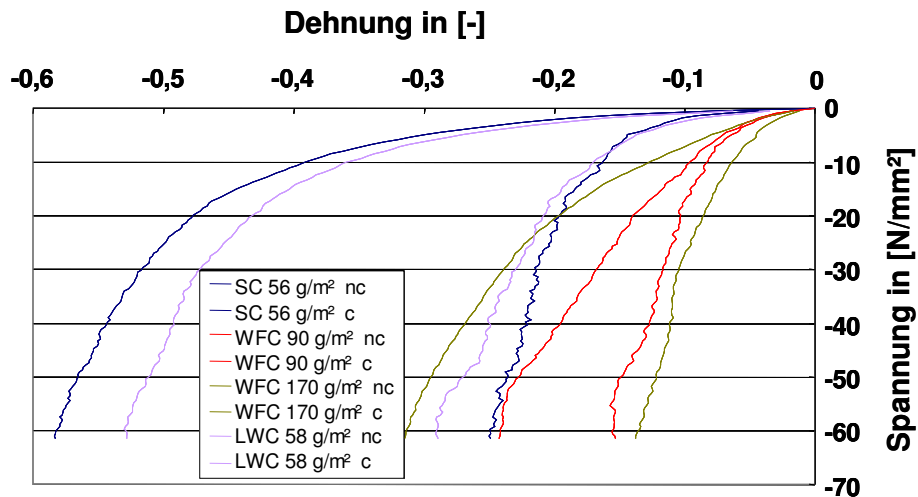


Abbildung 3 - 3: Spannungs-Dehnungsverhalten satiniertes (c) und unsatiniertes (nc) Papiere in Z-Richtung [23].¹²

Der Tiefdruck, bei dem Walzen mit Radien von 120 mm bis 160 mm unter Linienlasten von 120 N/mm² bis 150 N/mm² aufeinander abrollen und eine Nipbreite um 14 mm ausbilden, arbeitet denn auch genau in diesem Lastbereich von 10 N/mm² bis 20 N/mm² Flächenpressung, in dem das satinierte SC- und das gestrichene unsatinierte LWC-Tiefdruckpapier nur geringe Unterschiede in ihrem mechanischen Verhalten aufweisen.

Nachfolgend sind die ermittelten Approximationsfunktionen und das zugehörige Bestimmtheitsmaß aller untersuchten Papiere für jede einzelne Funktion dargestellt. Es zeigt sich, dass lediglich das leichte WFC-Papier (90 g/mm²) mit der vorgeschlagenen Funktion nur befriedigend angenähert wurde, während die anderen Papiere eine gute Näherung aufweisen.

Papiersorte	Approximationsfunktion	initialer E-Modul [N/mm ²]	Bestimmtheitsmaß der Approximationsfunktion
WFC 170g/m ² us, g	$\sigma = 38,00e^{-5,075 \epsilon \epsilon}$	38,002	R ² = 0,9802
WFC 170g/m ² s, g	$\sigma = 48,42e^{-17,395 \epsilon \epsilon}$	48,42	R ² = 0,9704
WFC 90g/m ² us, g	$\sigma = 45,79e^{-7,4282 \epsilon \epsilon}$	45,79	R ² = 0,8884
WFC 90g/m ² s, g	$\sigma = 27,00e^{-18,088 \epsilon \epsilon}$	26,98	R ² = 0,9395
LWC 58g/m ² us, ug	$\sigma = 3,103e^{-6,5348 \epsilon \epsilon}$	3,1	R ² = 0,9638
LWC 58g/m ² us, g	$\sigma = 8,442e^{-11,491 \epsilon \epsilon}$	8,44	R ² = 0,9782
SC 56g/m ² us, ug	$\sigma = 2,535e^{-6,1438 \epsilon \epsilon}$	2,5353	R ² = 0,9768
SC 56g/m ² s, ug	$\sigma = 3,274e^{-17,645 \epsilon \epsilon}$	3,2735	R ² = 0,9871

Tabelle 3 - 1: Durch Regression ermittelte Funktionen für den Ansatz nach Niebuhr/Hatap des Spannungs-Dehnungsverhaltens der unsatinierten (us), satinierten (s), ungestrichenen (ug) und gestrichenen (g) Projektpapiere in Z-Richtung mit Bestimmtheitsmaß R² und zugehörigem initialen E-Modul [4].

Zum Vergleich sind in der nachfolgenden Tabelle die Parameter K1 und K2 sowie der sich ergebende initiale E-Modul für den Ansatz nach Pfeiffer dargestellt.

¹² Fehlbezeichnung: „LWC 58 g/m² c“ muss durch „LWC 58 g/m² us ug“ für **u**nsatiniert und **u**ngestrichen ersetzt werden, lt. Informationen vom 15.06.2009.

Papiersorte	Parameter K_1	Parameter K_2	E_{ini}
WFC 170g/m ² us, g	5,1174	8,0749	40,88
WFC 170g/m ² s, g	4,4468	20,0641	89,06
WFC 90g/m ² us, g	10,9374	7,6634	83,77
WFC 90g/m ² s, g	4,3687	17,2589	75,21
LWC 58g/m ² us, ug	0,1635	11,1152	1,79
LWC 58g/m ² us, g	1,9220	12,0584	22,91
SC 56g/m ² us, ug	0,1694	10,0647	1,7
SC 56g/m ² s, g	0,4474	19,9048	8,75

Tabelle 3 - 2: Durch Regression ermittelte Funktionen für den Ansatz nach Pfeiffer des Spannungs-Dehnungsverhaltens der unsatinierten (us), satinierten (s), ungestrichenen (ug) und gestrichenen (g) Projektpapiere in Z-Richtung und zugehörigem initialen E-Modul [4].

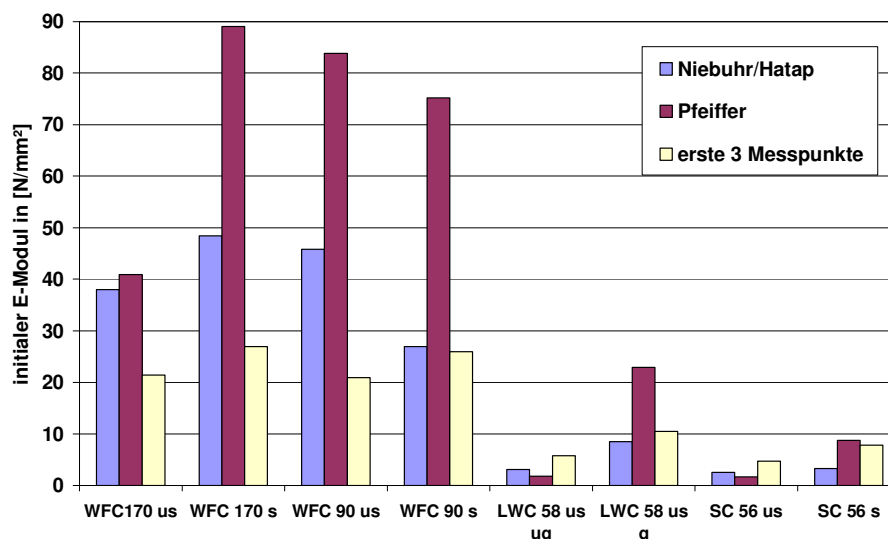


Abbildung 3 - 4: Durch Regression ermittelter initialer E-Modul nach Niebuhr/Hatap, Pfeiffer und interpolativ über die ersten drei Messpunkte.

Der Vergleich der initialen E-Moduli nach Pfeiffer und nach Niebuhr/Hatap mit denen der Regression über die ersten drei Messpunkte zeigt, dass der initiale E-Modul mit dem Ansatz nach Niebuhr/Hatap bei fast allen untersuchten Papieren geringere Abweichungen aufweist, als der Ansatz nach Pfeiffer. Die trotzdem noch groß erscheinenden Messfehler können beim Ansatz nach Niebuhr/Hatap durch direkte Eingabe der abgelesenen Messwerte der initialen E-Moduli reduziert werden. Dabei ist allerdings darauf zu achten, einen nicht zu kleinen Bereich zur Bestimmung des initialen E-Moduls heranzuziehen, da gerade im initialen Bereich eine erhöhte Standardabweichung der Messwerte besteht.

3.1.2 Zusammenhang zwischen Dichte und initialem E-Modul

Die Festigkeit von Papier hängt entscheidend von seinem strukturellen Aufbau ab. Der strukturelle Aufbau ist abhängig vom Fasernetzwerk, vom Füllstoffgehalt, von der Dichte, der Porosität, der Schichtigkeit und weiteren vielfältigen Einflussparametern. Stenberg [16] hat in seiner Dissertation über das Kraft-Verformungsverhalten in ZD den Druck-E-Modul als von der Porosität abhängig angesetzt. Da die Porosität maßgeblichen Einfluss auf die Dichte hat und da sie zudem eine verschmierte Sicht über die Blattdicke darstellt, wurde als **Hypothese** angenommen, dass **die Dichte mit dem initialen E-Modul korrespondiert**.

Um diese Hypothese zu untersuchen, wird der ermittelte initiale E-Modul über die berechnete Dichte der untersuchten Projektpapiere aufgetragen. Damit kann ein möglicher Zusammenhang identifiziert werden.

Abbildung 3 - 5 zeigt die Ergebnisse für die satinierten und unsatinierten sowie für die gestrichenen und ungestrichenen Papiere. Es ist zu erkennen, dass mit zunehmender Dichte der initiale E-Modul steigt, allerdings kann kein direkter linearer Zusammenhang zwischen Dichte und E_{ini} nachgewiesen werden. Die unsatinierten Papiere zeigen eine geringere Dichte als die satinierten Papiere. Außerdem wirkt sich der Strich erhöhend auf den initialen E-Modul aus. Um hierzu eindeutige papierphysikalische Aussagen zu erhalten, sollten weitere Papiersorten untersucht werden.

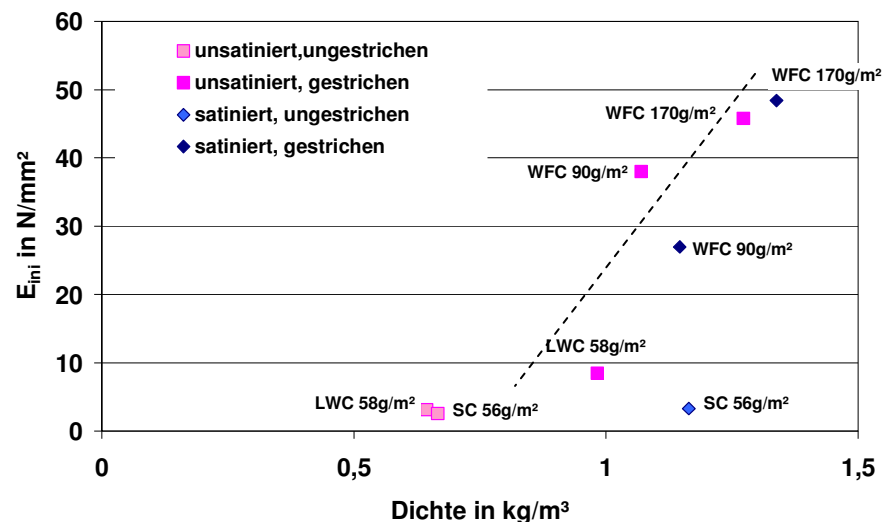


Abbildung 3 - 5: Abhängigkeit des initialen E-Modul von der Dichte des Papiers (für die untersuchten Projektpapiere) [4].

3.1.3 Quasistatisches Be- und Entlastungsverhalten in ZD-Druck

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Be- und Entlastungsversuche der Projektpapiere vorgestellt und ausgewertet. Die Darstellung der Unterschiede zwischen den Eigenschaften der unsatinierten und satinierten Proben derselben Papiersorte bezüglich der plastischen Verformung, bildet den Mittelpunkt der Untersuchung. In Laborversuchen wurde der Zusammenhang zwischen den industriell satinierten und den unsatinierten Papierproben bei satinagerelevanter Druckspannung nachgestellt.

In Tabelle 3 - 3 sind die Spannungs-Dehnungsverläufe der Be- und Entlastungsversuche der untersuchten satinierten und unsatinierten Projektpapiere einander gegenübergestellt. Es wurden je Papier sechs Spannungsstufen durch je 10 bis 12 Einzelmessungen ermittelt, wobei je Papier eine Spannungsstufe in der Nähe der jeweiligen maximalen Satinagedruckspannung angesetzt wurde.

Da die Verläufe der Belastungskurven ähnlich sind und den Ergebnissen der quasistatischen Belastungsversuche aus Kapitel 3.1.1, vgl. Abbildung 3 - 3, entsprechen, wurden die Belastungsäste ohne weitere Unterscheidung blau dargestellt. Die Entlastungsverläufe hingegen sind in den Diagrammen farbig mit den zugehörigen Umkehrspannungen gekennzeichnet.

Beim mechanischen Spannungs-Dehnungsverhalten kann reversibles und irreversibles Verhalten unterschieden werden. Im Falle einer quasistatischen Belastung enthalten beide Anteile zeitabhängige Komponenten. Unter Vernachlässigung dieser zeitabhängigen Komponenten kann das reversible Verhalten als elastisch und das irreversible Verhalten als plastisch angesehen werden.

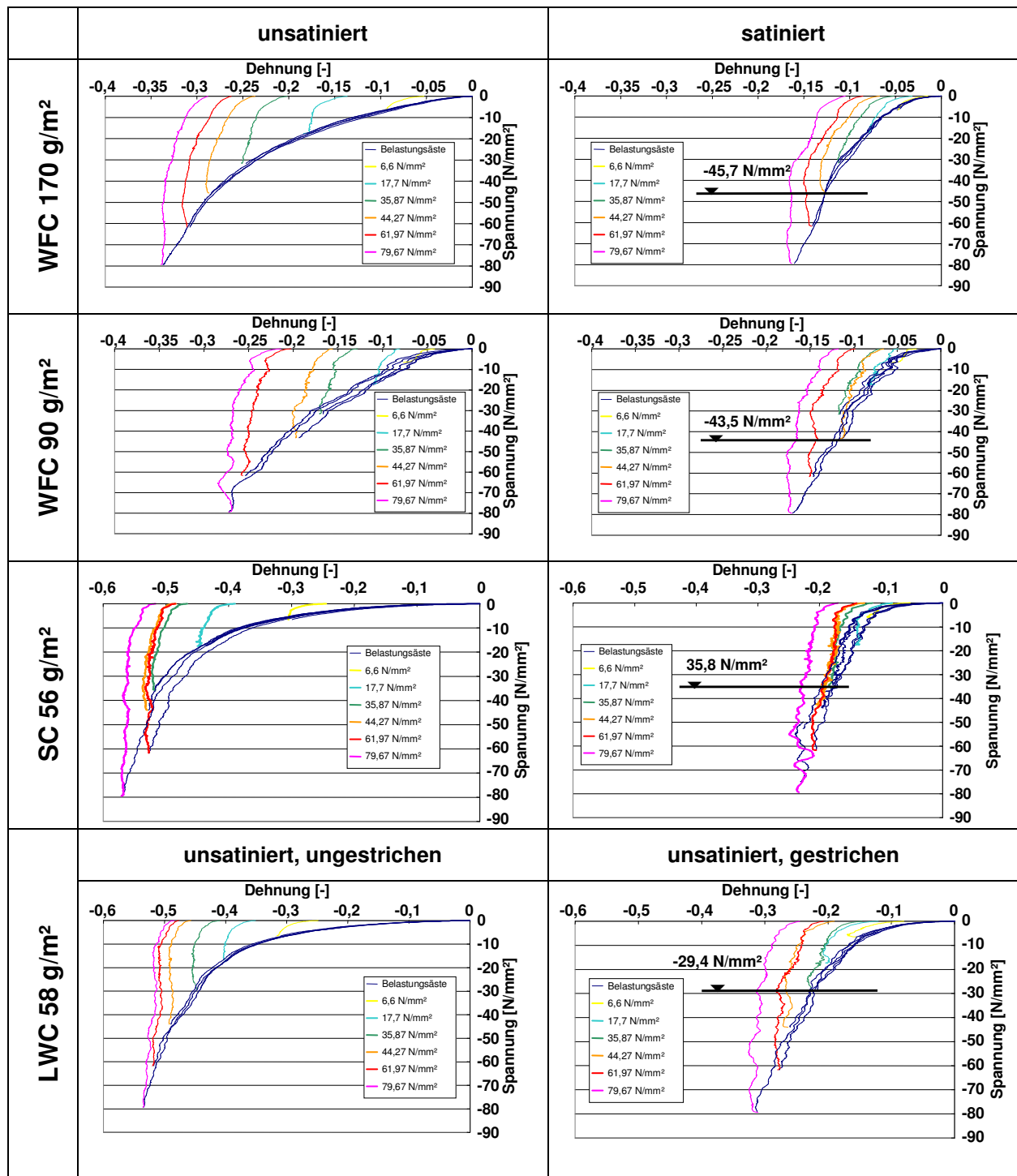


Tabelle 3 - 3: Be- und Entlastungsverhalten der Projektpapiere.

3.1.4 Reversibles und irreversibles Spannungs-Dehnungsverhalten

Die irreversible bzw. plastische Verformung ergibt sich als bleibende Verformung nach Entlastung, während die reversible bzw. elastische Verformung den Anteil der Rückverformung bei Entlastung beschreibt. Trägt man die Umkehrspannung des Be- und Entlastungsversuchs über diesen Verformungsanteilen auf, ergibt sich das reversible bzw. irreversible Spannungs-Dehnungsverhalten.

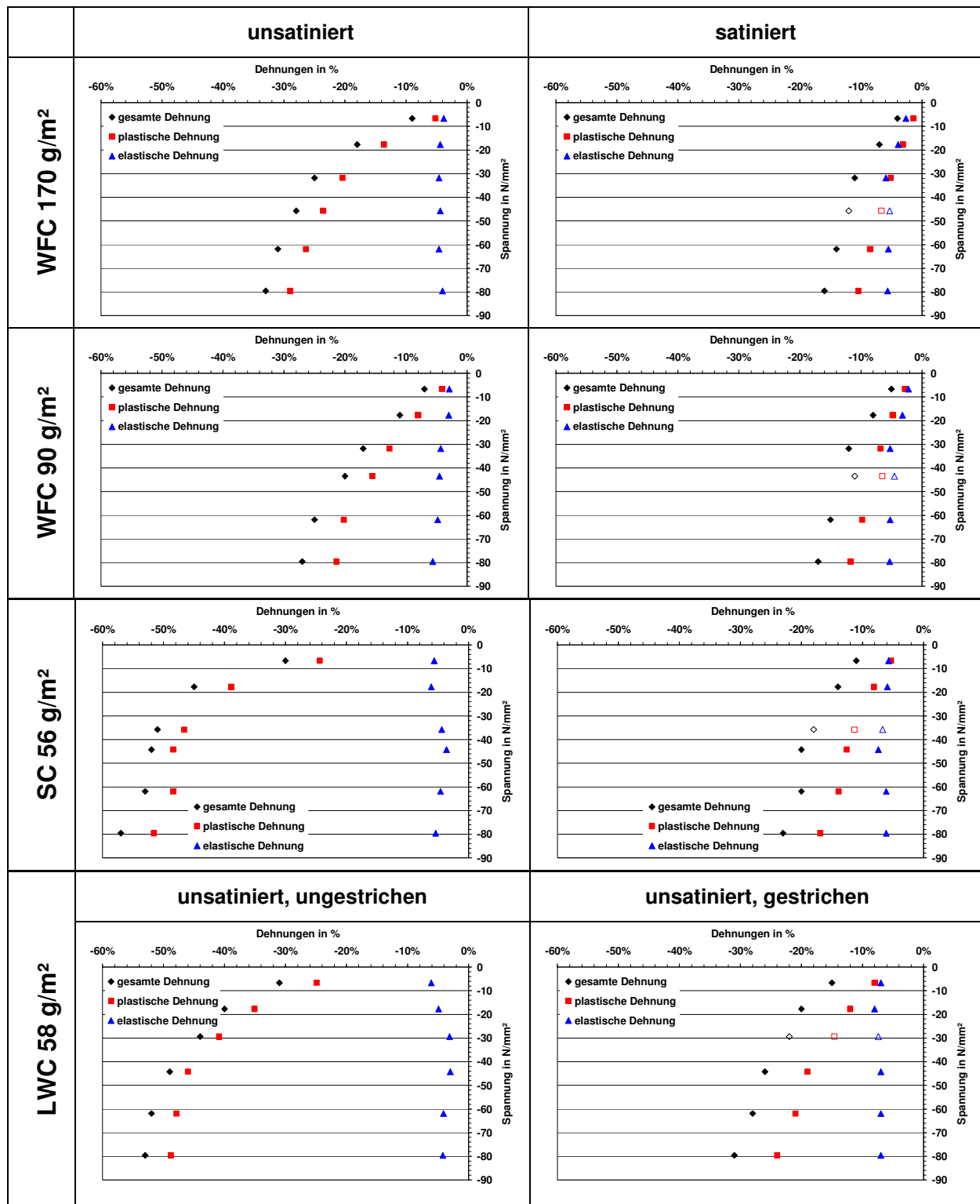


Tabelle 3 - 4: Überblick über die Dehnungsanteile der Projektpapiere.

Aus der Übersichtsdarstellung in Tabelle 3 - 4 lässt sich erkennen, dass die plastischen Dehnungsanteile bei den untersuchten unsatinierten Tiefdruck- und WFC-Papieren stets größer als die elastischen Dehnungsanteile sind. Während die Spannungs-Dehnungsverläufe der plastischen Dehnungsanteile und der Gesamtdehnung progressiv abfallen, scheinen die elastischen Anteile nach Erreichen der elastischen Dehnung konstant zu bleiben.

Um das elastische und plastische Verhalten besser vergleichen zu können, sind in Abbildung 3 - 6 und Abbildung 3 - 7 die elastischen und plastischen Verläufe im direkten Vergleich der Papiersorten untereinander und des Verarbeitungsgrades – unsatiniert und satiniert – dargestellt.

Die Annahme eines auch bei steigender Spannung konstant bleibenden elastischen Dehnungsanteils, wie sie aus der Analyse der Übersichtsdarstellung Tabelle 3 - 4 vermutet wurde, muss in der Detailsicht auf das elastische Spannungs-Dehnungsverhalten, vgl. Abbildung 3 - 6, revidiert werden.

Es bestehen Unterschiede im elastischen Spannungs-Dehnungsverhalten zwischen unsatinierten und satinierten Papieren wie auch zwischen den WFC- und Tiefdruckpapieren.

Im unsatinierten Zustand weist das leichte WFC Papier mit 90 g/m² einen ansteigenden Spannungs-Dehnungsverlauf auf. Von 2,9% elastischer Dehnung bei 6,6 N/mm² steigt der elastische Dehnungsanteil um 2,7% fast linear auf 5,6% bei 80 N/mm². In diesem Bereich scheint der elastische E-Modul für dieses Papier konstant bei 2500 N/mm² zu liegen. Im Gegensatz dazu scheint das dicke WFC-Papier mit 170 g/m² einen konstanten mittleren elastischen Dehnungsanteil aufzuweisen: Die elastische Dehnung steigt von 4% bei 5,6 N/mm² auf 4,5% und fällt bei 80 N/mm² wieder auf 4% ab, so dass nur 0,5% Dehnungsunterschied vorliegt.

Das unsatinierte SC-Papier und das unsatinierte ungestrichene LWC-Papier zeigen im Bereich mittlerer Spannungen bei 45,7 N/mm² mit 3% bis 3,5% ein geringeres elastisches Dehnungsvermögen als bei geringeren (bis zu 6%) bzw. höheren (LWC 4% bzw. SC 5,5%) Spannungen. Die elastischen Rückstellmöglichkeiten werden bei Druckbelastung bis zu einer gewissen Druckspannung abgebaut und steigen dann wieder an. Dabei hat das SC-Papier ein um 0,5% bis 1,5% höheres elastisches Dehnungsvermögen als das LWC-Papier.

Im satinierten Zustand weisen die WFC-Papiere ein durchweg geringeres elastisches Verformungsverhalten auf als das satinierte SC-Papier und das unsatinierte, gestrichene LWC-Papier. Die Unterschiede sind bei kleinen Spannungen größer (3% bis 4%), als bei großen Spannungen (1% bis 2%). Bei allen Papieren steigt die elastische Dehnung mit der Spannung zu Beginn nahezu linear an, ehe sie beim WFC-Papier nach dem Punkt maximaler Dehnung bei 31,8 N/mm² um ca. 0,5% abfallen und dann auf einem konstanten Niveau von 5,6% (WFC 170g/mm²) bzw. 5,1% (WFC 90g/mm²) bleiben. Das unsatinierte, gestrichene LWC-Papier hat seinen Punkt maximaler Dehnung bereits bei 17,7 N/mm² erreicht, während das satinierte SC-Papier diesen erst bei 44,2 N/mm² erreicht. Damit verhalten sich alle satinierten Papiere und das gestrichene unsatinierte LWC-Papier was den Spannungs-Dehnungsverlauf anbelangt in etwa gleich.

Auffällig ist die Nähe der Satinagespannung zur Spannung bei maximaler elastischer Dehnung. Bei den gestrichenen Papieren LWC und WFC befinden sich die Satinagespannungen oberhalb der Spannung der maximalen elastischen Dehnung, beim SC-Papier unterhalb. Ab der Satinagespannung von 30 N/mm² beim LWC bzw. 45 N/mm² beim WFC kann bei gestrichenen Papieren ein etwa konstantes elastisches Dehnungsverhalten angenommen werden, während beim ungestrichenen SC-Papier dieser Bereich erst bei 60 N/mm² beginnt.

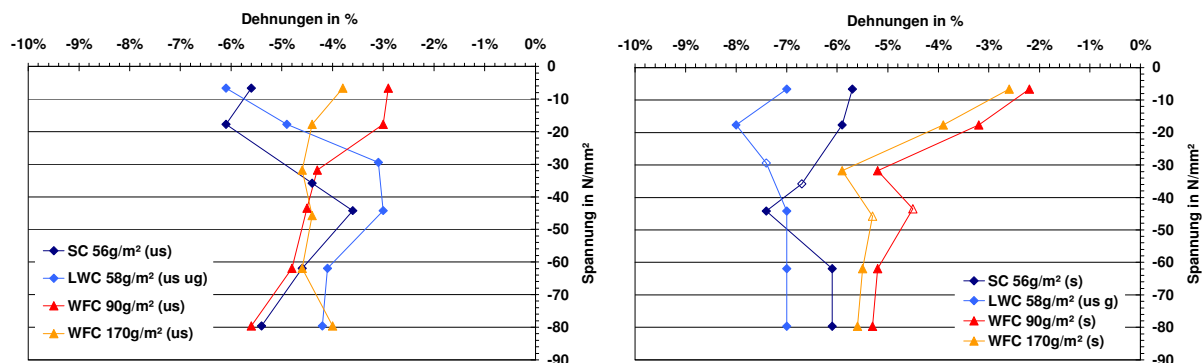


Abbildung 3 - 6: Elastische Dehnung der Projektpapiere in Abhängigkeit von der Spannung. Die offenen Markierungen kennzeichnen die maximalen Spannungen, mit denen die Projektpapiere satiniert wurden.

Angemerkt sei noch, dass eine für das elastische Spannungs-Dehnungsverhalten zu entwickelnde Materialbeschreibung davon ausgehen muss, dass bei einer Belastung von 0 N/mm² auch 0% elastische Dehnung vorliegen. Dies zeigt, dass die Spannungs-Dehnungsverläufe für eine Identifikation des initialen Bereiches bis 6,6 N/mm² feiner unterteilt werden müssen. Im Rahmen dieser Arbeit ist das aus zeitlichen und kapazitiven Gründen nicht mehr erfolgt.

Der aus dem in Tabelle 3 - 3 dargestellten Be- und Entlastungsverhalten in Spannung und Dehnung ermittelte irreversible Dehnungsanteil, vgl. Tabelle 8 - 1, entspricht dem plastischen Verhalten der Projektpapiere und ist in Abbildung 3 - 7 aufgetragen.

In allen untersuchten Projektpapieren sind die plastischen Dehnungen der satinierten Papiere um Faktor 2 bis 3 kleiner als die der unsatinierten. Dies trifft ebenfalls auf das LWC-Papier zu, das gestrichen kleinere Dehnungen aufweist als ungestrichen.

Die unsatinierten Papiere erfahren in den Anfangsphasen der Belastung hohe plastische Dehnungen und die Zunahme der plastischen Dehnung wird mit steigender Spannung kleiner. Die satinierten Papiere dagegen haben über den gesamten Bereich eine nahezu konstante Zunahme an plastischer Dehnung, so dass die Steigung der Kurven bei den satinierten Papieren als nahezu konstant anzusehen ist.

Im Gegensatz zum schwierig zu beschreibenden elastischen Verhalten, konnte sowohl im unsatinierten wie auch im satinierten Zustand ein quadratischer Zusammenhang für die Projektpapiere der Form

$$\sigma = -a\varepsilon_{pl} + b\varepsilon_{pl} \quad (3-23)$$

mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2_{n=6} = 0,983 \pm 0,014$ zwischen plastischer Dehnung und aufgebrachtter Spannung ermittelt werden. Für die plastische Dehnung kann also der zu Gleichung 3-23 inverse Zusammenhang der Form $\varepsilon_{pl} = f(\sqrt{\sigma})$ in Abhängigkeit von der Dehnung angenommen werden mit der allgemeinen Lösung:

$$\varepsilon_{1/2pl} = \frac{b}{2a} \mp \sqrt{\left(\frac{b}{2a}\right)^2 - \frac{\sigma}{a}} \quad (3-24).$$

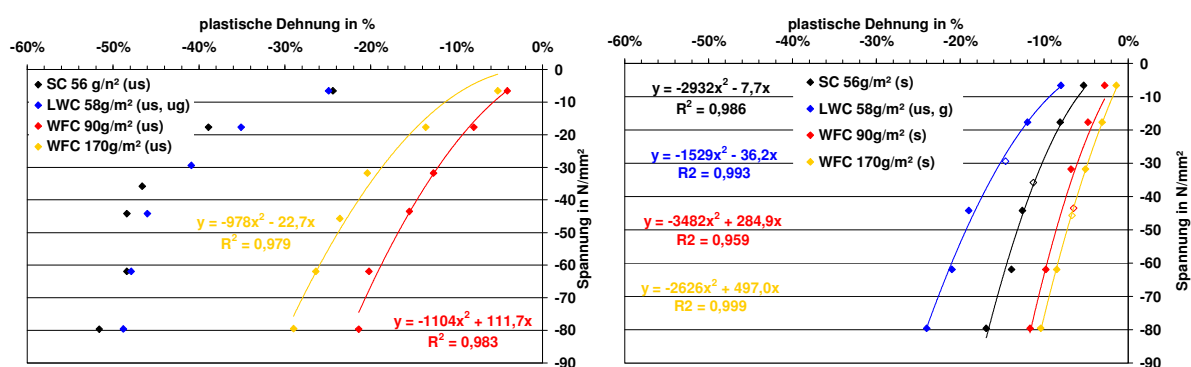


Abbildung 3 - 7: Plastische Dehnung der Projektpapiere in Abhängigkeit von der Spannung. Die offenen Markierungen kennzeichnen die maximalen Spannungen, mit denen die Projektpapiere satiniert wurden.

Die satinierten Papiere wurden auf Industriekalandern satiniert, was ihre innere Struktur im Gegensatz zum unsatinierten Papier stark verändert. Bei gleicher Grammatur und Strichstärke sind die satinierten Papiere dünner und dichter in ihrer Struktur. Je dichter das Papier desto mehr Widerstand kann es den Druckspannungen entgegensetzen. Wird ein unsatiniertes Papier mit Druckspannungen, die oberhalb der satinagerelevanten Spannungen liegen, belastet, kommt es in der Struktur des Papiers

zu ähnlichen Verfestigungen wie bei der Satinage. Das bedeutet, dass das unsatinierte Papier erst nach Erreichen einer der Satinage entsprechenden Druckspannung ähnliche Struktureigenschaften besitzt und dann erst Ähnlichkeiten im mechanischen Verhalten zwischen unsatiniertem und satinier-tem Zustand zu erkennen sind.

Um dieses Verhalten näher zu identifizieren und darstellen zu können, wird nachfolgend die Papierdicke im unsatinierten und satinierten Zustand analysiert.

3.1.5 Resultierende Papierdicken nach Be- und Entlastung

Bei den unsatinierten und satinierten Papieren einer Sorte handelt es sich um dasselbe Papier, das im satinierten Zustand den Verarbeitungsschritt der Satinage durchlaufen hat. Das unsatinierte LWC-Papier wurde gestrichen und ungestrichen zur Verfügung gestellt. Somit unterscheiden sich neben den mechanischen Eigenschaften insbesondere Dicke und Dichte bzw. Porosität.

Die Gegenüberstellung der Papierdicken nach Belastung zeigt, dass sich die Papiere nach Belastung mit einer Spannung größer gleich der Satinagespannung nahezu identisch verhalten, vgl. Abbildung 3 - 7. In dieser Darstellungsform ist derartige Verhalten allerdings nur schwer zu erkennen. Daher werden die Dicken der Papiere zur weiteren Analyse herangezogen, die ab einer bestimmten Druckspannung, der Satinagedruckspannung, zwischen unsatiniertem und satinier-tem Papier einen identischen Verlauf aufweisen müssten. Voruntersuchungen hierzu hat Sjöberg durchgeführt [15]. In ihrer Arbeit stellt sie die innerhalb eines Kalandernips auftretende Papierverformung mittels reiner Drucksatinage in einer Presse („platten press“) nach.

Zur Analyse der Papierdicken wurde die absolute Verformung nach Belastung ermittelt und von den jeweiligen Anfangsdicken der Proben subtrahiert. Dies ergibt die Dicke nach Belastung.

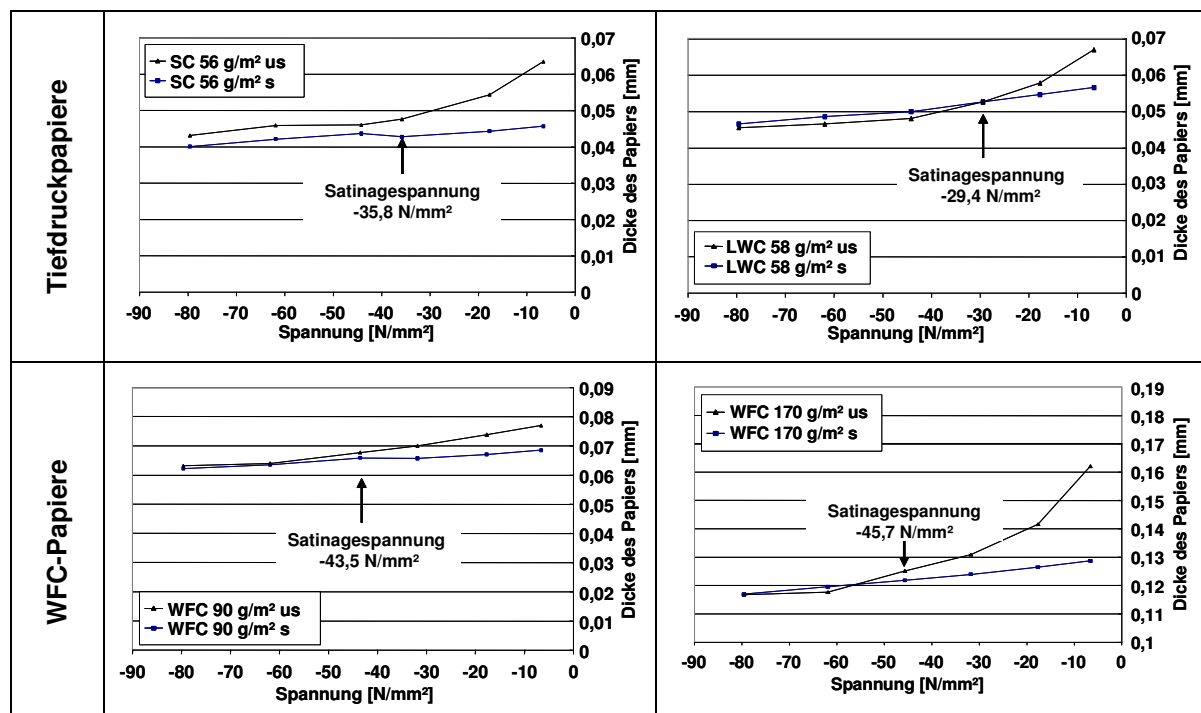


Tabelle 3 - 5: Überblick über die Dickenänderung der Projektpapiere durch Drucksatinage.¹³

Die Dicke der untersuchten Projektpapiere nimmt mit zunehmender Druckspannung ab. Dieses Verhalten ist bei den unsatinierten Papieren wie erwartet sehr viel stärker ausgeprägt als bei den satinier-ten Papieren. Der Grund liegt in den zuvor beschriebenen größeren plastischen Dehnungsanteilen der unsatinierten Papiere.

¹³ Fehlbezeichnung: „LWC 58 g/m² c“ muss durch „LWC 58 g/m² us ug“ für **uns**atiniert und **unge**strichen ersetzt werden, lt. Informationen vom 15.06.2009.

Nach Erreichen der Satinagespannung verläuft die Dicke mit zunehmender Spannung für die unsatinierten und für die satinierten Papiere ähnlich.

Beim SC-Papier ist auffällig, dass die durch Satinage im Kalanderverursachte Dickenreduzierung durch reine Drucksatinage nicht erreicht wird und ein mittlerer Dickenunterschied von $1,5\text{ }\mu\text{m}$ bis $4\text{ }\mu\text{m}$ verbleibt. Vor dem Probenumfang von 10 bis 12 Proben je Messpunkt erscheint ein Fehler infolge auftretender Dickenprofile zwar möglich aber unwahrscheinlich, so dass davon ausgegangen werden kann, dass die industrielle Satinage für SC-Papiere eine größere Dickenreduzierung bewirkt.

Die Analyse des gestrichenen und ungestrichenen LWC-Papiers zeigt, dass die Streichfarbe bei höheren Drucklasten zu geringeren plastischen Verformungen führt. Zudem ist das Papier im ungestrichenen Zustand geringfügig dicker.

Die Ergebnisse der Dickenuntersuchung zeigen, dass diese Analyse auch angewendet werden kann, um die maximale Satinagespannung zu identifizieren.

3.2 Untersuchungen zum mechanisch-dynamischen Papierverhalten

Für die weiterführenden dynamischen Untersuchungen werden das relevante viskoelastische Verformungsverhalten bei Belastungen bis 20 N/mm^2 und Belastungsfrequenzen bis 100 Hz über DMTA-Analysen ermittelt, um den Einfluss der Verweilzeit und der Belastungsfrequenz zu untersuchen.

Die Ergebnisse zu den Projektpapieren liegen bislang nicht vor. Neben Verzögerungen infolge des Neujustierens der Prüfmaschine wegen der selbstgebauten Stempel, bereiten insbesondere die bezüglich dünner Papiere relativ groß erscheinenden Dehnungsfehler von $2\text{ }\mu\text{m}$, wie sie in Abbildung 2 - 24 (Kapitel 2.6.3) dargestellt wurden Schwierigkeiten für die Aussagekraft der Messungen an dünnen Papieren. Aus diesem Grunde wurden die Versuche mit dem Karton GD3 (300 g/m^2) durchgeführt. Dieser besitzt eine Dicke von $350\text{ }\mu\text{m}$, wodurch der absolute Fehler von ca. $2\text{ }\mu\text{m}$ relativ gesehen nur ca. 1% Dehnungsfehler ausmacht.

Nachfolgend sind in Abbildung 3 - 8 die Speichermodule von elf vermessenen Frequenzbereichen des Kartons GD3 dargestellt. Der Speichermodule für eine geringe Belastung von $3,48\text{ N/mm}^2 \pm 1,17\text{ N/mm}^2$ (statisch $\pm$ dynamisch) liegt zwischen 110 N/mm^2 und 160 N/mm^2 .

Das Durchfahren unterschiedlicher Frequenzgänge von $0,1\text{ Hz}$ bis 100 Hz bei einer vorgegebenen Belastung verfestigt das Papier mit zunehmender Prüfdauer und zunehmender Anzahl der Messungen im Frequenzbereich. Sehr deutlich ist dieses Verhalten zu Beginn der Messkurven in Abbildung 3 - 8 zu erkennen. Die Kurven weisen einen degressiven Anstieg des Speichermoduls über der Frequenz auf. Je weniger Frequenzen abgefahren werden, umso niedriger erscheint der Speichermodule, vgl. Abbildung 3 - 8.

Dieses im stark elastoplastischen Werkstoffverhalten von Papierwerkstoffen gründende Problem zeigt, dass der allgemeine Messverlauf am Eplexor für das Nachfahren einer satinagenahen Belastung an Papier ungeeignet erscheint.

Eine weitere Problematik für Papieruntersuchungen stellt die Anzahl der durchfahrenen Zyklen für einen Messpunkt dar. Diese Größe hängt davon ab, wann im Kraft-Verformungsverlauf eine geschlossene Hysterese auftritt. Diese wird dann mehrfach abgefahren. Über die einbeschriebene Fläche der Hysterese wird die Verlustenergie und damit der Verlustmodule und über die Fläche unter der Hysterese wird die gespeicherte Energie und damit der Speichermodule errechnet. Es kann davon ausgegangen werden, dass eine geschlossene Hysterese nur bei vollständiger Konditionierung auftritt. Daher wird in aktuellen Experimenten versucht, durch Vorkonditionierung der Proben dieses Problem zu umgehen. Dazu werden zwei Messungen nacheinander gefahren und nur die zweite Messung wird berücksichtigt. Allerdings zeigen schon die Ergebnisse aus Abbildung 3 - 8, dass durch eine Konditionierung zu hohe E-Module gemessen werden. Weiterhin soll eine multiparametrische Regressionsanalyse erfolgen, um Vorbelastungen berücksichtigen zu können.

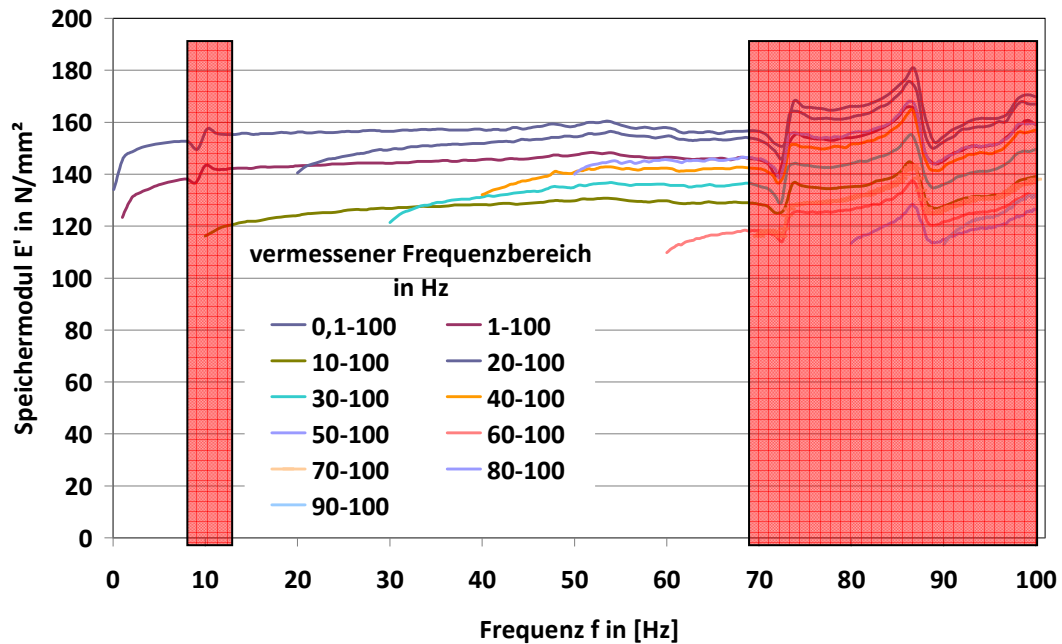


Abbildung 3 - 8: Abhängigkeit des Speichermoduls in ZD des Kartons GD3 (300 g/m²) unter einer Belastung von 3,48 N/mm² ± 1,17 N/mm² (statisch ± dynamisch) von der Vorbelastung im Frequenzsweep.

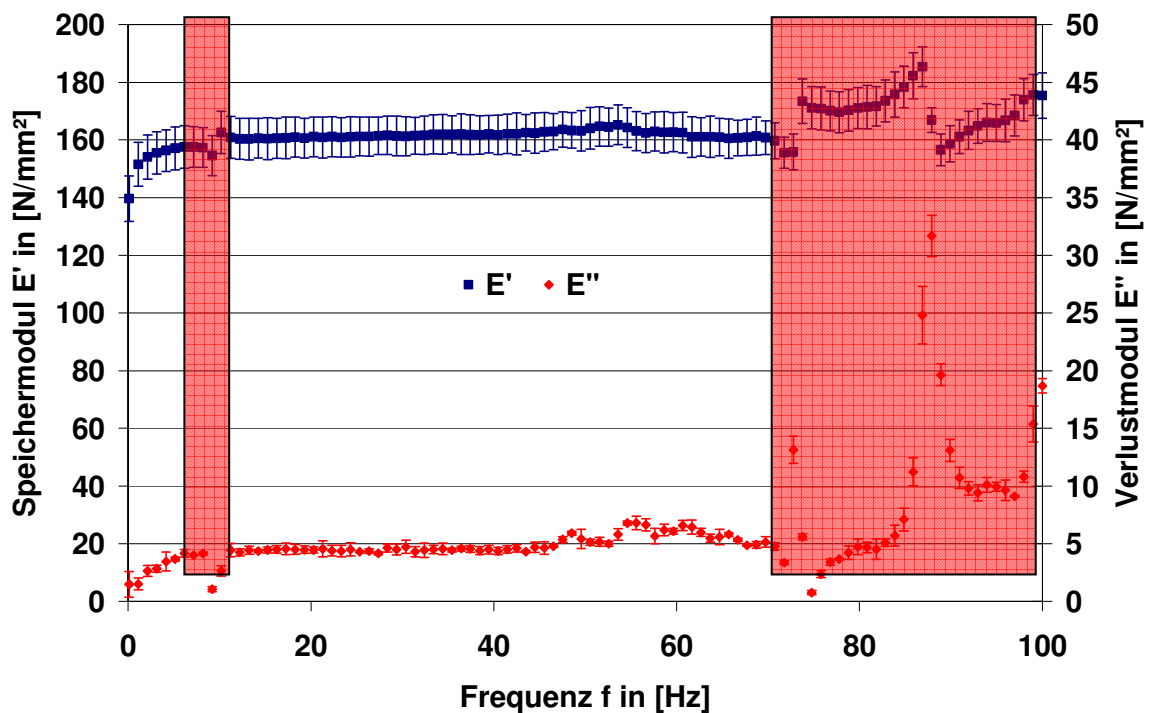


Abbildung 3 - 9: Speicher und Verlustmodul in ZD bei einer Belastung von 3,49 N/mm² ± 1,17 N/mm² (statisch ± dynamisch)

3.3 Bedruckbarkeitsanalyse

Zur Identifizierung des Dehnschlupfeinflusses auf das Satinageergebnis von Glätte und Glanz wurden in einem ersten Schritt die Ergebnisse von im Labor erzeugter reiner Drucksatinage mit der industriellen Satinage einander gegenübergestellt.

Für die Bedruckbarkeitsanalyse wurden die Papierproben eingesetzt, die bei den Be- und Entlastungsversuchen (vgl. Tabelle 3 - 3) untersucht worden sind. Diese Proben wurden so präpariert, dass nach den Be- und Entlastungsversuchen die Druckstellen eindeutig bestimmbar waren. Nach Vermessung des Spannungs-Dehnungsverhaltens, vgl. Kapitel 3.1.3, bei dem die Druckspannungen mittels eines hochgradig polierten Stempels (Mittenrauigkeit $\sim 0,1 \mu\text{m}$, Durchmesser 12 mm) aufgebracht wurden, wurden Rauheit und Glanz an den komprimierten Proben untersucht. Mit diesem Verfahren kann analog zu Sjöberg [15] eine Art reiner Drucksatinage nachgestellt werden und es können die satinierten mit den unsatinierten Papieren in ihren Eigenschaften verglichen werden und die Änderung der untersuchten Bedruckbarkeitseigenschaften untersucht werden. Da sowohl die satinierten wie auch die unsatinierten Papiere mit der Belastung der Drucksatinage beaufschlagt wurden, bieten sich drei Auswertemöglichkeiten an. Zum Einen können die Eigenschaften des drucksatinierten Papiers¹⁴ mit denen des industriell satinierten Papiers verglichen werden. Zum Anderen kann ermittelt werden, inwiefern die vergangene Zeit nach Probennahme (ca. 3 Jahre) eine Rückstellung der Bedruckbarkeitseigenschaften in Glanz und Rauheit bewirkt. Nicht zuletzt kann über die Verläufe ermittelt werden, ob die angegebene Satinagespannung optimal gewählt wurde, oder ob noch weiteres Potential in den Bedruckbarkeitseigenschaften besteht.

Die vorbereiteten numerischen Prozessmodelle zur Identifizierung des Einflusses des Dehnschlupfes auf das Satinageergebnis können erst nach Klärung der physikalischen Beziehungen zwischen den mechanischen Parametern und den Bedruckbarkeitsparametern generiert, berechnet und hinsichtlich ihres Einfluss auf die Glanz- und Glättebildung ausgewertet werden. Diese Prozessmodelle wurden in Kapitel 4 als Strukturmodelle weitestgehend vorbereitet, um auftretende Schwierigkeiten der Modellbildung und Simulation bereits in frühen Phasen abzuschätzen. Sie enthalten die wichtigsten Konstruktionselemente wie die Walzenkerne, die Beläge mit ihrem Belagsaufbau und das Papier.

3.3.1 Rauheits- bzw. Glätteanalyse

Während Glätte als Grad der Annäherung an eine ideale Oberfläche beschrieben werden kann, bezeichnet die Rauheit den materialwissenschaftlich gebräuchlicheren komplementären Begriff zur Glätte. Für Papier und Pappe gibt es unterschiedliche Messverfahren zur Bestimmung der Rauheit.

Aufgrund der kleinen runden Messfläche die zur Messungen der Rauheit zu Verfügung steht, konnten die in der Papierindustrie üblichen Rauheitsmessgeräte, wie Bekk¹⁵, Bendtsen¹⁶ oder PPS¹⁷, nicht eingesetzt werden. Als geeignet erwies sich die Rauheitsanalyse mittels Laserprofilometer, vgl. Abbildung 3 - 10. Mit einem Laserprofilometer können Flächenscans zur optischen Bestimmung der Rauigkeit durchgeführt werden, die an die vorhandene Druckstempelfläche nach Abbildung 3 - 1 mit einem Durchmesser von 12 mm angepasst werden können. Die Messungen wurden schließlich am Laserprofilometer LSFL02 in der Firma Stora Enso in Hagen Kabel im Papierlabor durchgeführt.

Nach Be- und Entlastung wurden die Druckflächen für die Messungen am Laserprofilometer gekennzeichnet, denn abhängig von der Höhe der Druckbelastung waren die Druckstellen zur Positionierung im Laserprofilometer optisch nicht immer eindeutig bestimmbar. Aus zeitlichen Gründen¹⁸ und da das Gerät in der Produktion eingebunden war, wurden je zwei Messungen am unbelasteten Papier und je zwei Messungen pro Spannungsstufe durchgeführt. Die erfassten Daten wurden mit der Software "Surf App" ausgewertet und dokumentiert.

Die untersuchte Prüffläche wurde zu 3 mm x 3 mm gewählt, dabei wurde aus einzelnen Linienscans ein Flächenscan assembliert. Dieser bestand insgesamt aus 50 Linienscans je Millimeter. Ein Linienscan bestand wiederum aus Messpunkten im Abstand von 0,005 mm. Bei einer Fläche von 3 mm*3 mm werden also 150 Linienscans mit 600 Messpunkten je Linienscan erfasst.

Die Oberfläche des Druckstempels wurde ebenfalls mit dem Laserprofilometer gescannt. Sein S_a -Wert wurde zu $0,1 \mu\text{m}$ bestimmt. Somit kann ein Bezug zwischen den Rauigkeiten von Papier- und Stem-

¹⁴ Unsatinierte Proben werden über Be- und Entlastungszyklus drucksatiniert.

¹⁵ DIN 53107 „Prüfung von Papier und Pappe, Bestimmung der Glätte nach Beck“, Oktober 2000

¹⁶ DIN 53108 „Prüfung von Papier und Pappe, Bestimmung der Rauheit nach Bendtsen“, Januar 1995

¹⁷ PPS, „Parker Print Surf“ ISO 8791/4 (Paper and board, Determination of roughness/smoothness (air leak methods), Part 4: Print-surf method) and TAPPI T555 (Roughness detection, print-surf type)

¹⁸ Eine Messung dauerte ca. 15 Min. (2 x 4 Papiersorten wurden untersucht, d.h. gesamt ca. 28 Std.)

peloberfläche hergestellt werden. Theoretisch betrachtet darf keine Probe den Rauigkeitswert des Stempels unterschreiten.

Zur Analyse wurde der S_a -Wert herangezogen, der von der Software "Surf App" des Laserprofilometers ermittelt wurde. Beim S_a -Wert handelt es sich um den auf eine zweidimensionale Messung übertragenen Mittenrauwert R_a , vgl. EUR 15178 EN. Der Mittenrauwert R_a ist definiert als der arithmetische Mittelwert der absoluten Beträge der Abstände y_i des Ist-Profiles vom mittleren Profil, vgl. DIN EN ISO 4287 (1998).

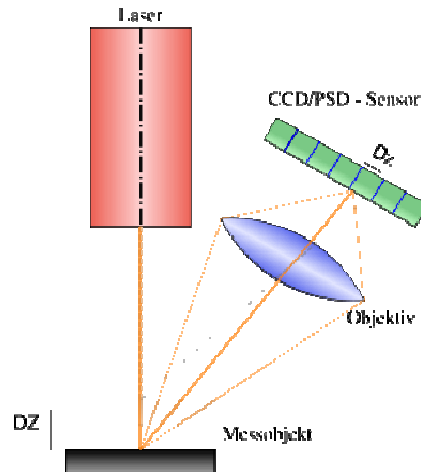


Abbildung 3 - 10: Prinzipdarstellung der Lasertriangulation. Der Laserstrahl wird auf das Messobjekt projiziert, das Objektiv bildet den Lichtfleck auf den CCD- oder PSD-Sensor ab. Eine Verschiebung des Objekts führt auch zu einer Verschiebung des Bildes auf dem Sensor [4].

Die experimentell ermittelten Mittelrauheitswerte S_a der untersuchten WFC- und Tiefdruckpapiere sind in Abbildung 3 - 10 jeweils für die Oberseite der unsatinierten und die satinierten Papiere einander gegenübergestellt.

Es zeigt sich, dass die unbelasteten Projektpapiere im unsatinierten Zustand eine etwa doppelt so hohe Rauigkeit besitzen als im satinierten Zustand. Das SC-Papier hat keine aufgetragene Strichschicht und hat damit einen Prozessschritt weniger durchlaufen. Es ragt mit seiner im Vergleich zum satinierten Zustand ca. 3,5-mal höheren Rauigkeit im unsatinierten Zustand aus dem Pool der untersuchten Papiere heraus. Die beiden satinierten WFC-Papiere besitzen mit $0,35\ \mu\text{m}$ bis $0,4\ \mu\text{m}$ die höchste Glätte, gefolgt vom satinierten SC-Papier. Das unsatinierte LWC-Papier erscheint mit $4\ \mu\text{m}$ im ungestrichenen wie auch mit $1,7\ \mu\text{m}$ im gestrichenen Zustand am rauesten. Kontrollmessungen mit dem PPS-Verfahren ergaben für das ungestrichene LWC-Papier eine Rauheit von $8,08\ \mu\text{m}$ bzw. $5,92\ \mu\text{m}$ und für das Gestrichene eine Rauheit von $9,27\ \mu\text{m}$ bzw. $8,05\ \mu\text{m}$ für die Ober- bzw. Unterseite.

Die Zeit nach Probennahme (ca. 3 Jahre) kann zu einer Rückstellung der Bedruckbarkeitseigenschaft Glätte bzw. Rauheit führen. Ursache hierfür können Temperatur-, Feuchte- und belastungsinduzierte Kriech- und Schwindphänomene sein, die die durch die Satinage eingeprägten Spannungen und Verformungen allmählich wieder freisetzt. Da das Papier allerdings in Normumgebung gelagert wurde, können größere klimatische Schwankungen ausgeschlossen werden. Derartige zeitabhängige Effekte können über eine Analyse der Rauigkeitsänderungen der satinierten Papiere im Bereich unterhalb der industriell aufgetragenen maximalen Satinagespannung ermittelt werden. Die Analyse zeigt, dass durch Drucksatinage das satinierte schwere WFC-Papier mit $170\ \text{g/mm}^2$ um ca. $0,07\ \mu\text{m}$ an Glätte gewinnt. Das bedeutet, dass es einen zeitabhängigen Anstieg der Rauigkeit um ca. 30% gibt. Das SC-Papier und das leichte WFC-Papier weisen keine messbaren zeitabhängigen Verluste hinsichtlich der Bedruckbarkeitseigenschaft Glätte auf.

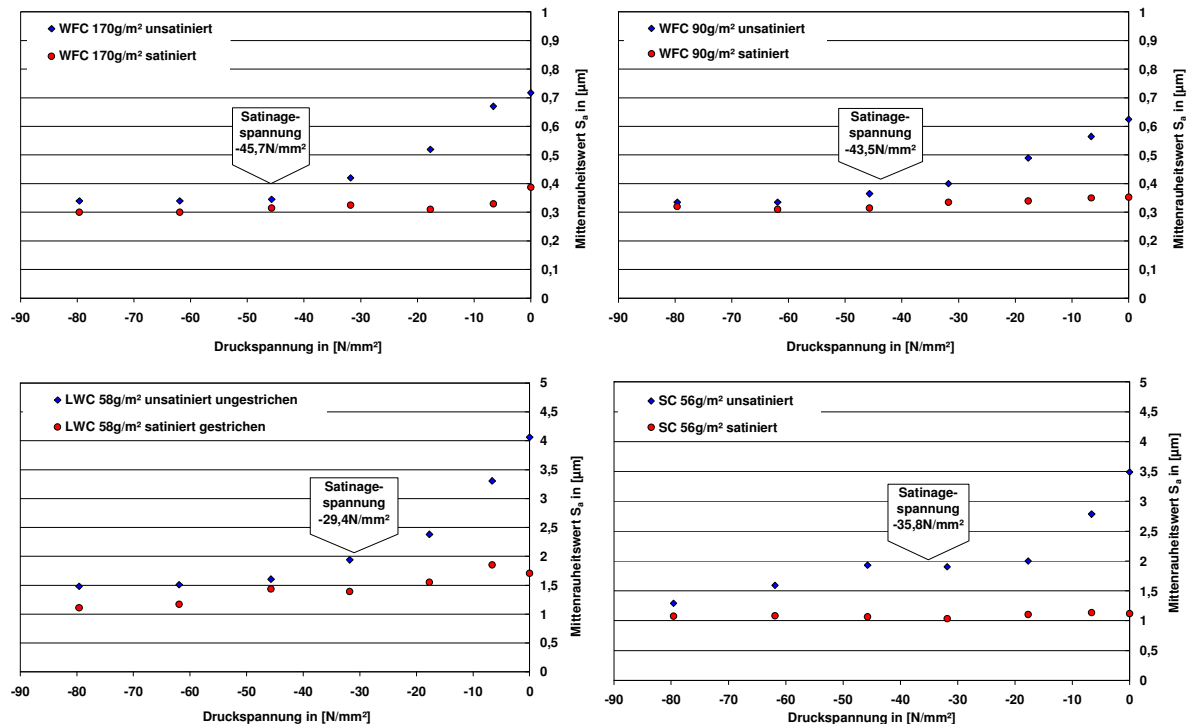


Abbildung 3 - 11: Ergebnisse der Rauigkeitsuntersuchung nach quasistatischer Be- und Entlastung der untersuchten Probenpapiere (industriell satiniert und unsatiniert Zustand). Der dabei eingesetzte Druckstempel hatte eine Rauheit von $S_a = 0,1 \mu\text{m}$ (Laserprofilometervermessung). (Messungen bei StoraEnso, Hagen-Kabel; Standardabweichungen siehe Anhang Abbildung 8 - 12)

Zum Vergleich der Eigenschaften der drucksatinierten Papiere mit den industriell satinierten Papieren wurde die errechnete Satinagespannung im Diagramm eingetragen. Es kann davon ausgegangen werden, dass das phänomenologische Verhalten der Rauigkeit über der Druckspannung im betrachteten Bereich in etwa stetig verläuft, so dass die Rauigkeit für nicht direkt vermessene Satinagedruckspannungen gut abgeschätzt werden kann. Bei den WFC-Papieren stimmt die Rauigkeit nach Drucksatination mit einer Genauigkeit von $\pm 0,05 \mu\text{m}$ mit der Rauigkeit infolge industrieller Satination überein. Werden die zeitabhängigen Rückstelleffekte vernachlässigt, kann eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den beiden Satinationarten angenommen werden. Das SC-Papier erreicht über Drucksatination nicht die Glätte, die die industrielle Satination hervorbringt. Hier zeigt sich ein Unterschied von 100%, so dass industriell auf $1 \mu\text{m}$ Rauigkeit, durch Drucksatination aber nur auf $2 \mu\text{m}$ Rauigkeit geglättet werden kann.

Die Ermittlung des Stricheinflusses lässt sich am LWC-Papier ermitteln. Das LWC-Papier ist infolge des aufgetragenen Strichs nach Belastung mit der industriell relevanten Satinagedruckspannung um $0,5 \mu\text{m}$ glatter als im ungestrichenen Zustand.

Die Änderung der Rauheiten der unsatinierten, drucksatinierten und industriell satinierten Papiere zeigt nur beim LWC weiteres Glättpotential an den unsatinierten ungestrichenen und gestrichenen Proben. Alle übrigen Papiere liegen nach Erreichen der industriell relevanten Satinagedruckspannungen auf einem Glätteniveau, so dass eine weitere Steigerung der Drucklasten keinen Effekt auf die Glätte bzw. Rauigkeit aufweist.

3.3.2 Glanzanalyse

Eine weitere untersuchte Oberflächeneigenschaft von Papieren ist die Reflexion des Lichtes. Licht fällt auf das Papier und wird diffus und gerichtet abgestrahlt. Die gerichtete Abstrahlung wird Glanz genannt. Zur Bestimmung des Glanzes erfassen Messgeräte die Intensität des reflektierten Lichtes unter einem vorgegebenen Winkel. Anschließend wird die gemessene Intensität mit einer Referenzintensität verglichen. Der Wert den die Messanlage für die betrachteten Papiere ausgibt ist der Quotient aus Referenzwert und gemessenem Wert und wird in Prozent angegeben.

Die an den Probepapieren durchgeführten Glanzmessungen wurden normgerecht nach EN ISO 8254-1 an einem Glanzmessgerät der Fa. Lehmann Messtechnik GmbH unter einem Winkel von 75° durchgeführt.

Der Glanz liegt bei den WFC-Papieren im gleichen Bereich. Er beträgt im unsatinierten Zustand ca. 50% und liegt im industriell satinierten Zustand bei ca. 80%. Dabei ist das schwere WFC-Papier um ca. 5% glänzender als das leichte WFC-Papier. Auch die Tiefdruckpapiere liegen ungestrichen mit 3,6% im unsatinierten Zustand auf einem gleichen Glätteniveau. Wird das LWC-Papier nun gestrichen, steigt der Glanz auf 12%. Es ist also um Faktor 3 glänzender als das ungestrichene Papier. Industriell satiniert ist das SC-Papier mit 36% weitaus glatter als die untersuchten unsatinierten Tiefdruckpapiere. Die im Infor-Projekt Nr. 61 ermittelten Glanzwerte, vgl. Anhang Abbildung 8 - 13, zeigen sehr ähnliche Messwerte, so dass davon ausgegangen werden kann, dass der Glanz nur geringen Alterungsphänomenen unterliegt.

Der Vergleich der drucksatinierten Papiere mit den industriell satinierten Papieren zeigt, dass die drucksatinierten Papiere durchweg nicht das Niveau der industriellen Satinagen erreichen. Während das WFC-Papier mit 170 g/m² 10% unter dem industriellen Satinageniveau von 50% liegt, liegt das dünne mit 90 g/m² sogar 13% niedriger. Das LWC-Papier wird mit einer geringeren Satinagespannung belastet, erreicht ohne Strich nur 8% Glanz und nicht wie mit Strich 12,7%. Die größten Abweichungen zur industriellen Satinagen weist das SC-Papier auf. Von den industriell erreichbaren 35% werden nur ein viertel (ca. 9% Glanz) erreicht.

Diese Ergebnisse weisen darauf hin, dass Glanz in hohem Maße von weiteren Satinagenparametern, wie Temperatur und Anzahl der durchlaufenen Nips oder auch von Satinagenphänomenen wie Reibschlupf abhängt. Aktuelle Untersuchungen mit Ultraschall an der TU Dresden¹⁹ zeigen lokale Plastifizierungsphänomene in den Oberflächen bei hochfrequenter Beanspruchung im Kiloherzbereich. Diese Schwingungen im Kiloherzbereich können bereits beim normalen Satinagenbetrieb auftreten, wenn die Fasern der Oberfläche auf mikromechanischer Ebene beim Reib- bzw. Dehnschlupf mit hohen Frequenzen tangential auf oszillierenden Schub und in Dickenrichtung auf Druck beansprucht werden. Diese Phänomene bedürfen weiterer Untersuchungen, denn gerade das große Potential der Ultraschallsatinagen könnte bei besserem Verständnis der bestehenden physikalischen Zustände im Nip herausragende Bedeutung für die Glanzentwicklung erhalten.

Die Drucksatinagen an den industriell vorsatinierten Papieren zeigt für die WFC-Papiere nur geringe Möglichkeiten einer drucksatinagen induzierten Glanzsteigerung, wobei sie mit ca. 3% für das 170 g/m² WFC-Papier größer ist als mit ca. 1% beim leichten WFC-Papier. Das industriell mit 31,8 N/mm² satinierte SC-Papier zeigt ein Glanzmaximum bei 45,7 N/mm² Drucksatinagenspannung. Bei höheren Spannungen fällt der Glanz ab. Ursachen können Faserbrüche. Rauigkeitsänderungen oder Schwarzsatinageneffekte sein, so dass der Glanz bezüglich des Messwinkels 75° für sehr hohe Druckspannungen beim SC-Papier sinkt. Das LWC-Papier zeigt als einziges einen ausgeprägten Anstieg des Glanzes für das unsatinierte gestrichene Papier über den gesamten untersuchten Druckspannungsbereich bis 80 N/mm². Es steigt nahezu linear von 12,7% auf 18,8% und damit um 1/3 an. Die Abwägung chemischer Unterschiede zwischen LWC- und WFC-Streichfarben und das besonders niedrige Glanzniveau der LWC-Papiere lassen darauf schließen, dass das LWC-Papier besonders große viskoelastische Effekte aufweist. Nähere Untersuchungen hierzu waren nicht angesetzt, sollten jedoch unter besonderer Berücksichtigung des Streichfarbenaufbaus und der mechanisch dynamischen Streichfarbeneigenschaften erfolgen.

¹⁹ http://phpframe.wcms-file3.tu-dresden.de/generalize/index.php?g_nid=103&node=203&e_id=9627&t_id=107
07.06.2009 12:46

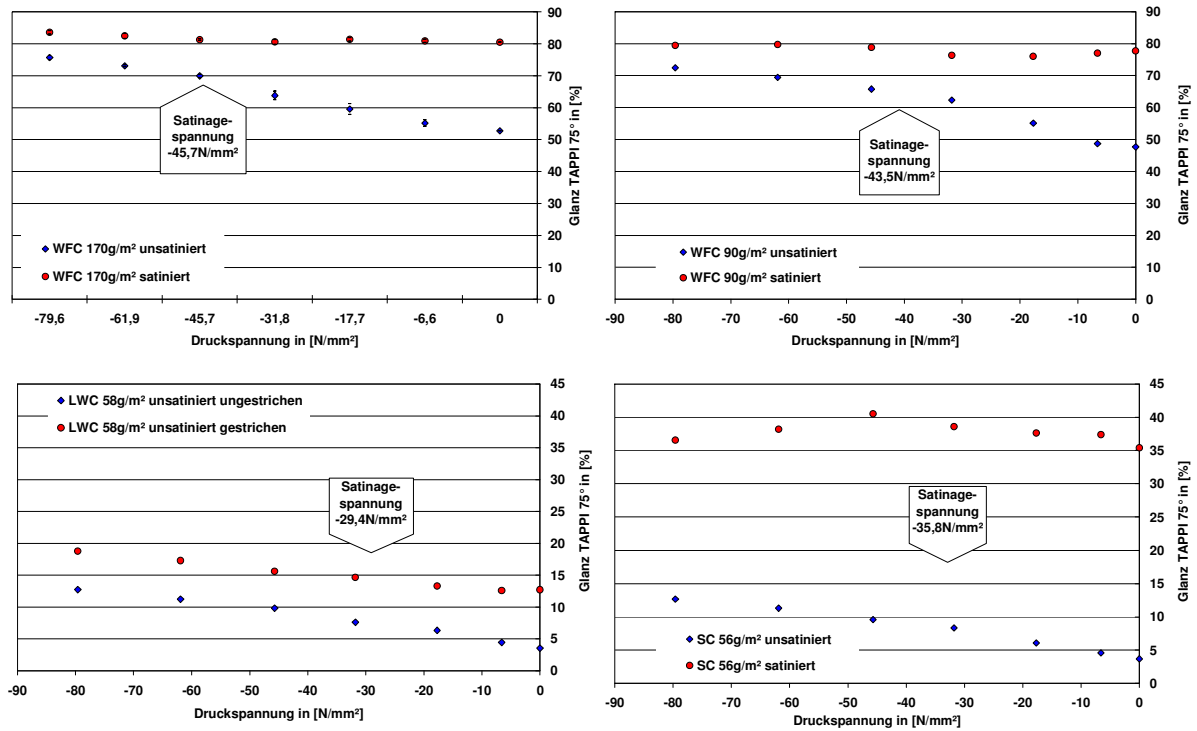


Abbildung 3 - 12: Ergebnisse der Glanzuntersuchung nach quasistatischer Be- und Entlastung der untersuchten Probenpapiere (industriell satinierter und unsatinierter Zustand). Der dabei eingesetzte Druckstempel hatte eine Rauheit von $S_a = 0,1 \mu\text{m}$ (Ergebnis der Laserprofilometervermessung). (Messungen bei StoraEnso, Hagen-Kabel; Standardabweichungen siehe Anhang Abbildung 8 - 12)

4 FEM-Simulationen des Satinagevorgangs

Die auf der Grundlage der physikalischen Materialkennwerte ermittelten Werkstoffgesetze für das Papier- und Elastomerverhalten wurden in die numerischen Materialmodelle eingebunden, soweit sie in für die Simulationen nutzbarer Form vorlagen. Basierend auf den entwickelten Satinagemodellen sind damit Simulationsrechnungen unter Berücksichtigung der elastomer- und papiermechanischen Werkstoffeigenschaften durchgeführt worden, vgl. Tabelle 4 - 6 [5].

Um die jeweils spezifischen Zusammenhänge der Einflussgrößen Dehnschlupf bzw. Verweilzeit und Belastungsfrequenz besser analysieren zu können, wurde mit feineren Netzdichten im Kontaktbereich verschiedener Walzenkombinationen (hart - hart, hart - weich, und weich - weich) gearbeitet. Weiterhin wurden praxisnahe Innendurchmesser der Satinagewalzen nach Abstimmung mit Voith Paper angesetzt.

Die für die Analyse schneller Formänderungen bei der Satinage benötigten Materialbeschreibungen und Kennwerte wurden erst im Verlauf der vorliegenden Arbeit ermittelt bzw. werden aktuell noch intensiv untersucht.

Die experimentell ermittelten frequenzabhängigen Werkstoffeigenschaften bis über 70 Hz Belastungsfrequenz entsprechen bei heutzutage möglichen Satinagegeschwindigkeiten bis 1000 m/min und den ermittelten Nipbreiten von 2 mm, 10 mm bzw. 17,5 mm (vgl. Abbildung 4 - 19) maximalen Belastungsfrequenzen von 8333 Hz, 1666 Hz bzw. 952 Hz beim Hart-, Soft- bzw. Weichelnip. Derart hohe Satinagegeschwindigkeiten um 1000 m/min finden in industriellen Veredelungsprozessen bislang nur in Ausnahmen statt. Viel häufiger wird im Bereich zwischen 250 m/min und 500 m/min satiniert. Damit ergeben sich bei 250 m/min Frequenzen von 2000 Hz, 400 Hz bzw. 210 Hz und in etwa die doppelten Frequenzen für Maschinen mit 500 N/min. Die durchgeführten dynamischen Materialuntersuchungen liegen somit hinsichtlich ihres Frequenzbereichs immer noch 1/3 unter den mindestens erforderlichen Frequenzen für eine gesicherte Betrachtung der Rollkontaktmechanik in der Satinage. Es ist erforderlich, weitere Untersuchungen unter Temperaturvariation bis zu diesen Frequenzen²⁰ durchzuführen. Diese Ergebnisse stehen damit zukünftigen Simulationen zur Verfügung, um das dynamisch-thermomechanische Verformungsverhalten während der Satinage exakt zu analysieren.

Erst nach Implementierung der Materialgesetze für die Kunststoffbeläge und Papier sowie Erweiterung dieser auf den Zeit-, Feuchte- und Temperaturaspekt lässt sich ein abgesichertes numerisches Prozessmodell zusammenführen, mit dem die vorgesehenen Simulationsrechnungen realitätsnah durchgeführt werden können.

4.1 Satinagemodelle

Auf eine detaillierte Einführung in die Methoden der FEM wird vor dem Hintergrund der Fragestellung des vorliegenden INFOR-Projektes verzichtet.

Numerische Prozessmodelle zur Ermittlung der Einflüsse von Dehnschlupf, Verweilzeit und Belastungsfrequenz auf das Satinageergebnis von Glanz, Glätte und Volumenverlust müssen eben diese Zielparameter als abhängige Größen innerhalb eines in der Strukturanalysesoftware (z.B. FEM) implementierten Materialgesetzes aufweisen. Diese Zielparameter müssen weiterhin abhängig von ihren maßgeblichen physikalischen Einflussgrößen beschrieben werden.

Die nachfolgend dargestellten und analysierten Modelle sind vor dem Hintergrund zu betrachten, dass grundlegende Zusammenhänge bislang erst ansatzweise im vorliegenden und im INFOR-Projekt Nr. 61 identifiziert und aufgeklärt worden sind und wichtige Prozessparameter, insbesondere Feuchte, Temperatur und Zeit, weiterer intensiver Erforschung sowohl in ihrer spezifischen als auch gekoppelten Wirkung bedürfen [22]. Die Nip-Modelle dienen daher in erster Linie der Grundlagenanalyse des Rollkontaktes der Satinage und zur Vorbereitung weiterführender Simulationen.

²⁰ Gegebenenfalls über eine WLF-Transformation

4.1.1 Kalandermodell

Das Nipmodell besteht aus zwei gleich großen, aufeinander abrollenden Walzen mit einem Außenradius von 330 mm²¹ und einem Innenradius von 150 mm²². Zur Satinage gerechten Lastaufbringung erfolgte die Belastung über zwei gerade, starre Körper, die die Belastungen infolge einer Ober- bzw. Unterwalze nachstellen.

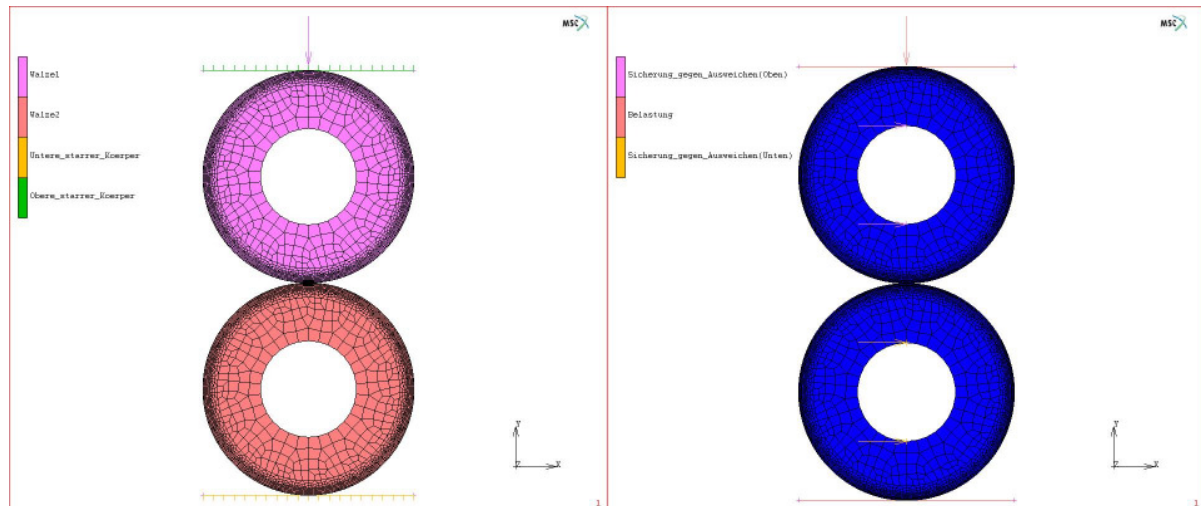


Abbildung 4 - 46: Hauptelemente (li) und Randbedingungen (re) des Nipmodells [5].

Die 2D-Geometrie des Modells wird mit dem Preprocessor Mentat erstellt und anschließend mit 8-Knoten Elementen der Elementklasse „Quad 8“ vernetzt. Um die Rechenzeit klein zu halten, wird nur der Kontaktbereich fein vernetzt, vgl. Abbildung 4 - 47. Die Dimensionierung senkrecht zur Darstellungsebene (z-Achse) erfolgt in der Geometriedatenerfassung, wo den Elementen eine Dicke von 1 mm zugeordnet wird.

Der konstruktive Aufbau der Stahlkerne mit ihren unterschiedlichen Metalllegierungen sowie die harten wenige Mikrometer dicken Chrom- oder Wolframcarbidverschleißschutzschichten und die querschnittsschwächenden Bohrungen der Heizwalzen sind im Modell nicht näher berücksichtigt. Stahlwerkstoffe werden mit einer Massendichte von $7,85 \cdot 10^{-9} \text{ kg/mm}^3$ und einem E-Modul von 210000 N/mm^2 angesetzt.

Die Hartwalzen- und Stahlwerkstoffe werden in guter Näherung als isotrop idealisiert. Die Beläge der Weichwalzen werden als orthotropes Material modelliert. Für das Papier wird hyperelastisches Materialverhalten über die Sub-Routine „Hypela.mpp.f“, programmiert durch Pietryga [11], angesetzt.

Die Weichwalzen werden aus insgesamt 3 Schichten bestehend angenommen. Die Schichten bestehen aus unterschiedlichen Materialien mit unterschiedlichen Dicken. Außen- und Innenradien entsprechen den Abmessungen der Hartwalzen. Die im Modell berücksichtigten experimentell ermittelten E-Moduli der Beläge sind nachfolgend in Tabelle 4 - 6 dargestellt. Da bislang noch keine experimentell abgesicherten Messwerte der Schubmodule und Querkontraktionszahlen vorliegen, wurden die Schubmodule der Elastomerschichten zu 500 N/mm^2 und die Querkontraktion zu $0,35^{23}$ angenommen.

²¹ Der Außenradius wurde analog des INFOR-Projektes Nr. 61 zu 330 mm gewählt.

²² Der Innenradius wurde mit dem vorgegebenen Außenradius von 330 mm durch Voith Paper konstruktiv zu 150 mm festgelegt.

²³ lt. Voith Paper zulässige Annahme

Schicht	Eigenschaft	Stahl (isotrop)		Belag (orthotrop)			Belagsdicken in mm
		E-Modul in N/mm ²	ν	E-Modul in N/mm ²	ν	Schubmodul G in N/mm ²	
1. Schicht (Stahl)		210000	0.3				75
2. Innenschicht Elastomer				MD: 7911	0.35	500	5
				ZD: 5635	0.35	500	
				CD: 7911	0.35	500	
3. Funktionsschicht Elastomer				MD: 3810	0.35	500	10
				ZD: 3002	0.35	500	
				CD: 3810	0.35	500	

Tabelle 4 - 6: Materialeigenschaften und Aufbau der Weichwalzen.

Analog zu den industriell eingesetzten Nipausbildungen eines Hart-, Soft- und Wechselnips, wurden zur Analyse der Rollkontaktsimulation die Walzenkombinationen hart-hart, hart-weich und weich-weich mit und ohne Papierbahn zwischen den Kalandervalzen untersucht. Dazu sind die beiden Walzen als verzerfbare Körper, sog. „*deformable Bodies*“ definiert worden. Weiterhin wurden die Fälle mit und ohne Reibung betrachtet, um eine Aussage über den Einfluss des Reibkoeffizienten auf die Nipbreite und damit indirekt auch auf den Dehnschlupf zu erhalten.



Abbildung 4 - 47: Detailansicht Hartnip mit Papierbahn (links) sowie Soft- (mitte) und Wechselnip (rechts) ohne Papierbahn.

Beim quasistatischen Modell sind die Kalandervalzen in ihrer Symmetrieachse gegen Ausweichen in x-Richtung gesichert, vgl. Abbildung 4 - 46 (rechts).

Beim dynamischen Modell wird das gleiche Modell wie im quasistatischen Fall mit veränderten Rand-, Last- und Kontaktbedingung benutzt. Um das Modell in Bewegung bzw. Rotation zu bringen, gibt es zwei Möglichkeiten, entweder mit Verknüpfungen, sog. „*link: RBE'2*“, zu arbeiten, was einem Speichensystem entspricht, oder aber mit „*Rigid Curves*“, einer Art starrer Felge. Für beide Randbedingungen werden die festgehaltenen Knoten der Symmetrieachse wieder freigegeben.

Beim Speichensystem werden die Knoten auf der Zylinderinnenfläche der Walzen und der Mittelpunkt durch Verknüpfungen („*Links*“) verbunden. Die Rotation um die z-Achse wird am Mittelpunkt als Randbedingung angetragen und durch die Verknüpfungen auf die Mantelinnenfläche übertragen.

Bei Nutzung einer steifen Felge werden die auf dem Innendurchmesser befindlichen Knoten mit einem starren Kreis unverschieblich verbunden, sozusagen verklebt. Die Rotation erfolgt über den Mittelpunkt der „*Rigid Curve*“, dem eine Rotation in Z-Achse als Belastung aufgegeben wird. Wie bei den Links wird die Rotation dann auf den Innenmantel übertragen.

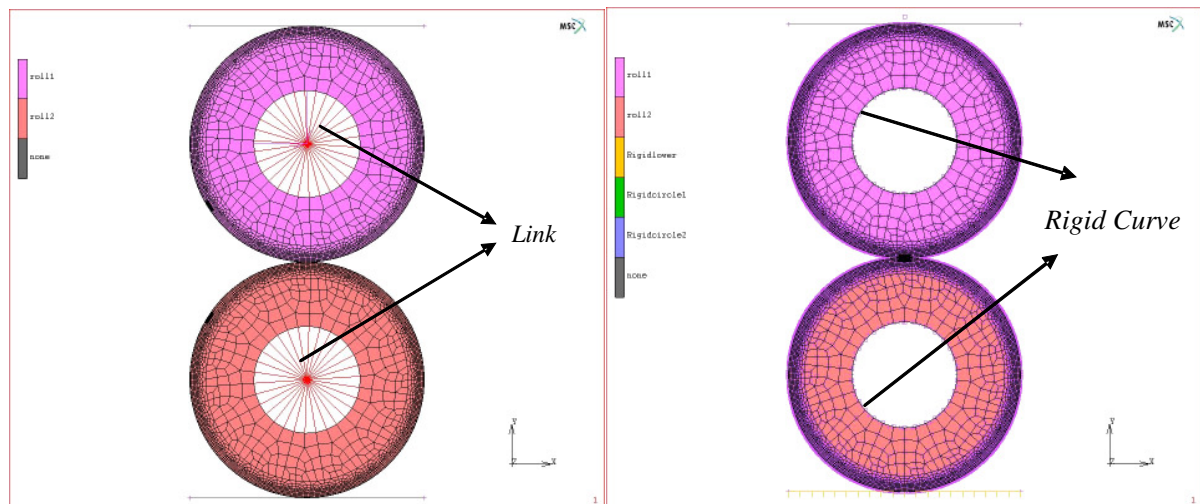


Abbildung 4 - 48: Dynamische Modelle und ihre spezifischen Randbedingungen: Modell mit Speichen bzw. „Links“ (links) und mit starrer Felge bzw. „Rigid Curve“ (rechts).

Nachdem die Eingabe von Randbedingungen, Material- und Geometrieigenschaften und Kontaktbedingungen abgeschlossen ist, wird der gewünschte Belastungsfall definiert und die benötigten Parameter eingestellt. Der analysierte Zeitabschnitt beträgt $t = 1$ s. Die aufzubringenden Belastungen und Rotationen werden über die in der „Table“ eingetragenen Faktoren, die zwischen 0 und 1 liegen, in ihrer absoluten Größe bestimmt.

Im quasistatischen Modell wird die Last als Punktlast „Point Load“ auf den oberen Starrkörper, die „Rigid Line“, aufgebracht. Diese drückt beide Walzen zusammen und auf die untere „Rigid Line“. Die Belastung wird schrittweise und linear nach der in Abbildung 4 - 49 (links) dargestellten „Table“ gesteigert.

Da die beiden dynamischen Modelle keine kraftgesteuerte Lastaufbringung erlauben, im Gegensatz zum quasistatischen Fall, wird die Last in diesen Modellen durch die Verschiebung ersetzt, die sich aus dem quasistatischen Lastfall ergibt. Im dynamischen Modell wird daher erst die Drucklast als Verschiebung aufgebracht, vgl. Abbildung 4 - 49 (mitte). Nach Erreichen der maximalen Andruckkraft wird dann die Rotation aufgebracht, vgl. Abbildung 4 - 49 (rechts).

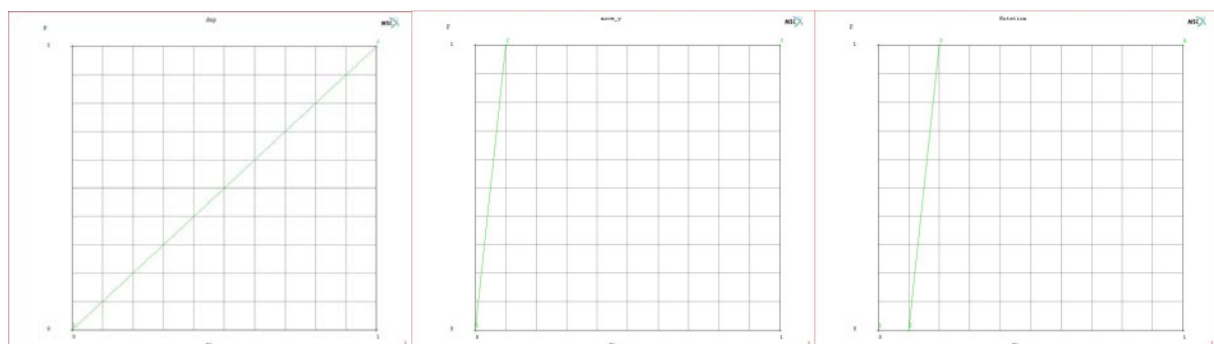


Abbildung 4 - 49: „Table“ zur Lastaufbringung für die Druckkraft im quasistatischen Fall (links), sowie für die Druckkraft (mitte) und Rotation (rechts) im dynamischen Modell.

4.1.2 Modellvalidierung

Die Modellvalidierung erfolgte am Hartnipp ohne Papierbahn mit reibfreiem Kontakt, da dieses Modell den Annahmen der Hertz'schen analytischen Berechnung entspricht. Die Satinagewalzen sind als dickwandige Zylinder konstruiert und können daher in guter Näherung als Vollzylinder angesehen werden, wie in der Hertz'schen Formulierung angenommen. Der Stahl ist homogen und isotrop, Reibfreiheit ist angenommen und es handelt sich um ein symmetrisches System.

Nachfolgend ist nun in Abbildung 4 - 50 das Simulationsergebnis der analogen analytischen Berechnungen nach Hertz gegenübergestellt. Der Vergleich der tangentialen und radialen Normalspannungsverläufe liefert eine gute Übereinstimmung. Die Spannungsverläufe von Simulation und analytischer Berechnung sind einander sehr ähnlich, weshalb davon ausgegangen werden kann, dass bei der Simulation keine groben Fehler hinsichtlich Randbedingungen, Diskretisierung und Materialbeschreibungen vorliegen. Die ermittelten Kurven erreichen ihren maximalen Wert in der Mitte des Kontaktbereiches (Symmetriepunkt) und verringern sich zum Ein- und Auslauf des Kontaktbereichs auf ihren minimalen Wert.

Auf der Walzenoberfläche sind die Spannungen σ_{11} und σ_{22} fast identisch. Entsprechendes wird in der Hertz'schen Theorie beschrieben.

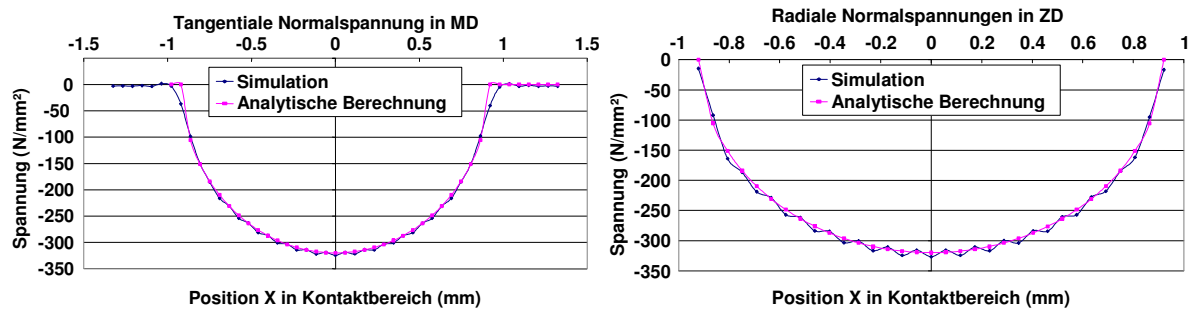


Abbildung 4 - 50: Vergleich der tangentialen (links) und radialen (rechts) Oberflächenkontaktspannungen σ_{11} in MD bzw. σ_{22} in ZD von Simulation und analytischer Berechnung im Kontaktbereich eines Hartnips.

Der Vollständigkeit halber sind nachfolgend in Abbildung 4 - 51 noch einmal die numerisch berechneten tangentialen und radialen Normal- sowie die Schubspannungen dargestellt. Auch wenn infolge Reibfreiheit keine tangentialen Kräfte zwischen den aufeinander abdrückenden Walzen übertragen werden sind die Werte für die Schubspannungen in der Außenfaser der Walzen nicht null. Es handelt sich bei den dargestellten Spannungen um Elementspannungen, die innerhalb des Elementes wirken.

Der Spannungsverlauf der Schubspannung ist näherungsweise punktsymmetrisch zum Mittelpunkt des Kontaktes ausgeprägt. Von der Mitte des Kontaktbereichs fällt bzw. steigt die Schubspannung in der Oberflächenfaser der Walzen in entgegen gesetzte Richtungen schwach ab. Erst in den Ein- bzw. Auslaufbereichen des Walzenkontaktes steigt bzw. fällt die Schubspannung stärker ab und erreicht hier ihren maximalen bzw. minimalen Wert. Das Auftreten von Schubspannungen in der Außenfaser der Walzen außerhalb des Kontaktbereiches ist der so genannten Wulstbildung zuzuschreiben. Diese Spannungen klingen außerhalb der Kontaktfläche schnell ab, vgl. Abbildung 4 - 51.

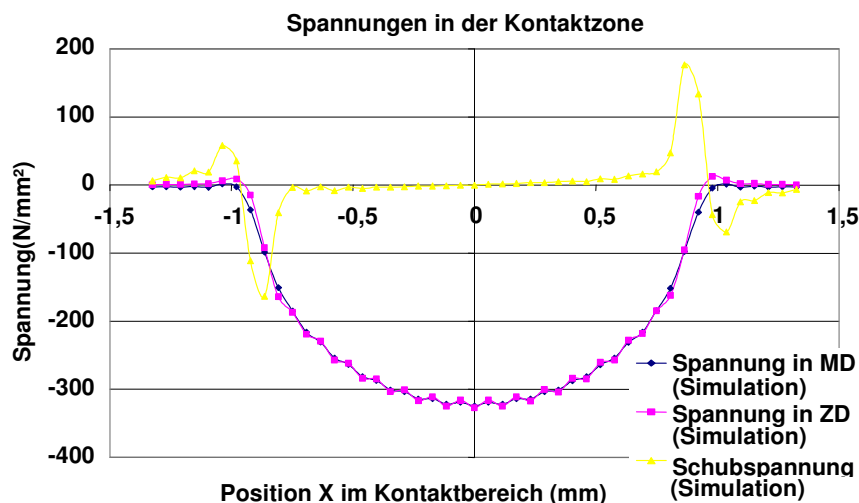


Abbildung 4 - 51: Numerisch berechnete Spannungsverläufe in der Hartwalzenoberfläche im reibfreien Kontakt.

Da es sich im vorliegenden Fall um die Betrachtung eines reibfreien, quasistatischen Herz'schen Kontaktes handelt, bei dem identische Zylindergeometrien für die Ober- und Unterwalze gewählt wurden, treten an beiden Walzen identische Spannungen und Dehnungen an den im Kontakt stehenden Oberflächen auf, so dass sich kein Schlupf zwischen den Walzen ausbilden kann.

4.1.2.1 Modellierungsbedingter Systemfehler bei der Rotation

Die Methoden zum Aufbringen der Rotation enthalten jeweils einen immanenten Systemfehler, da die innere Walzenwand durch die Verknüpfungen „Links“ und die starre Kreisfelge „Rigid Curve“ in ihrer Geometrie festgelegt und damit versteift wird.

Die Belastung der Walzen im Walzenstack des Kalanders ist durch umlaufende Biegewechselspannungen in Umfangsrichtung eines dickwandigen zylindrischen Körpers gekennzeichnet. Die dynamische Modellierung bereitet grundlegende Schwierigkeiten hinsichtlich der Berücksichtigung dieser systemimmanenten Biegedeformation der Kalandervalzenmäntel unter Rotation, die sich insbesondere auf die Nipbreite der Ersatzsysteme für die dynamische Simulation auswirken, vgl. Abbildung 4 - 19.

Um diesen Fehler größenordnungsmäßig abzuschätzen wurden Simulationen bei besonders niedriger Rotationsgeschwindigkeit mit 1 rad/s, was ca. 0,0525 m/s entspricht, mit beiden dynamischen Randbedingungen durchgeführt und mit den quasistatischen Ergebnissen verglichen.

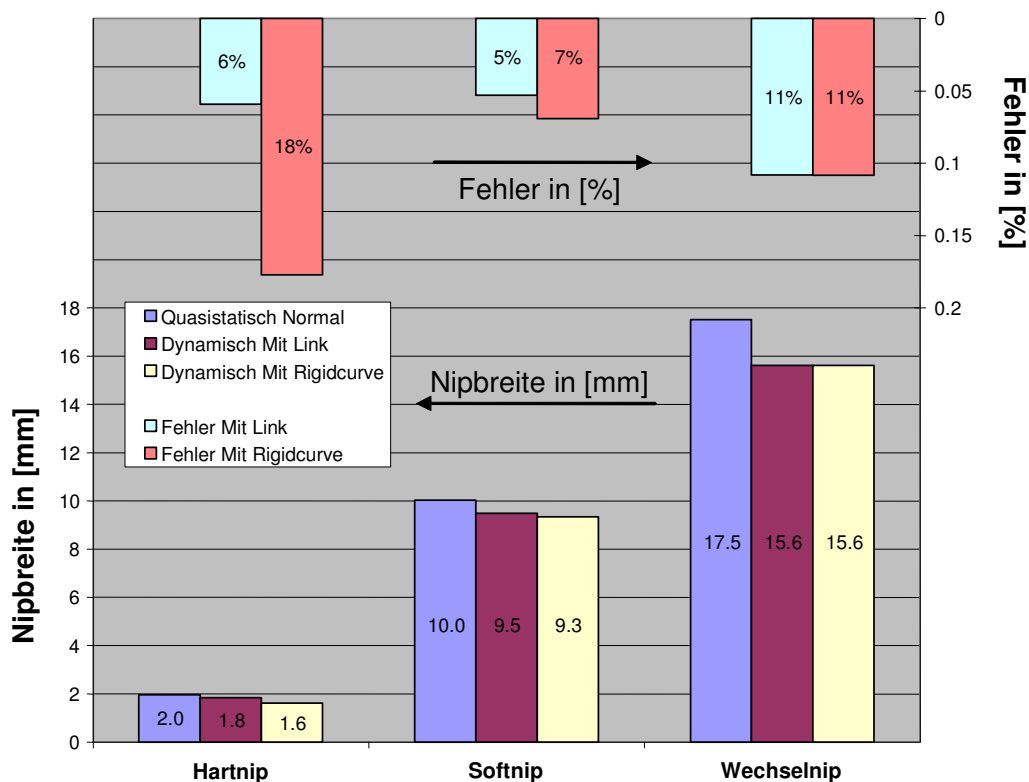


Abbildung 4 - 19: Nipbreitenvergleich und auftretende Fehler infolge Randbedingungsproblematik.

Der quasistatische Belastungsfall stellt das unbewegte Kalandersystem in seiner Mechanik realitätsgetreu dar. Die dynamischen Modelle, gerechnet mit geringer Geschwindigkeit, also „quasi“-statisch, erfordern zur Aufbringung der Rotation entweder so genannte „Links“, also Verknüpfungen, die wie Speichen im Walzendrehpunkt zusammenlaufen oder „Rigid Curves“, die eine Art Felge ausbilden. In beiden Fällen wird die systemimmanente Biegedeformation der Kalandervalzenmäntel behindert, so dass sich zu geringe Nipbreiten einstellen. Bei der Benutzung von Links beträgt der Fehler 5% bis 11%, während bei der Nutzung von „Rigid Curves“ Fehler von 7% bis 18% auftreten. Dies deutet darauf hin, dass bei der Satinage – anders als bei der Simulation von PKW-Reifen – Stahlkern und Elastomerbezug in starker Interaktion miteinander stehen, so dass trotz des um Faktor 30 bis 70 größeren E-Moduls der Stahlkern nicht mehr als starr angesetzt werden kann und einen effektiven Beitrag von über 5% bis 10% (ggf. bis 20% beim Hartnip) zur Nipbreitenausbildung liefert.

Diese Problematik kann im Rahmen des zu bearbeitenden Projektes lediglich aufgezeigt werden. Eine Studie [18] zur Anwendbarkeit der Lagrange'schen und Euler'schen Ansätze (grundlegende theoretische FEM-Untersuchung) bei der Rollkontaktsimulation der Papiersatinage zeigt zwar neue Simulationmöglichkeiten auf, kann das vorliegende Problem allerdings nicht grundlegend lösen. Die Schwierigkeit für den Fall der Lagrange'schen Betrachtungsweise besteht darin, eine Überlagerung von Biegung und Rotationsbewegung an den Kalandervalzen systemgetreu zu modellieren. Die bislang nur in experimentellen Finite Elemente Programmen implementierte ALE-Methode (Arbitrary Lagrangian Eulerian Method) bietet zwar diese Möglichkeit, jedoch ist dabei hervorzuheben, dass jedes Material bei der ALE-Methode als viskoses, durch das FEM-Netz fließendes Material angenommen werden muss, wodurch eine neue Art von Fehler in das Modell eingebaut würde, der sich insbesondere auf die dynamischen Eigenschaften auswirkt.

Da bislang keine anderweitige Umgehung dieser Problematik möglich erscheint, ist es erforderlich umfassende Eingriffe in das Finite Elemente Programm (ggf. bei Marc-Mentat) vorzunehmen. Dies kann im Rahmen dieser Arbeit nicht geleistet werden.

Die detaillierte nipmechanische Untersuchung, insbesondere hinsichtlich des grundlegenden mechanischen Verhaltens zwischen Walzen und Papier, wird durch diese Problemstellung insbesondere seitens der exakten Bestimmung der Nipbreite beeinflusst. Die phänomenologischen Effekte sind davon nur unwesentlich betroffen, so dass eine qualitative Analyse möglich bleibt.

4.1.3 Quasistatische Nipsimulation

Die quasistatische Nipsimulation bildet die Grundlage der mechanischen Nipanalyse. Mit dem vorgestellten FEM-Modell wird dazu die Normalspannungsverteilung im Nip unter einer vorgegebenen Linienlast berechnet, dargestellt und ausgewertet. Durch Berechnung der Modelle mit und ohne Papierbahn wird der Einfluss der Papierbahn auf das System Nip deutlich.

Der Einfluss des Dehnschlupfes auf die kontaktmechanischen Spannungs-Dehnungszustände kann in erster Näherung über eine Analyse des Einflusses des Reibkoeffizienten auf die Nipmechanik bestimmt werden. Da keine experimentell bestimmten Reibbeiwerte für die Paarungen Stahl-Stahl, Stahl-Elastomer und Elastomer-Elastomer vorliegen – in der Literatur werden Werte von 0,08 bis 0,25 als Haftreibkoeffizienten bzw. 0,06 bis 0,2 als Gleitreibkoeffizienten für die Paarung Stahl-Stahl angegeben – und da für die spätere Untersuchung mit Papier die am LMK experimentell abgesicherten Reibbeiwerte $\mu = \{0,1; 0,3; 0,68\}$ angenommen wurden, wurden letztere zu Vergleichszwecken ebenfalls als Variation für die vorliegenden Nipmodelle ohne Papier angesetzt.

4.1.3.1 Hartnip

Die Simulation des Hart-Hart-Walzensystems ist einerseits als Referenzfall (ohne Papierbahn, ohne Reibung) für die Modellvalidierung von Interesse, andererseits entspricht der durch zwei Hartwalzen gebildete Hartnip den Kalandertechnologien Maschinenglättwerk und Superkalander (mit Papierbahn, mit Reibung).

Die angesetzte Linienlast wurde auf Grundlage der im INFOR-Projekt Nr. 64 angesetzten Linienlasten angenommen. Weiterhin war es Ziel bei der Berechnung möglichst nah an die maximal zulässigen Nipdruckspannung des Softnips zu kommen. Diese liegt laut Herstellerangaben bei 50 N/mm². Da es sich dabei um die Linienlast eines Softnips handelt, sind die Ergebnisse für den Hartnip insbesondere für das Modell ohne Papierbahn hypothetisch zu betrachten, denn eine zulässige Streckgrenze von 210 N/mm² würde beim Lastfall ohne Papier nur eine Linienlast von 184 N/mm² erlauben, was bei Anwesenheit von Papier wiederum nur 25,7 N/mm² maximale Nipdruckspannung und damit nur 50% der zulässigen Druckspannung im Softnip verursachen würde.

Beim reinen Hartwalzenkontakt (Abbildung 4 - 53) ergibt sich eine besonders kleine Nipbreite von nur 1,97 mm bei gleichzeitig sehr hohen Druckspannungen $\sigma_{ZD \text{ bzw. } 22} = 327 \text{ N/mm}^2$ (oberhalb der Streckgrenze). Dies führt zu hohen Spannungsgradienten die in Abbildung 4 - 53 aus den Farbverläufen erkennbar sind. Im Einsatz würden die Walzen Oberflächenbeschädigungen erfahren, da die Spannungen im Bereich des plastischen Werkstoffverhaltens liegen.

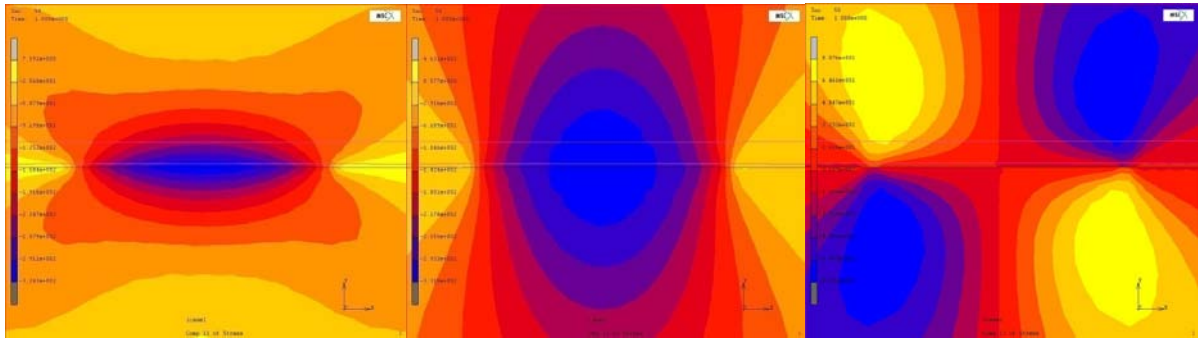


Abbildung 4 - 53: Normalspannungsverteilung in der Kontaktzone der Hartwalzen (ohne Papierbahn, ohne Reibung) unter 460 N/mm Linienlast in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts).

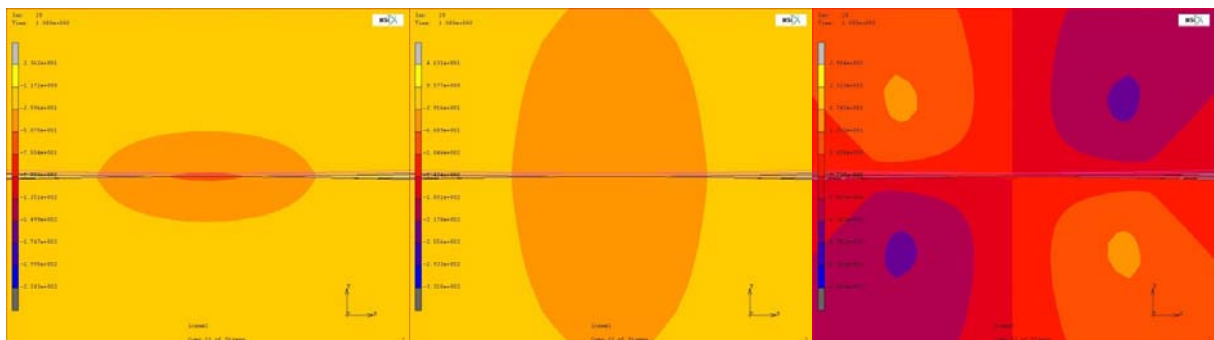


Abbildung 4 - 54: Normalspannungsverteilung in der Kontaktzone der Hartwalzen mit Papierbahn im Walzenspalt (ohne Reibung) unter 460 N/mm Linienlast in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts).

Die Berücksichtigung der Papierbahn im Nip (Abbildung 4 - 54) führt auf eine siebenmal größere Nipbreite von 13,4 mm. Papier wirkt mit seinem progressiv über der Dehnung ansteigenden E-Modul in ZD und seinem großen Dehnungsvermögen von bis zu 60% im unsatinierten und bis zu 30% im satinierten Zustand (vgl. Abbildung 3 - 3) Last verteilend und verbreitert den Nip. Auch der Einfluss des Elastizitätsunterschieds zwischen Stahl und Papier, der im wirksamen Kraft-Verformungsverhalten bei der Satinage zwischen Faktor 50 und 100 liegt, ist für dieses Phänomen mit verantwortlich. Korrespondierend zum verbreiterten Nip verringern sich die Spannungsgradienten und mit ihnen die auftretenden maximalen Normalspannungen $\sigma_{MD \text{ bzw. } 11}$ und $\sigma_{ZD \text{ bzw. } 22}$ im Kontaktmittelpunkt auf 1/6 des Betrages im Vergleich zum Hartnip ohne Papier. Diese Linienlasten können damit ohne Gefahr einer Walzenbeschädigung gefahren werden, da die Streckgrenze von ca. 210 N/mm² nicht erreicht wird. Betragsmäßig bedeutet dies:

- ohne Papier: $\sigma_{MD \text{ bzw. } 11} = 324,2 \frac{N}{mm^2}$ und $\sigma_{ZD \text{ bzw. } 22} = 327,0 \frac{N}{mm^2}$
- mit Papier: $\sigma_{MD \text{ bzw. } 11} = 54,8 \frac{N}{mm^2}$ und $\sigma_{ZD \text{ bzw. } 22} = 53,1 \frac{N}{mm^2}$

Im Anhang Kapitel 8.6 werden die im Vorfeld an der Maximallast diskutierten Spannungsverläufe der Hartwalzen für die einzelnen Linienlaststufen von 46 N/mm bis 460 N/mm dargestellt.

Die Spannungsverläufe der Simulationen ohne und mit Reibung sind fast identisch und werden daher an dieser Stelle nicht dargestellt. Stattdessen wird die Spannungsdifferenz zum Fall ohne Reibung für die Variation der Reibkoeffizienten $\mu = 0,1$, $\mu = 0,33$ und $\mu = 0,68$ in Abbildung 4 - 55 dargestellt. Deutlich zu erkennen ist, dass der Einfluss der Reibung auf die Normal- und Schubspannungen selbst beim Ansatz eines sehr hohen Reibkoeffizienten von 0,68 verschwindend gering ist. Die größten absoluten Differenzen zwischen den Zuständen mit und ohne Reibung sind bei der Spannung σ_{11} in MD zu finden. Sie liegen bei 0,03 N/mm² bei einer maximalen MD-Druckspannung von 300 N/mm². Relativ betrachtet hat der Reibkoeffizient mit 0,1% den größten Einfluss auf die Schubspannungen, was je-

doch für die Spannungsbetrachtung vernachlässigbar klein ist. Der Vollständigkeit halber sei noch dargestellt, dass der Einfluss in MD unter 0,01% und in ZD unter 0,003% liegt, vgl. Abbildung 4 - 55.

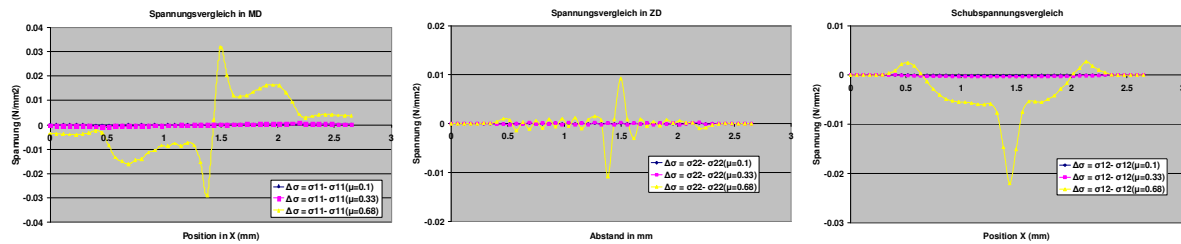


Abbildung 4 - 55: Differenz der Spannungen die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts) an der Hartwalzenoberfläche ohne Papierbahn: „ohne Reibung“ minus „mit Reibung“ für die Reibkoeffizienten $\mu = 0,1$, $\mu = 0,33$ und $\mu = 0,68$.

Für den maximalen Lastfall am Modell mit Papierbahn sind nachfolgend in Abbildung 4 - 56 die Normal- und Schubspannungen ohne (links) und mit (rechts) Reibung gegenüber gestellt. Die starke Fluktuation der Schubspannungen sind im Modell ohne Papierbahn weniger stark ausgeprägt, vgl. Abbildung 8 - 91 bzw. Abbildung 8 - 92. Sie liegt in der Größenordnung der Fluktuation der Normalspannungen. Ihre Ursache ist bislang unklar. Anzunehmen sind Diskretisierungs-, elementspezifische Dehnschlupf-, Plastifizierungs- oder Schub-Druckumlagerungsphänomene, die diese Fluktuationen bewirken. Daher ist eine exakte Aussage hinsichtlich der Größe der Dehnschlupfzonen im vorliegenden Fall des Hartnips nicht möglich. Unter Vernachlässigung der Fluktuationen lässt sich erkennen, dass sich ohne Reibung ein etwa linearer Verlauf ausbildet, während sich mit Reibung ein sinusförmiger Verlauf ergibt.

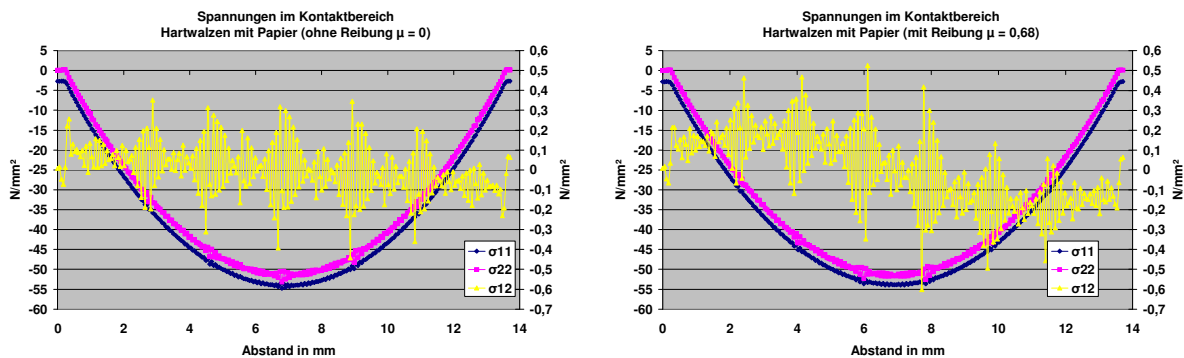


Abbildung 4 - 56: Normal- und Schubspannungsverläufe σ_{11} in MD, σ_{22} in ZD und σ_{12} in MD-ZD an der Hartwalzenoberfläche im Kontakt ohne (links, $\mu = 0$) und mit (rechts, $\mu = 0,68$) Reibung.

Zur Identifizierung des Reibeinflusses wurden die Differenzen der Zustände mit und ohne Reibung herangezogen. Die lokalen Fluktuationen der Spannungen erschweren eine Interpretation, da sie größer als die Differenzen sind.

Die absolut betrachtet größten Differenzen zwischen den Lastzuständen mit und ohne Reibung sind bei der Spannung σ_{22} in ZD-Richtung zu finden und liegen bei 2,4 N/mm² bei einer maximalen ZD-Druckspannung von 53,1 N/mm², was einen relativen Einfluss des Reibkoeffizienten ($\mu=0,68$) von 4,5% auf die sich ausbildende ZD Druckspannung ergibt. Für die Schubspannungen ergibt sich bei einem absoluten Einfluss von 0,4 N/mm² mit über 100% der größte relative Einfluss, vgl. Abbildung 4 - 57.

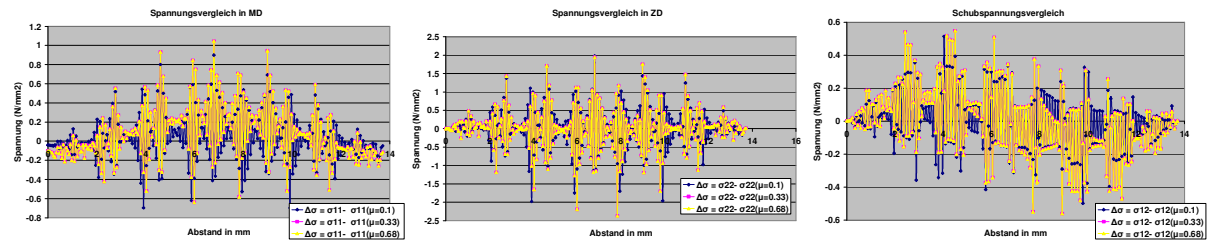


Abbildung 4 - 57: Differenz der Spannungen die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts) an der Hartwalzenoberfläche bei Anwesenheit einer Papierbahn: „ohne Reibung“ minus „mit Reibung“ für die Reibkoeffizienten $\mu = 0,1$, $\mu = 0,33$ und $\mu = 0,68$.

In der Abbildung 4 - 58 wird der Zusammenhang zwischen aufgebrachter Linienlast, Nipbreite und Spannung σ_{22} in ZD für die Fälle ohne und mit Reibung aufgezeigt.

Im reibfreien Fall, Abbildung 4 - 58 links, steigen Linienlast und Spannung oberhalb von 1,2 mm Nipbreite nahezu linear an, wobei die Spannung geringfügig langsamer ansteigt als die Linienlast. Im Bereich von Linienlasten unter 200 N/mm wird der nichtlineare geometrische Einfluss des Walzenkontaktes deutlich. Bei Ansatz eines Reibkoeffizienten von $\mu=0,68$, vgl. Abbildung 4 - 58 rechts, ergibt sich ein nichtlinearer Verlauf, der in erster Linie auf die Diskretisierung des Simulationsmodells und die sich einstellenden Stick-Slip-Effekte an den Walzenoberflächen zurückzuführen ist und durch die sich unterschiedlich stark ausprägenden Haft- und Gleitzonen bestimmt wird.

Beim Vergleich der Zustände ohne und mit Reibung wird deutlich, dass der Reibkoeffizient trotz der geringen Auswirkung auf die absoluten Spannungen im Hartnip ohne Papierbahn einen Einfluss auf die sich einstellende Nipbreite hat. Dies ist insbesondere für die hohen Laststufen von Wichtigkeit, da infolge der mechanischen Kontaktausbildung bei zunehmenden Lasten sich ein zunehmender Druckspannungsgradient im Ein- und Auslauf ausbildet.

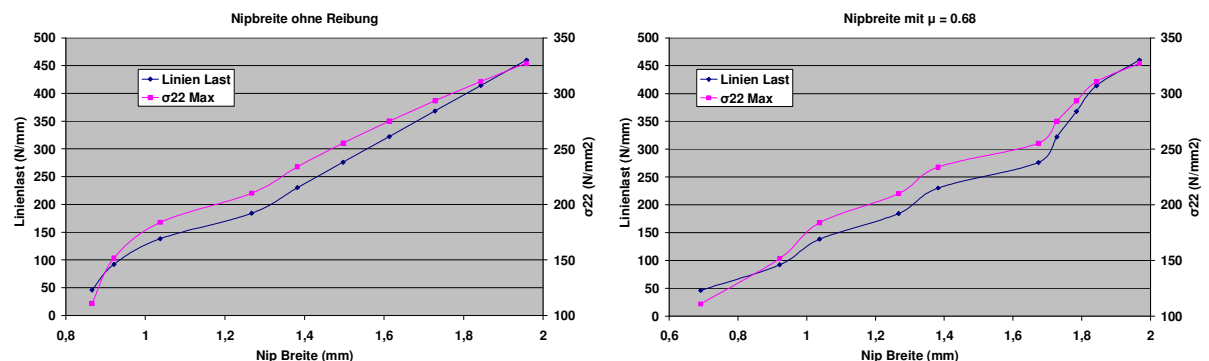


Abbildung 4 - 58: Nipbreite abhängig von der Spannung σ_{22} (ZD) und den Linienlasten für den Lastfall ohne (links, $\mu = 0$) und mit (rechts, $\mu = 0,68$) Reibung.

Bei Anwesenheit einer Papierbahn im Nip besteht im Verlauf der Spannungen und der Linienlast über der Nipbreite keine signifikante Differenz zwischen den Ergebnissen ohne und mit Reibung, vgl. Abbildung 4 - 59.

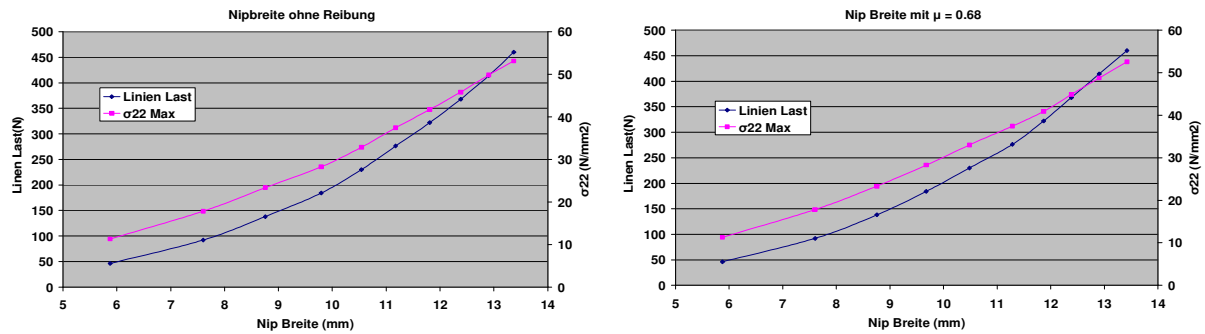


Abbildung 4 - 59: Zusammenhang zwischen Nipbreite und der wirkenden maximalen Nipdruckspannung σ_{22} an den Hartwalzenoberflächen in ZD sowie Linienlasten.

Von großem Interesse sind schließlich die auf das Papier übertragenen Spannungen, die in Abbildung 4 - 60 dargestellt sind.

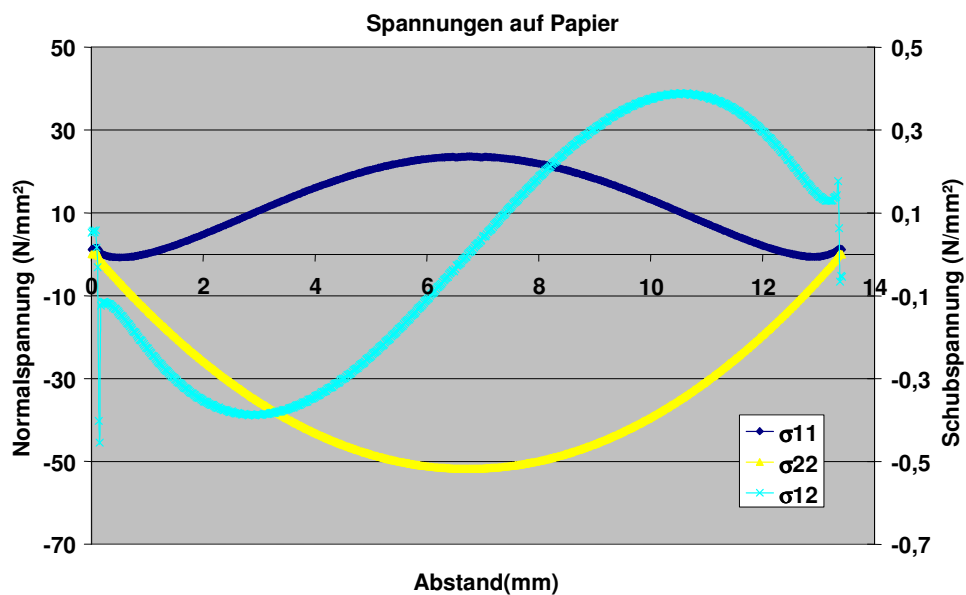


Abbildung 4 - 60: Spannungen an der Paperoberfläche im Kontaktbereich ohne Reibung.

Zwar ist im vorliegenden Modell kein Bahnzug auf die Papierbahn aufgebracht, dennoch bildet sich unter Linienlast in der Papierbahn im Nip eine Zugspannung (positive Spannungen σ_{11} in MD) aus. Es bestehen drei mögliche Phänomene, die dieses Verhalten verursachen können. Zum einen kann die in ZD aufgebrachte sehr hohe Druckbelastung infolge der Druck-Schub-Kopplung, vergleiche INFOR-Projekt Nr. 61 [21], eine Schubspannungskomponente in MD erzeugen, des Weiteren entsteht durch die Krümmung der Paperoberflächen infolge Belastung eine Kraftkomponente, die in MD wirkt, und Zugspannungen verursachen kann. Drittens können Querkontraktion und Spannungsumlagerung Ursache für Zugspannungen im Papier sein.

Die im Papier auftretenden Druckspannungen σ_{22} in ZD entsprechen den übertragenen Druckspannungen infolge Nipdruck und somit den Druckspannungen σ_{22} der Hartwalze.

Die im Papier auftretende Schubspannung ist mit bis zu 0,5 N/mm² sehr gering, zeigt jedoch im Ein- und Auslaufbereich einen Wechsel der Schubrichtung, so dass von spezifischen Ein und Auslaufphänomenen ausgegangen werden kann. Die Verläufe mit Reibung entsprechen denen ohne Reibung. Die Unterschiede sind sehr gering, so dass sie an dieser Stelle nicht weiter dargestellt werden. Analog zu Abbildung 4 - 57 ist der absolute Einfluss der Reibung auf die Druckspannungen in ZD am größten, relativ betrachtet, sind es wiederum die Schubspannungen, die am stärksten beeinflusst werden.

In den möglichen Gleitzonen im Ein- und Auslauf bilden sich dabei lokale Maxima aus, deren genaue Quantifizierung mit 0,13 mm bei 13,4 mm Nipbreite allerdings aufgrund zu grober Diskretisierung und noch offener Modellierungsfragen nur begrenzt aussagekräftig ist.

4.1.4 Softnip

Die Simulation des Weich-Hart-Walzensystems (mit und ohne Papierbahn bzw. Reibung) dient der mechanischen Analyse von so genannten Softnips, die in Singlenipkalandern, Softkalandern und Multinipkalandern zum Einsatz kommen. Im nachfolgend diskutierten Simulationsmodell ist die obere Walze als Weichwalze ausgeführt. Die orthotropen Materialeigenschaften des Walzenbelags basieren auf den experimentellen Ergebnissen aus Kapitel 2.5 und sind Tabelle 4 - 6 zu entnehmen. Für die Hartwalze wird isotropes Verhalten angenommen. Eventuell aufgebrauchte Hartmetall-, Chrom- oder Wolframkarbidbeschichtungen der Hartwalzen, die im Bereich weniger μm liegen, werden in der Simulation aus Diskretisierungsgründen bislang nicht berücksichtigt.

Zur Abschätzung der aufzubringenden Linienlast für eine maximal zulässige Druckspannung in ZD von 50 N/mm^2 ²⁴ wurde eine analytische Berechnung nach Hertz durchgeführt. Diese ergab eine maximale Linienlast von 384 N/mm . Mit dieser Belastung erfolgte wie beim Hartnip zuerst die Simulation ohne Papier und Reibung und anschließend mit Papier und Reibung. Die sich ergebenden Spannungsverläufe in den Nip bildenden Walzen sind nachfolgend in Abbildung 4 - 61 dargestellt.

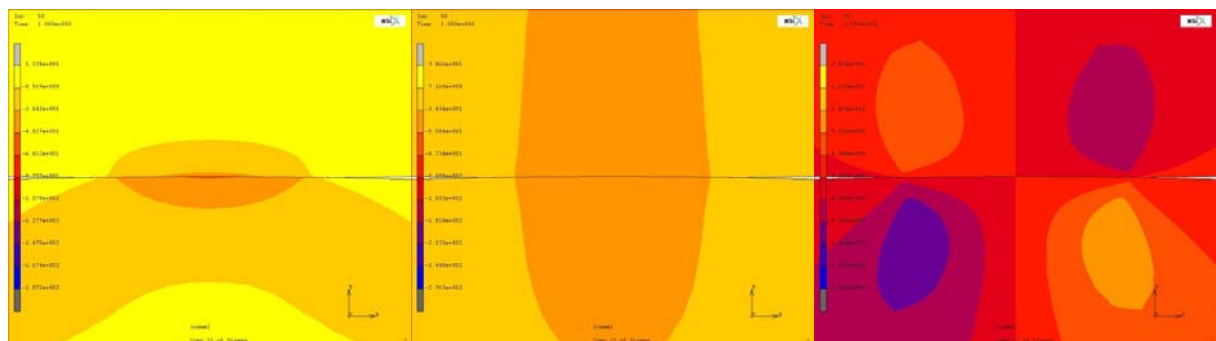


Abbildung 4 - 61: Normalspannungsverteilung in der Kontaktzone des Softnips (Weichwalze oben, Hartwalze unten, ohne Papierbahn, ohne Reibung) unter 460 N/mm Linienlast in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts).

Unter Ansatz der vorgenannten Linienlast ergibt sich im Simulationsmodell ohne Papierbahn (Abbildung 4 - 61) eine Nipbreite von $10,02 \text{ mm}$ bei maximaler Nipdruckspannung von $47,6 \text{ N/mm}^2$ an der Hart- und Weichwalze. Die Berücksichtigung der Papierbahn im Softnip (Abbildung 4 - 62) vergrößert die Nipbreite um 33% auf $14,98 \text{ mm}$ bei gleichzeitiger Verringerung des Nipdrucks um 25% . Dieser ergibt sich an der Hartwalze zu $35,2 \text{ N/mm}^2$ und ist damit an der Weichwalze mit $35,9 \text{ N/mm}^2$ um 2% größer.

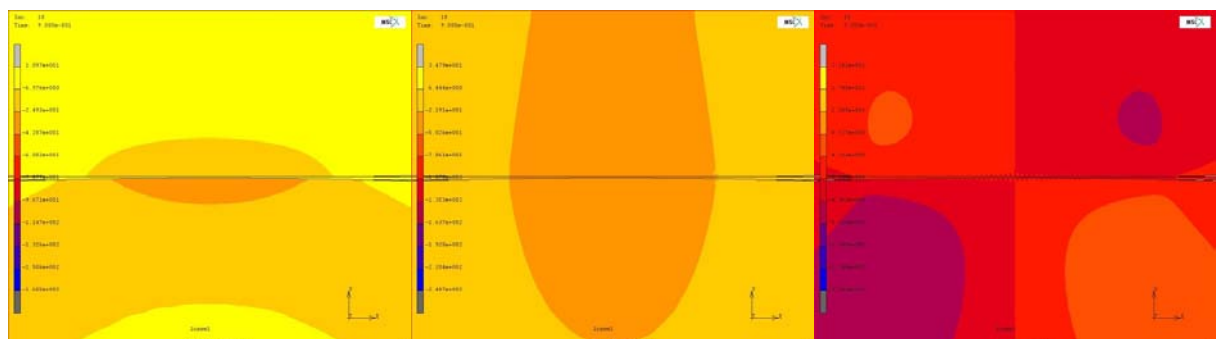


Abbildung 4 - 62: Normalspannungsverteilung in der Kontaktzone des Softnips (Weichwalze oben, Hartwalze unten, mit Papierbahn, ohne Reibung) unter 384 N/mm Linienlast in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts).

²⁴ Herstellerangabe Voith Paper

Obwohl die Belagselastomere hinsichtlich ihres E-Moduls um Faktor 25 bis 70 weicher als die Hartwalzenoberflächen sind, kommt auch beim Softnip die lastverteilende Wirkung des Papiers (mit seinem progressiv ansteigenden Spannungs-Dehnungsverhalten und dem immensen immanenten Dehnungsvermögen) in Dickenrichtung ZD satinageunterstützend zum Tragen. Diese Effekte sind zwar bedeutend kleiner als sie es beim Hartnip sind, allerdings ist eine Wirkung in der Größenordnung von 33% bei der Nipbreite und 25% beim Nipdruck keinesfalls vernachlässigbar. Deshalb müssen diese Effekte auf Seiten der Maschinenhersteller bei der Auslegung und Berechnung der Softwalzenbezüge, wie auch von den Kalanderrührern in der Papierveredelung bei der Einstellung der Nipdruckspannungen bezogen auf das zu veredelnde Papier berücksichtigt werden.

Die Spannungsverläufe in den Walzenoberflächen des Softnips sind für die Fälle ohne und mit Papierbahn bei Reibfreiheit für die Belags- und die Hartwalze im Anhang in Kapitel 8.7 in Abbildung 8 - 93 bis Abbildung 8 - 96 unter Steigerung der Linienlast in 10 Stufen auf 384 N/mm dargestellt.

Die beim Hartnip beobachteten Fluktuationen in den Normalspannungsverläufen treten beim Softnip nicht mehr auf. Daher kann davon ausgegangen werden, dass es sich beim Hartnip um ein Steifigkeitsphänomen handelte und sich die Knoten zum Erreichen energetisch günstiger Spannungszustände oszillierend umlagerten.

Die Spannungsverläufe bei der Weich-Hartwalzenpaarung (Softnip) unter Berücksichtigung der Papierbahn sind ähnlich denen der Weich-Hartwalzenpaarung ohne Papier. Der maßgebliche Unterschied liegt in den geringeren auftretenden Spannungen und Dehnungen bei verbreiterem Nip. Das Papier wirkt ausgleichend. Die schon in der Hartnipsimulation bei Anwesenheit der Papierbahn verstärkenden Fluktuationen sind auch in der Softnipsimulation vorhanden. Aus den vorgenannten Ursachen erscheinen Spannungsumlagerungsphänomene am plausibelsten, da sie mit den multiplen Schubspannungswechseln korrelieren.

Im Vergleich zum Weich-Hartwalzenspalt ohne Papierbahn, verringern sich die auftretenden Spannungen in MD bei Berücksichtigung der Papierbahn um ca. 30%. Betragsmäßig bedeutet dies für die tangentialen Spannungen in MD:

- ohne Papier: $\sigma_{MD \text{ bzw. } 11}^{\text{Hartwalze}} = 50,0 \frac{N}{mm^2}$ und $\sigma_{MD \text{ bzw. } 11}^{\text{Weichwalze}} = 32,9 \frac{N}{mm^2}$
- mit Papier: $\sigma_{MD \text{ bzw. } 11}^{\text{Hartwalze}} = 36,8 \frac{N}{mm^2}$ und $\sigma_{MD \text{ bzw. } 11}^{\text{Weichwalze}} = 22,7 \frac{N}{mm^2}$

Analoges gilt für die Spannungen in ZD, wobei die Papierbahn eine Spannungsverminderung um 25% verursacht:

- ohne Papier: $\sigma_{ZD \text{ bzw. } 22}^{\text{Hartwalze}} = 47,7 \frac{N}{mm^2}$ und $\sigma_{ZD \text{ bzw. } 22}^{\text{Weichwalze}} = 47,6 \frac{N}{mm^2}$
- mit Papier: $\sigma_{ZD \text{ bzw. } 22}^{\text{Hartwalze}} = 35,2 \frac{N}{mm^2}$ und $\sigma_{ZD \text{ bzw. } 22}^{\text{Weichwalze}} = 35,9 \frac{N}{mm^2}$

Die auftretenden Schubspannungen in den Walzenoberflächen liegen mit und ohne Papierbahn bei ca. 1 N/mm², wobei multiple Schubspannungswechsel zu verzeichnen sind, die aus der Randbedingung Reibfreiheit hergeleitet werden.

Gerade die Dehnungen in MD und Scherungen in MD-ZD-Schub sind es, die durch die Anwesenheit von Reibung im Walzenspalt umgelagert werden und Kräfte von Walze zu Walze bzw. von Walze über Papier zu Walze übertragen.

Zur Analyse des Einflusses der Reibung auf die Spannungsverläufe und auf die nipmechanischen Gegebenheiten wurden Simulationen mit Reibung durchgeführt. Die Ergebnisse der Kurvenverläufe ohne und mit Reibung sind nahezu identisch, weshalb sie an dieser Stelle nicht dargestellt werden. Die angenommenen Reibkoeffizienten sind $\mu = 0,1$, $\mu = 0,3$ und $\mu = 0,68$.

Nachfolgend sind die Spannungsunterschiede zwischen den Zuständen mit und ohne Reibung an der Oberfläche der Hartwalze beim Softnip ohne Papier dargestellt. Der Einfluss der Reibung auf die Hartwalze beim Softnip unterscheidet sich wesentlich vom Einfluss beim Hartnip, vgl.

Abbildung 4 - 55. Die Normalspannungen erscheinen achsensymmetrisch, während die Schubspannungen punktsymmetrisch verlaufen.

Die größten absoluten Spannungsdifferenzen ergeben sich für die Spannungen in MD mit bis zu 0,11 N/mm² im Zentrum des Nips. Die Reibung wirkt auf die MD- und ZD-Spannungen mit entgegengesetztem Vorzeichen. Der Schub zeigt kaum Effekte in den Ein- und Auslaufzonen, sondern lediglich im Dehnschlupf unkritischen Nipzentrum, wo sich ein sinusförmiger Verlauf ausbildet. Relativ betrachtet liegt der Einfluss der Reibung auf die Oberflächenspannungen in MD bei 2 ‰, in ZD bei 0,3 ‰ und in MD-ZD-Schub bei 3 ‰.

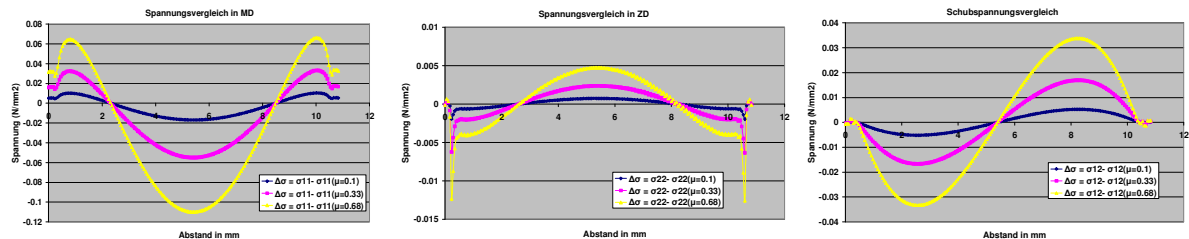


Abbildung 4 - 63: Differenz der Spannungen in der Hartwalzenoberfläche des Softnips die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts) ohne Papierbahn: „ohne Reibung“ minus „mit Reibung“ für die Reibkoeffizienten $\mu = 0,1$, $\mu = 0,33$ und $\mu = 0,68$.

Der sich ergebende Zusammenhang zwischen aufgebrachter Linienlast und Spannung σ_{22} in ZD über der Nipbreite wird für die Fälle ohne und mit Reibung im Softnip in Abbildung 4 - 64 unter Vernachlässigung und in Abbildung 4 - 65 unter Berücksichtigung der Papierbahn dargestellt. Beim reinen Walzenmodell ohne Papierbahn ist kein signifikanter Unterschied zwischen dem reibfreien und dem reibbehafteten Modell zu erkennen. Die Nipbreite beträgt in beiden Fällen 10,02 mm bei einer Linienlast von 384 N/mm.

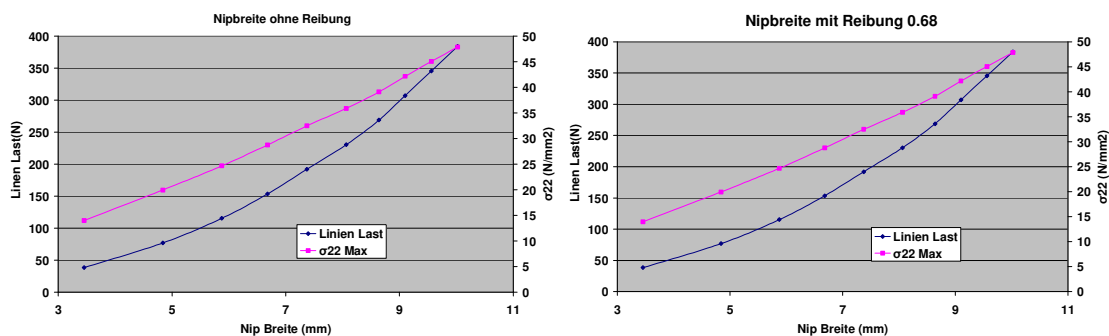


Abbildung 4 - 64: Zusammenhang zwischen Nipbreite und der wirkenden maximalen Nipdruckspannung σ_{22} in der Hartwalzenoberfläche beim Softnip in ZD ohne Papierbahn sowie Linienlasten.

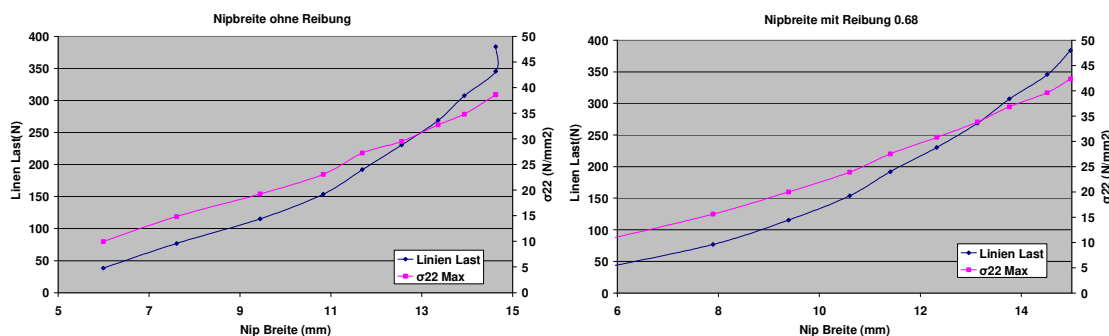


Abbildung 4 - 65: Zusammenhang zwischen Nipbreite und der wirkenden maximalen Nipdruckspannung σ_{22} in der Hartwalzenoberfläche beim Softnip in ZD mit Papierbahn sowie Linienlasten.

Die Nipbreite vergrößert sich auf 14,98 mm bei Anwesenheit einer Papierbahn im Nip aufgrund deren Elastizität. Die Darstellung der zugehörigen maximalen Nipdruckspannung in Abbildung 4 - 65 enthält wegen der in Abbildung 8 - 95 und Abbildung 8 - 96 erkennbaren Fluktuationen eine Ungenauigkeit hinsichtlich der Interpretierbarkeit der dargestellten Spannungswerte. Es ist allerdings anzunehmen, dass die angesetzte Reibung ausgleichend auf die Spannungen wirkt und damit die multiplen Zwischengleitzonen reduziert werden.

Für den Werkstoff Papier sind insbesondere die Spannungen in der Papieroberfläche, die gegen die Hartwalze satiniert wird von großem Interesse. Sie sind in der Abbildung 4 - 66 dargestellt. Die Normalspannungen weisen eine gleichmäßige Verteilung auf, wobei die Normalspannungen entgegen dem in Abbildung 8 - 96 ermittelten Verlauf keine Fluktuationen aufweisen. Während die ZD-Druckspannungen von der Hartwalze direkt an das Papier weitergegeben werden, bilden sich analog zum Hartnip seitens der tangentialen Spannungen in MD Zugspannungen aus, wohingegen in der Hartwalzenoberfläche Druckspannungen existieren. Die Ursachen hierzu sind vergleichbar zu den dargestellten Ursachen im Hartnip auf Seite 67.

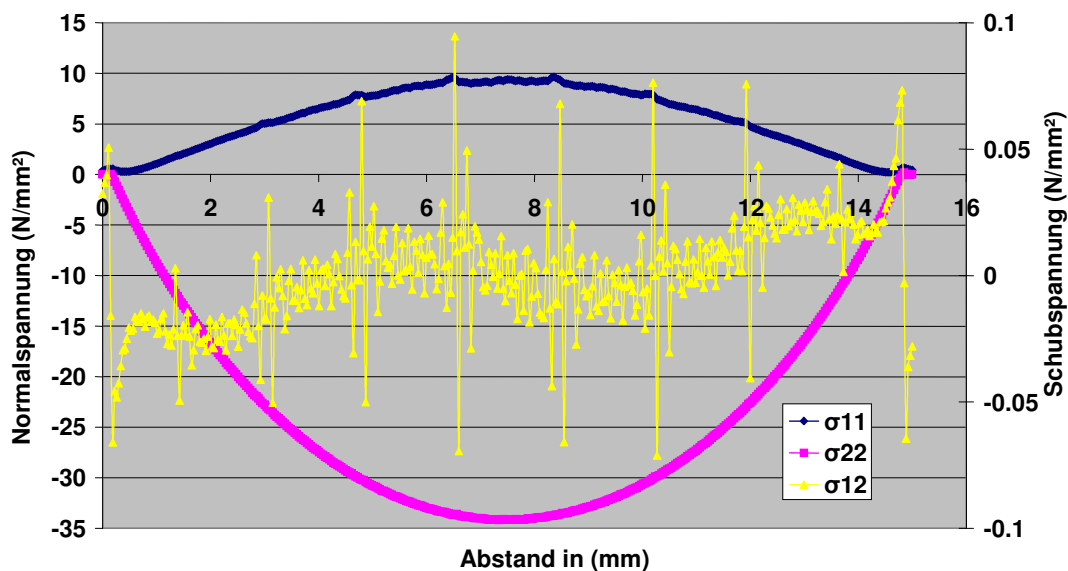


Abbildung 4 - 66: Normal- und Schubspannungsverläufe σ_{11} , σ_{22} und σ_{12} in MD, ZD bzw. MD-ZD in der Papierbahnoberfläche (gegen die Hartwalze) im Softnip (ohne Reibung) unter 385 N/mm Linienlast.

Die im Papier auftretenden Schubspannungen zeigen den bereits in Abbildung 8 - 96 für Schub identifizierbaren oszillierenden Verlauf. Mit ca. 0,075 N/mm² sind sie sehr niedrig. Weiterhin wird aus dem Schubspannungsverlauf in Abbildung 4 - 66 deutlich, dass die angesetzte Diskretisierung für eine detaillierte Nipanalyse nicht ausreicht.

4.1.5 Wechselnip

Die Betrachtung des Weich-Weichwalzenkontaktes dient der Modellierung des Wechselnips. Dieser Nip tritt nur im Walzenpaket eines Softkalenders auf, um die gegen die Hartwalzen laufende Papieroberfläche zu wechseln. Damit sind auch die für den Wechselnip maßgeblichen Linienlasten im Kalenderbetrieb vorgegeben. Sie liegen in der Größenordnung des Softnips, obwohl seitens der Hersteller infolge der mit 50 N/mm² angesetzten zulässigen Druckspannung sehr viel größere Linienlasten möglich sind. Vor diesem Hintergrund wurde zur Abschätzung der maximal zulässigen Linienlast eine analytische Berechnung durchgeführt, die ergab, dass Linienlasten von 757 N/mm für den vorliegenden Nip zulässig sind.

Vor dem Hintergrund der Erfahrungen aus der Simulation von Hart- und Softnip wird auch beim Wechselnip erwartet, dass sich eine größere Nipbreite mit verringerten Maximaldruckspannungen gegenüber dem Softnip ausbildet. Die Spannungsverteilung für die maximale Linienlast von 757 N/mm sind in Abbildung 4 - 67 und Abbildung 4 - 68 dargestellt.

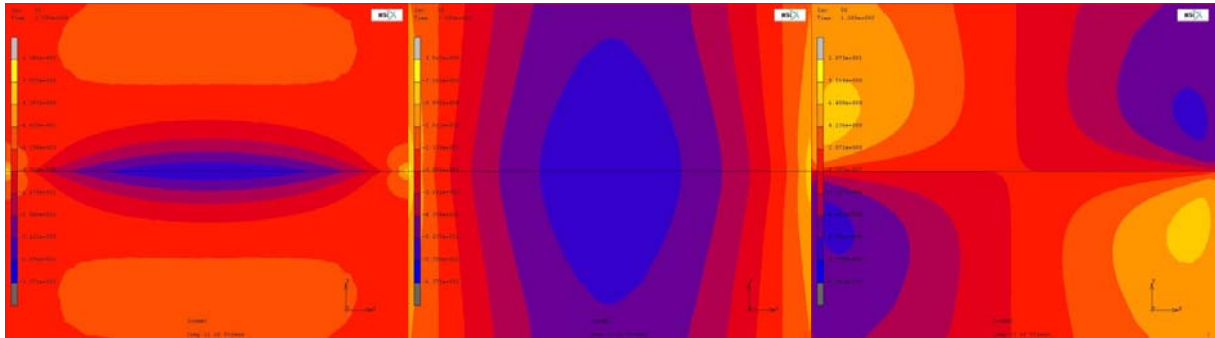


Abbildung 4 - 67: Normalspannungsverteilung in der Kontaktzone des Wechselnips (ohne Papierbahn, ohne Reibung) unter 757 N/mm Linienlast in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts).

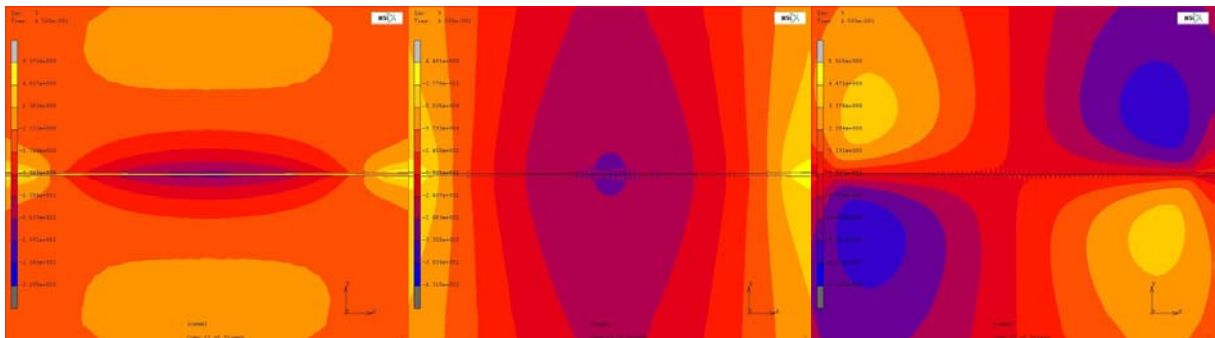


Abbildung 4 - 68: Normalspannungsverteilung in der Kontaktzone des Wechselnips (mit Papierbahn, ohne Reibung) unter 460 N/mm Linienlast in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts).

Die Simulation ergibt bei gleicher maximaler Nipdruckspannung von ca. 47,6 N/mm² (entsprechend einer Linienlast von 605,6 N/mm) eine Nipbreite von 16,0 mm beim Wechselnip vs. 10,02 mm beim Softnip (entsprechend einer Linienlast von 385 N/mm). Dies bestätigt die Annahme der Ausbildung einer größeren Nipbreite bei verringerter Maximaldruckspannungen gegenüber dem Softnip (vgl. Abbildung 8 - 97 und Abbildung 8 - 98). Die Anwesenheit von Papier im Nip wirkt bei der angenommenen Linienlast ebenfalls Nip verbreiternd und führt zur Verringerung der Maximalspannung und damit zu geringeren Spannungsgradienten.

Auch in der Analyse des Zusammenhangs zwischen Nipbreite und der wirkenden maximalen Nipdruckspannung σ_{22} in der Weichwalzenoberfläche sind durch nachfolgenden Abbildung keine deutlicheren Ergebnisse für den Reibungseinfluss auf die Nipbreite ermittelbar.

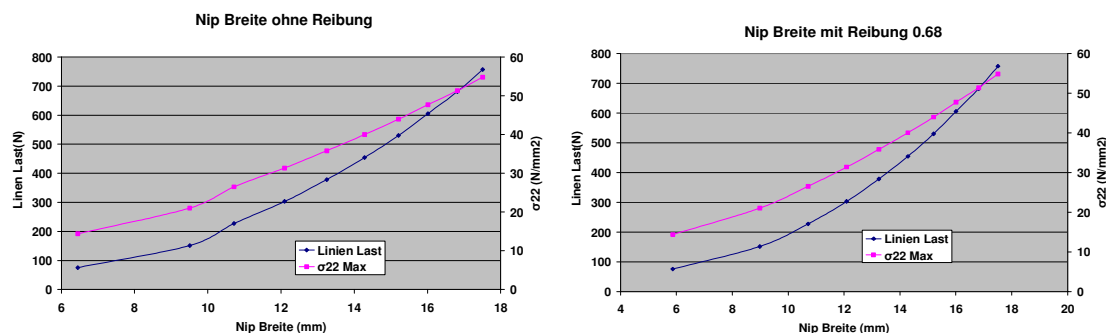


Abbildung 4 - 69: Zusammenhang zwischen Nipbreite und der wirkenden maximalen Nipdruckspannung σ_{22} in der Weichwalzenoberfläche beim Wechselnip in ZD ohne Papierbahn sowie Linienlasten.

4.1.6 Dynamische Nipsimulation

Die dynamische Nipsimulation bildet die weiterführende mechanische Analyse des Satinageprozesses. Grundlage des dynamischen FEM-Modells bildet das Modell für die quasistatischen Simulationen, dem eine Rotation als Belastung aufgegeben wurde. Dieses dynamische Modell erlaubt, die Normalspannungsverteilung im Nip unter vorgegebenen Linienlast und Rotation zu berechnen, darzustellen und auszuwerten. Die dynamische Berechnung erfolgte ohne Berücksichtigung der Papierbahn und unter Variation der Reibbeiwerte wie bei den quasistatischen Berechnungen.

Aus rechenkapazitiven Gründen ist die Rotationsgeschwindigkeit mit 1 rad/s angesetzt, wobei die Papierbahn den Nip von links nach rechts durchlaufen würde. Damit dreht die Oberwalze entgegen dem Uhrzeigersinn, und die Unterwalze rotiert mit dem Uhrzeigersinn. Die geringe Rotationsgeschwindigkeit ist damit weit von den eigentlichen Prozessgeschwindigkeiten entfernt.

An dieser Stelle werden die für die Modellbildung erforderlichen Grundlagenuntersuchungen vorgestellt und ausgewertet. Fehlende dynamische Materialparameter für die Elastomerbeläge und die Papierwerkstoffe, wie auch die noch zu grobe Diskretisierung, ermöglichen eine detailliertere Nipanalyse zu diesem Zeitpunkt noch nicht.

4.1.6.1 Hartnip

Die Ergebnisse Spannungsverläufe bei dynamischer Simulation des Hartnips (Abbildung 4 - 70) weisen Ähnlichkeiten zu den Ergebnissen der quasistatischen Simulation auf. Die Normalspannungszonen sind durch die Rotation bzw. das aufgebrachte Drehmoment was die MD-Spannungen anbelangt zum Auslauf und was die ZD-Spannungen anbelangt zum Einlauf hin verschoben. Damit neigt sich die MD-Spannungszone (σ_{11}) in Drehrichtung, während sich die ZD-Druckspannungszone (σ_{22}) der Drehrichtung entgegen neigt. Auffällig sind weiterhin die Änderungen im Schubspannungsplot. Aus den anfänglich zwei punktsymmetrischen Schubzonen ist eine große zentrale Schubzone geworden, die MD- und ZD-Spannungen miteinander verknüpft. Allerdings zeigen sich im Ein- und Auslaufbereich neue separate Schubzonen. Das Auftauchen dieser Schubzonen im Ein- und Auslauf zeigt den Wechsel der Schubspannungswirkrichtung auf der Walzenoberfläche an und bedeutet damit, dass sich, falls diese Zonen im Kontakt liegen, Zwischengleitzone ausbilden können.

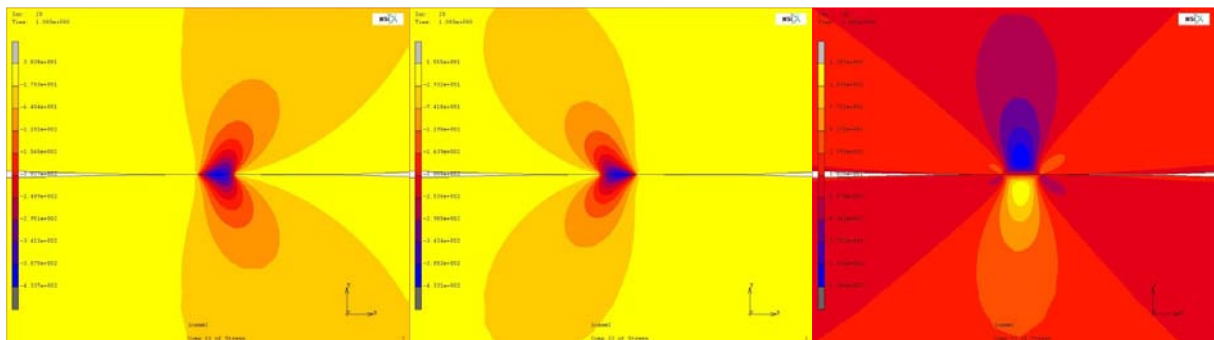


Abbildung 4 - 70: Normalspannungsverteilung in der Kontaktzone eines Hartnips unter Rotation (ohne Papierbahn, ohne Reibung) unter 460 N/mm Linienlast in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts).

Entgegen den Normalspannungsverteilungen innerhalb der Walzen zeigt sich auf der Walzenoberfläche eine andere Spannungsverteilung, vgl. Abbildung 4 - 71. Hier sind die Maxima beider Normalspannungen geringfügig zum Auslauf hin verschoben und bilden einen verzerrten parabelförmigen Verlauf. Die Schubspannungen sind im Auslauf größer als im Einlauf und weisen im Einlauf auf eine Zwischengleitzone und im Auslauf auf zwei mögliche Zwischengleitzonen hin.

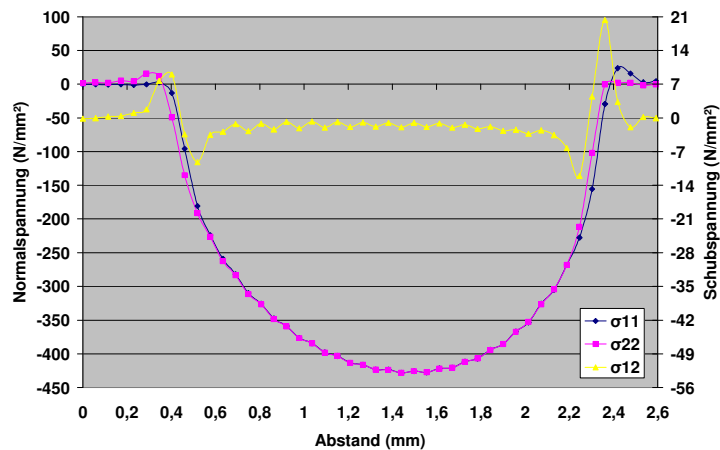


Abbildung 4 - 71: Normal- und Schubspannungsverläufe σ_{11} , σ_{22} und σ_{12} in MD, ZD bzw. MD-ZD in der Hartwalzenoberfläche des Hartnips (ohne Reibung) unter 460 N/mm Linienlast.

Der Einfluss unterschiedlicher Reibkoeffizienten wird wieder über die Differenzbildung ermittelt und zeigt im vorliegenden Fall starke Fluktuationen, so dass davon ausgegangen werden kann, dass die Diskretisierung verfeinert werden muss. Außerdem kann eine veränderte Elementwahl oder eine Modifizierung der Kontaktbedingungen die Fluktuationen beheben.

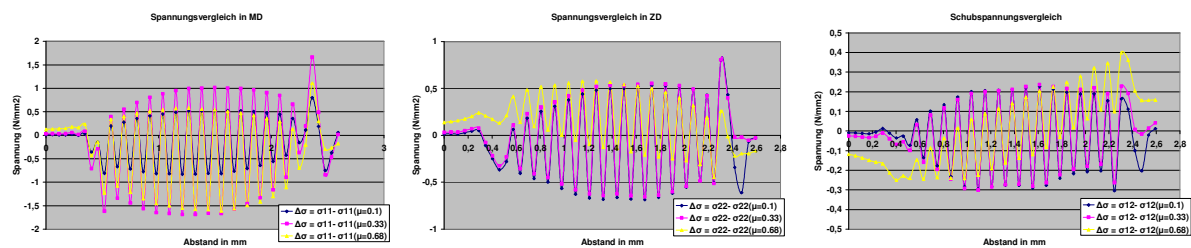


Abbildung 4 - 72: Differenz der Spannungen in der Hartwalzenoberfläche des Hartnips die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts) ohne Papierbahn: „ohne Reibung“ minus „mit Reibung“ für die Reibkoeffizienten $\mu = 0,1$, $\mu = 0,33$ und $\mu = 0,68$.

4.1.6.2 Softnip

Die Spannungsverläufe ähneln denen des Hartnips. Auch hier sind infolge der Rotation die MD-Spannungen zum Auslauf und die ZD-Spannungen zum Einlauf hin verschoben. Die Schubspannungen zeigen sehr viel ausgeprägtere Einlauf und Auslaufschubzonen, die zu den schon beim Hartnip angesprochenen Zwischengleitzonen führen können.

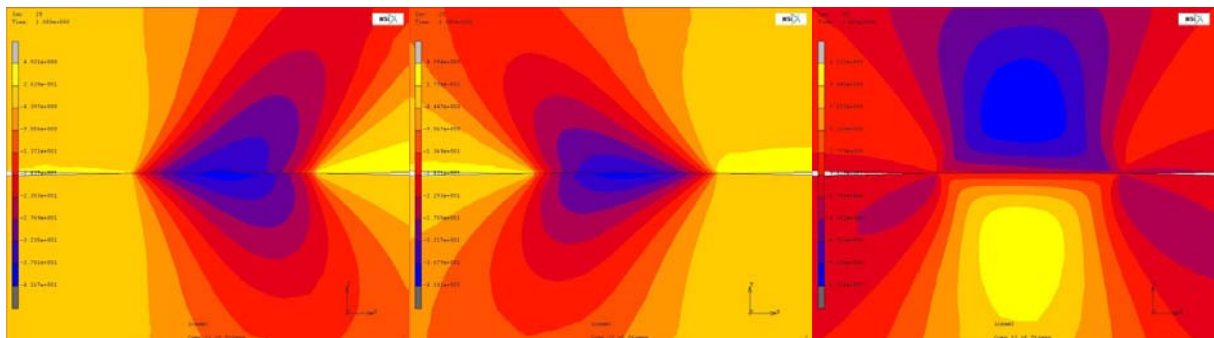


Abbildung 4 - 73: Normalspannungsverteilung in der Kontaktzone eines Softnips unter Rotation (Weichwalze oben, Hartwalze unten, ohne Papierbahn, ohne Reibung) unter 384 N/mm Linienlast in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts).

Während die Normalspannungsverläufe an den Walzenoberflächen des Softnips nahezu identische Verläufe ausbilden, vgl. Abbildung 4 - 74 – die bei der Hartwalze sichtbaren Fluktuationen seien als Modellierungsartefakte vernachlässigt – zeigen die Schubspannungen an Weich- und Hartwalze ein vollständig unterschiedliches Verhalten. An der Weichwalze treten relativ große Schubspannungen bis 4,2 N/mm² auf, während die Schubspannungen an der Hartwalzenoberfläche nahezu Null sind. Allerdings können an beiden Walzenoberflächen die bekannten Ein- und Auslauf spezifischen Schubspannungserhöhungen des Rollkontaktes nachgewiesen werden.

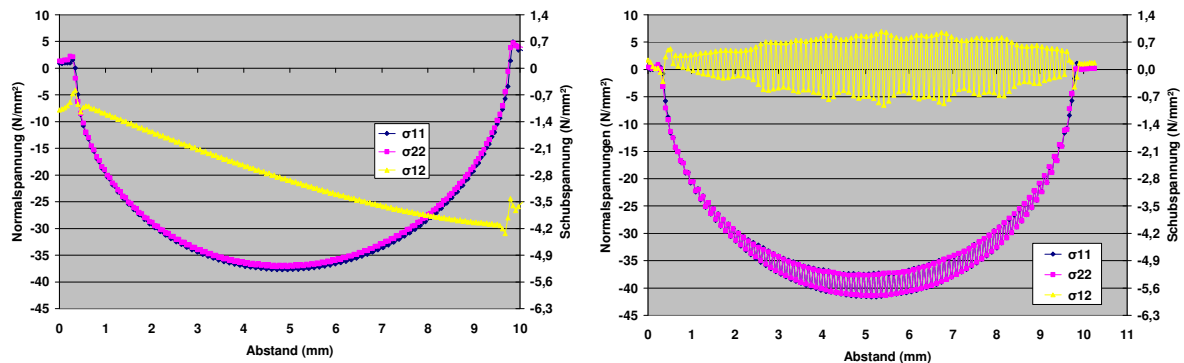


Abbildung 4 - 74: Normal und Schubspannungsverläufe σ_{11} , σ_{22} und σ_{12} in MD, ZD bzw. MD-ZD in der Weich- (links) und Hartwalzenoberfläche (rechts) des Softnips (ohne Reibung) unter 384 N/mm Linienlast.

Der Einfluss unterschiedlicher Reibkoeffizienten wird wegen den an der Hartwalze auftretenden Fluktuationen nachfolgend nur für die Weichwalze dargestellt. Gerade die für die Satinage wichtigen Fälle der Reibkoeffizienten $\mu=0,1$ und $\mu=0,3$ zeigen bezogen auf den reibfreien Referenzfall für die Normalspannungen und Schubspannungen stark unterschiedliche Auswirkungen auf den Normalspannungsverlauf in MD. Der Reibkoeffizient $\mu=0,1$ verschiebt die MD-Spannungen zum Einlauf hin, während die größeren Reibkoeffizienten $\mu=0,3$ und $\mu=0,68$ die MD-Spannungen zum Auslauf hin verschieben. In ZD zeigt der Spannungsverlauf eine Verschiebung der Kurven hin zum Einlauf. Bei den Normalspannungen in MD und ZD zeigt sich, dass die Effekte beim mittleren Reibkoeffizienten $\mu=0,3$ am größten ausfallen. Die Schubspannungen werden insbesondere im Ein- und Auslauf in der Größenordnung von bis zu 25% stärker durch die Reibkoeffizienten beeinflusst.

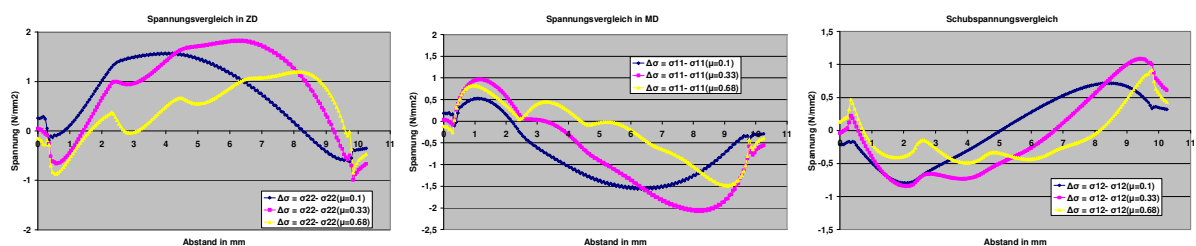


Abbildung 4 - 75 : Differenz der Spannungen in der Weichwalzenoberfläche des Softnips die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts) ohne Papierbahn: „ohne Reibung“ minus „mit Reibung“ für die Reibkoeffizienten $\mu = 0,1$, $\mu = 0,33$ und $\mu = 0,68$.

Der Vergleich der Auswirkung der Reibkoeffizienten auf die Hartwalzenoberflächenspannungen entfällt vor dem Hintergrund der an den Hartwalzen auftretenden Fluktuationen.

4.1.6.3 Wechselnip

Auch die Spannungsverläufe des Wechselnips sind denen des Hart und Softnips ähnlich, vgl. Abbildung 4 - 76. Die Zonen erhöhter Normalspannungen werden noch stärker zum Ein- bzw. Auslauf hin verschoben und die Schubzonen im Ein- und Auslauf werden vergrößert.

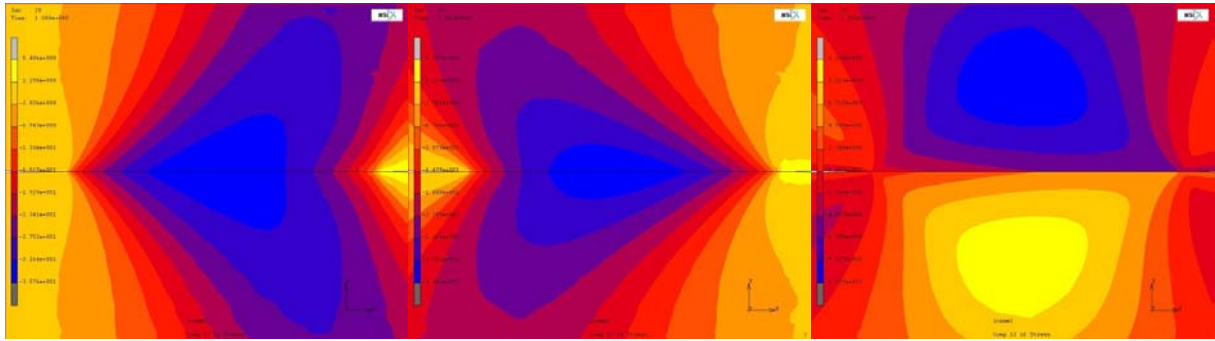


Abbildung 4 - 76: Normalspannungsverteilung in der Kontaktzone des Wechselsnips unter Rotation (ohne Papierbahn, ohne Reibung) unter 757 N/mm Linienlast in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts).

Die Ergebnisse der Oberflächenspannungen gleichen qualitativ denen des Softnips und sind in Abbildung 4 - 77 dargestellt.

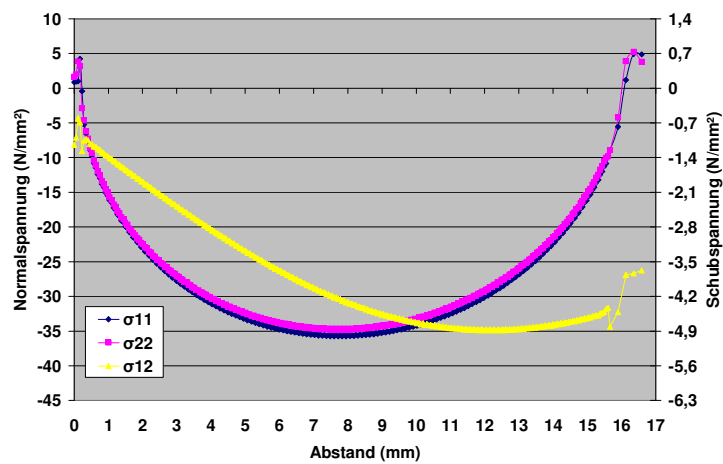


Abbildung 4 - 77: Normal und Schubspannungsverläufe σ_{11} , σ_{22} und σ_{12} in MD, ZD bzw. MD-ZD in der Weichwalzenoberfläche des Wechselsnips (ohne Reibung) unter 757 N/mm Linienlast.

5 Zusammenfassung

Im Rahmen der Untersuchungen zur Ermittlung des Einfluss des Dehnschlupfes von Kunststoffwalzen auf die Satinageergebnisse von Glanz und Glätte sowie zur Ermittlung der Einflüsse der Verweilzeit und Belastungsfrequenz auf den Volumenverlust wurden grundlegende materialwissenschaftliche und numerische Untersuchungen durchgeführt.

Das fehlende Wissen über die quasistatischen, thermischen und dynamischen mechanischen Eigenschaften wurde an einem Beispielbelag ermittelt und zeigte überraschend, dass sich das quasistatische Spannungs-Dehnungsverhalten mit der mathematischen Formulierung $\sigma(\varepsilon) = E_{ini} \cdot \varepsilon \cdot e^{-k \cdot \varepsilon}$ mit einer Genauigkeit von 99,2% abbilden lassen kann. Diese Funktion wurde im Vorfeld ebenfalls für die Papierdickenrichtung als verbessertes semiphysikalisches Materialgesetz ermittelt.

Weiterhin wurde herausgefunden, dass der E-Modul des untersuchten Belags über der Dehnung in die satinagerelevante radiale Richtung beim Function-Layer ein bilineares Verhalten aufweist, wobei nach einem linearen Anstieg bis ca. 0,8% Dehnung (entspricht ca. 15 N/mm²) der E-Modul bei ca. 4000 N/mm² konstant bleibt. Eine Belastung im Bereich 15 N/mm² bis 50 N/mm² führt also im Function-Layer zu keiner Veränderung des E-Moduls. Anders verhält sich der Base-Layer. Über den gesamten untersuchten Spannungsbereich zeigt der Base Layer einen linearen Anstieg seines E-Moduls über der Dehnung. Der initiale E-Modul liegt wie auch beim Function-Layer knapp unterhalb von 1000 N/mm². Er steigt mit zunehmender Dehnung auf knapp 6000 N/mm² an.

Die Untersuchungen des mechanisch-dynamischen Elastomerverhaltens sind bislang nur für den Base-Layer vollständig analysiert. Sie zeigen, dass sich im untersuchten Frequenzbereich von 1 Hz bis 100 Hz nur kleine Änderungen des Speichermoduls und des Verlustmoduls ergeben. Der Speichermodul entspricht dem Elastizitätsmodul, während der Verlustmodul die Hystereseverluste bei dynamischer Belastung beschreibt. Größenordnungsmäßig liegt der Verlustmodul mit unter 100 N/mm² weit unter dem Speichermodul, der Werte zwischen 3000 N/mm² und 5000 N/mm² annimmt.

Der Speichermodul des Base-Layer hängt stärker von der aufgetragenen Belastung im Nip und von der Temperatur ab, als von der Belastungsfrequenz. So führen die zwei Belastungsversuche mit 7,8 N/mm² ± 5,3 N/mm² und mit 13,5 N/mm² ± 11,6 N/mm² Belastung zu einem Speichermodul von ca. 4700 N/mm², während eine höhere statische Belastung bei in etwa gleich bleibender dynamischer Belastung von 33,2 N/mm² ± 15,7 N/mm² mit ca. 5230 N/mm² einen größeren E-Modul bewirken.

Wie erwartet war das temperaturabhängige Verhalten der Belagselastomere hinsichtlich des Speichermoduls stark ausgeprägt. Von 22 °C auf 80 °C fallen die vorgenannten Speichermoduli des Base-Layer auf 3000 N/mm² bis 3500 N/mm² ab.

Für die untersuchten Referenzpapiere konnten das Spannungs-Dehnungsverhalten in Dickenrichtung hinreichend genau identifiziert werden. Während die Tiefdruckpapiere bis zu 60% Dehnung im unsatinierten Zustand erfahren, weist das satinierte SC-Papier nur noch bis zu 30% Dehnung auf. Die WFC-Papiere liegen im unsatinierten Zustand bei ca. 30% Stauchung und erreichen nach Satinage nur Werte um ca. 15%.

Die Identifizierung des reversiblen und irreversiblen Materialverhaltens in ZD-Druck weist darauf hin, dass alle Papiere ein reversibles Verhalten von 5% bis 8% besitzen. Die weiteren Anteile sind plastische Dehnungsanteile.

Die projektrelevante Analyse der Papierdicken erfolgte anhand der quasistatischen Be- und Entlastungsversuche. Bei über die Satinagespannung hinausgehender Druckbelastung weisen alle Papiere nur noch geringfügige Verluste an Dicke auf. Das bedeutet, dass die angesetzten Satinagedrucklasten eine maximale Dickenreduzierung hinsichtlich des Parameters Druckspannung bewirken.

Das für das Projekt relevante dynamische Papierverhalten wurde hinsichtlich der Versuche und des Maschineneinsatzes analog zu dem Verhalten der Elastomere vorbereitet. Dabei führten die Experimente zu Schwierigkeiten in der Auflösung der Papierdicken, so dass vorerst nicht mit den Projektpapieren sondern mit einem GD3-Karton mit 300 g/m² Versuche gefahren wurden. Die Messungen am Eplexor zeigten extreme Streuungen, die auf die Messmethodik selbst zurückzuführen waren, denn

die Papiere wurden einem Frequenzsweep über den gesamten Messbereich von 1 Hz bis 100 Hz ausgesetzt. Dies führt zu sukzessiven Überlagerungen und damit zu bleibenden und zeitabhängigen Stauchungen infolge der Vorbelastungen.

Durch einen Vergleich zwischen industrieller Satinage und im Labor nachgestellter Drucksatinage konnte ein Unterschied bei den Parametern Glanz und Glätte nachgewiesen werden. Dieser lässt sich unter anderem auf Dehnschlupfphänomene von Kunststoffwalzen zurückführen.

Die Bedruckbarkeitsanalyse erfolgte hinsichtlich Rauheit (anstelle Glätte) und Glanz. Für die Rauheitsuntersuchungen wurden Laserprofilometer eingesetzt. Die unbelasteten Projektpapiere haben im unsatinierten Zustand eine etwa doppelt so hohe Rauigkeit als im satinierten Zustand. Werden die zeitabhängigen Effekte vernachlässigt, kann für die gestrichenen Papiere eine sehr gute Übereinstimmung der Rauigkeit zwischen Drucksatinage und industrieller Satinage nachgewiesen werden. Für das SC-Papier gilt diese Korrelation nicht. Damit kann auch eine Aussage zu den physikalischen Phänomenen gegeben werden: Während die gestrichenen Papiere in ihrer Glätte hauptsächlich auf die Satinagedruckspannung reagieren, gibt es bei den ungestrichenen Papieren weitere Effekte, die maßgeblich zu einer Änderung der Rauigkeit beitragen. Dies werden neben thermischen und hygroskopischen Effekten auch hochfrequente Dehnschlupfphänomene sein, die zur Glättung der Oberfläche beitragen.

Die Analyse des durch Drucksatinage induzierten Glanzes weist keine Übereinstimmung mit industrieller Satinage auf. Bei den gestrichenen Papieren ist der Unterschied mit 10% bis 15% Glanz allerdings geringer ausgeprägt als beim ungestrichenen SC-Papier mit einem Unterschied im Glanz von 25%. Auch hier sind die Prozessparameter Feuchte, Temperatur, Verweilzeit und Dehnschlupf maßgeblich für den großen Unterschied verantwortlich.

Zur Klärung der Nipmechanischen Zusammenhänge und zur Identifizierung des projektrelevanten Dehnschlupfes wurden quasistatische und dynamische FEM-Simulationen eines Walzennips unter Ansatz von experimentell bestimmten Materialkennwerten für die Werkstoffe Papier und Belag durchgeführt.

Es konnte für die dynamischen Simulationen ein modellierungsbedingter Fehler ermittelt werden, der sich aus Aussteifungseffekten infolge der für die Rotation notwendigen Felgen- bzw. Speichenmodelle ergibt. Die angesetzten Felgen bzw. Speichen behindern die umlaufenden Biegespannungen, wodurch sich im dynamischen Modell ein Fehler zwischen 5% und 18% für die sich einstellende Nipbreite ergibt.

Die quasistatischen Simulationen am Hartnip, Softnip und Wechselnip weisen auf den immensen Einfluss des Papiers zur Spannungsreduzierung im Nip und zur Nipverbreiterung hin. Eine Parametervariation der Reibkoeffizienten ergab, dass sich die Spannungen an den Nip bildenden Oberflächen infolge Reibung kaum verändern. Damit kann davon ausgegangen werden, dass auch die tangentialen Reibschubeinflüsse in den Kontaktflächen minimal sind. Allerdings konnte gezeigt werden, dass sich Zwischengleitzone innerhalb des Nips ausbilden. Diese Zwischengleitzone und die physikalisch bedingten Gleitzone im initialen Ein- und Auslaufbereich lassen auf eine tangentialen Wechselbeanspruchung der Oberflächen schließen. Auch wenn die Wechselbeanspruchung in diesen Zwischengleitzone nicht zu Reibschlupf führt, da die tangentialen Dehnungen infolge des hyperelastischen Papiers zu gering sind, werden die Oberflächendehnungen vor dem Hintergrund ihrer Anregungsfrequenz zwischen 1 kHz bis 10 kHz im Bereich der für einen Ultraschallimpuls relevanten Frequenzen liegen. Damit konnte nachgewiesen werden, dass im herkömmlichen Satinageprozess bereits in geringem Rahmen Ultraschallsatinage stattfindet.

6 Ausblick

Zur effizienten Auswertung der bei StoraEnso in Mönchengladbach ermittelten papierphysikalischen Daten aus aktuellen [1] und vorangegangenen [21] Untersuchungen, wird aktuell an einer automatischen Auswerteroutine gearbeitet, mit der sämtliche Kombinationsvarianten möglicher physikalischer oder phänomenologischer Parameter (680 Möglichkeiten, bestehend aus linearen, gekoppelten oder weiteren Gliedern höherer Ordnung) auf ihre Relevanz hin untersucht werden. Dadurch wird das im INFOR-Projekt Nr. 61 entwickelte Regressionsmodell erweitert sowie die Regressionsrechnung automatisiert und beschleunigt. Damit können weitere physikalische Parameter, wie die im Fokus stehenden zeit- bzw. frequenzabhängigen mechanischen Eigenschaften sowie Dehnschlupf, einfacher einbezogen werden.

Bezogen auf den Dehnschlupf werden aktuell weitere Verformungs- und Spannungsberechnungen zur Bestimmung der Lage und Größe der Schlupfbereiche durchgeführt, so dass die Größe der Druck- und Reibschubspannungen an der Papieroberfläche sowie ihr quantitatives Verhältnis zueinander bestimmt werden können. Genau diese Größen sind es, die in der Ursachen-Wirkungs-Kette schließlich die Anteile der „Druck- und Schubsatinage“ bewirken und damit Glanz und Glätte beeinflussen.

Hinsichtlich des Einflusses von Verweilzeit und Belastungsfrequenzen auf den Volumenverlust werden Berechnungen für ausgewählte Walzenkombinationen und Papiersorten unter besonderer Beachtung des plastischen Verformungsanteils, der den Volumenverlust auslöst, durchgeführt. Im Fall der Belastungsfrequenz ist dabei insbesondere der viskoelastische Verformungsanteil zu berücksichtigen, der reversibel ist und während des Bahnlaufs von Nip zu Nip rückgebildet wird und damit den Volumenverlust reduziert [20].

Die dargestellten Ergebnisse und die vorgenannten weiterführenden Arbeiten werden vom Autor Herrn Dipl.-Ing. Niebuhr in seiner Dissertation „*Prognoseverfahren zur Vorhersage der Eigenschaftsänderungen von Papier bei der Satinage*“ aufgenommen und praxisrelevant zusammengestellt.

7 Literatur

- [1] M. Flayyih: „Analyse der Veränderung von Be- und Verdruckbarkeitseigenschaften von Papier infolge Satinage“, Master Arbeit des Studiengangs Computational Engineering am Lehrstuhl für Maschinenelenmente und Konstruktionslehre (LMK), Ruhr-Universität Bochum, 05.2008
- [2] Rolf van Haag: „Über die Druckspannungsverteilung und die Papierkompression im Walzenspalt eines Kalanders“, Dissertation; Technische Hochschule Darmstadt; 1994
- [3] Rolf van Haag: „Physikalische Grundlagen des Glättens“, Wochenblatt für Papierfabrikation; Nr. 18; 1997
- [4] S. Hatap: „Experimentelle Analyse des mechanischen Werkstoffverhaltens von Papier unter Satinage relevanter Druckbelastung“, Diplomarbeit am Lehrstuhl für Maschinenelenmente und Konstruktionslehre (LMK), Ruhr-Universität Bochum, 08.2007
- [5] Robby Kristian: „Rollkontaktsimulation des Kalenderwalzenspaltes bei der Satinage von Papier Analyse der Veränderung von Be- und Verdruckbarkeitseigenschaften von Papier infolge Satinage“, Projektarbeit am Lehrstuhl für Maschinenelenmente und Konstruktionslehre (LMK), Ruhr-Universität Bochum, 2008
- [6] <https://ces.karlsruhe.de/culm/mathematik/kurven/linreg0.htm>
- [7] http://www.statcon.de/statconshop/product_info.htm?products_id=26
- [8] G. Merziger, T. Wirth: „Repititorium der höheren Mathematik“, Verlag: Binomi, Am Bergfelde 28, 31832 Springe; Hannover; 1993; ISBN 3 923 923 33 3
- [9] V. Niebuhr: „Rheologische Untersuchungen an Ruß- und Silika-gefüllten Elastomeren“, Diplomarbeit am Institut für Statik der Leibniz-Universität Hannover; 06.2002
- [10] Manfred Pahl, Wolfgang Gleissle, Hans-Martin Laun; „Praktische Rheologie der Kunststoffe und Elastomere“, Verein Deutscher Ingenieure, VDI-Gesellschaft Kunststofftechnik; 4. überarbeitete Auflage; VDI-Verlag; Düsseldorf; 1995 ISBN: 3-18-234192-8
- [11] M. Pietryga: „Modellierung des Kraft-Verformungsverhaltens von Papier und dessen Anwendung auf Schneidprozesse“, Studienarbeit, 2004
- [12] J. David Pfeiffer: „Measurement of the K2 factor for Paper“, Proceedings; Paper finishing and Converting Conference; Hershey, PA/USA; 1980
- [13] H. Roch: „Experimentelle Analyse des mechanischen Werkstoffverhaltens von Kalenderwalzenbezügen“, Projektarbeit am Lehrstuhl für Maschinenelenmente und Konstruktionslehre (LMK), Ruhr-Universität Bochum, 08.2008
- [14] H. Sarzaïem: „Präparation und Prüfung von Kalenderbezugswerkstoffen aus Elastomerkompositen“, Studienarbeit am Lehrstuhl für Maschinenelenmente und Konstruktionslehre (LMK), Ruhr-Universität Bochum, Stand 02.2009 (in Bearbeitung)
- [15] J. Sjöberg: „Simulation of a calendernip“, Luleå University of Technology, Schweden; ISSN 1402-1617; ISRN LTU-EX--00/251—SE; NR 2000:251; 08.2000
- [16] N. Stenberg; „On the Out-of-plane Mechanical Behaviour of Paper Materials“, Doctoral Thesis, Departement of Solid Mechanics, Royal Institute of Technology, Stockholm; 2002; ISSN 1104-6813
- [17] B. B. Uysal: „Analysis of Lagrangian and Eulerian Approaches in Rolling Contact Simulation of Paper Calendering“, Case Study des Studiengangs Computational Engineering am Lehrstuhl für Maschinenelenmente und Konstruktionslehre (LMK), Ruhr-Universität Bochum, 2008
- [18] B. B. Uysal: „Finite Element Simulation of Rolling Contact in Paper Calendering“, Masterarbeit am Lehrstuhl für Maschinenelenmente und Konstruktionslehre (LMK), Ruhr-Universität Bochum, 09.2008
- [19] M.-J. Wang: „Effect of Polymer-filler and Filler-Filler Interactions on Dynamic Properties of filled Vulcanizates“, RUBBER CHEMISTRY AND TECHNOLOGY; Vol. 71; No. 3; Pages 520ff; July-August 1998

- [20] E.G. Welp, V. Niebuhr: „*Einfluss des Dehnschlupfes von Kunststoffwalzen auf die Satinageergebnisse von Glanz und Glätte sowie der Verweilzeit und Belastungsfrequenz auf den Volumenverlust*“, Projektvorschlag vom 07.09.2006, Angenommen als Infor-Projekt Nr. 104
- [21] E. G. Welp, V. Niebuhr: „*Untersuchung der Satinageeigenschaften von Kalandерwalzen mit Kunststoffbelägen*“, Lehrstuhl für Maschinenelemente und Konstruktionslehre, Ruhr-Universität Bochum; INFOR-Projekt Nr. 61; 2007
- [22] E.G. Welp, V. Niebuhr: „*Interactions of time dependent, thermal and hygroscopic characteristics and runnability properties of paper*“, Proceedings of the Ninth International Conference on Web Handling, Oklahoma State University, Stillwater, USA, June 10-13, 2007
- [23] E.G. Welp, V. Niebuhr: „*Increasing the determination quality for mechanical properties in thickness direction of paper and paperboard*“, Poster presented at the „Progress in Paper Physics Seminar 2008“, Espoo, Finland
- [24] E. Wolf: „*Theoretische und experimentelle Grundlagenuntersuchungen zum Scherschneiden von Papier*“, Dissertation am Lehrstuhl für Maschinenelemente und Konstruktionslehre, Ruhr-Universität Bochum, 09.2009, Shaker-Verlag, ISBN: 978-3-8322-4412-5
- [25] http://www.hilgers.com/F_Microscope.htm

8 Anhang

8.1 Mikroskopische Untersuchung der Belagsproben

Für die mikroskopischen Untersuchungen wurden vom Belagmaterial Dünnschliffe auf Objektträgern mit einer Dicke von wenigen Mikrometern hergestellt. Diese und die Seitenflächen der Probekörper wurden mit der Aufsicht-Lichtmikroskopie-Anlage Leica DM 4000 M des Instituts für Werkstoffe der Ruhr-Universität Bochum in den Ebenen CD-ZD, MD-ZD und MD-CD untersucht.

Der Blick auf die CD-ZD- bzw. die MD-ZD-Ebene des Base-Layer zeigt im Querschnitt, wie der Lastabtrag über die eingebrachte Faserbewehrung erfolgt. Das eingearbeitete Gewebe trägt insbesondere Zugkräfte in tangentialer (MD) und axialer (CD) Richtung ab, während in radialer Richtung (ZD) durch Einbettung der Fasern in das Matrixmaterial CD-ZD- bzw. die MD-ZD-Schubspannungen abgebaut werden. Das Matrixmaterial verhindert zudem eine Schädigung der Fasern.

Die Festigkeit des Base-Layer vom Belag A auf Belastung in ZD-Zug, MD-ZD-Schub oder CD-ZD-Schub hat sich als sehr gering herausgestellt, denn bei Probenpräparation und Handling brechen die Probekörper sehr leicht in den Trennflächen zwischen den einzelnen Gewebelagen (innerhalb der MD-CD-Ebene). Dies kann fertigungsbedingte Ursachen haben, die eine Folge eingepprägter Vorspannungen des Fasergeflechts infolge des Wickelprozesses sind, oder eine Folge der Lufteinschlüsse und einer damit unvollständigen Matrixausbildung sein. Auch ein unzureichender Verbund zwischen Matrix und Faser sind als Ursache für die geringe Festigkeit möglich.

Die Analyse der MD-CD-Ebene war bei den Base-Layern aufgrund der vorgenannten Delaminationsproblematik nicht möglich.

8.1.1 CD-ZD-Ebene

Die in den Base-Layer des Belags A eingebrachten Glasfasern von ca. 10 µm Durchmesser verlaufen in der MD-CD-Ebene senkrecht zueinander (Abbildung 8 - 1), wohingegen beim inneren Base-Layer des Belags B neben den tangential verlaufenden Fasern zwei gegeneinander verschränkte bzw. verflochtene Faserlagen in axialer Vorzugsrichtung verlaufen (Abbildung 8 - 2). Dadurch erscheint die Webstruktur des blau-weißen Belags B komplexer.

Aus den mikroskopischen Analysen kann nicht ermittelt werden, ob das Fasermaterial direkt auf den Kern gewebt wurde, oder ob ein vorgefertigtes und ggf. mit Harz getränktes Vlies aufgewickelt wurde.

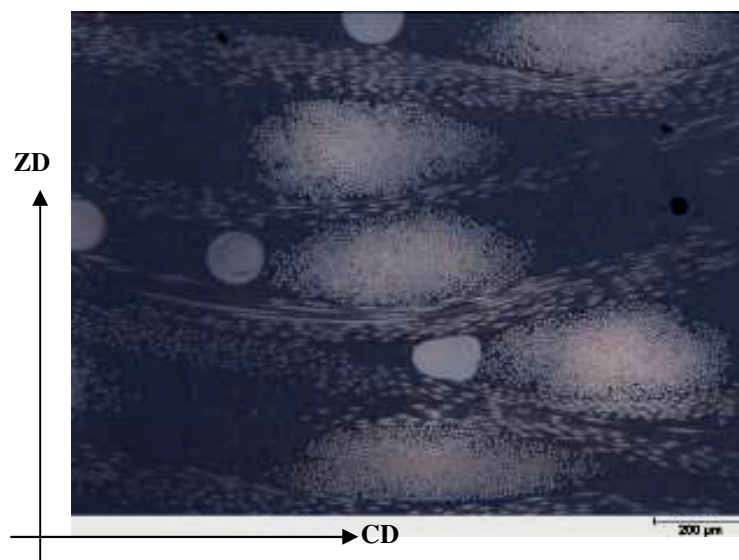


Abbildung 8 - 1: Aufsicht auf die CD-ZD-Ebene des Belags A (gelb) Base-Layer.

In den Basislagen beider Elastomerbezüge sind Lufteinschlüsse identifizierbar (Abbildung 8 - 1, Abbildung 8 - 2 und Abbildung 8 - 3). Während bei Belag A wenige aber relativ große Lufteinschlüsse in der Matrix erkennbar sind, sind beim Belag B viele unterschiedlich große Lufteinschlüsse (wenig große, viele kleine) zu entdecken. Belag B enthält zudem Füllstoffe, die insbesondere in den Zwischenräumen zwischen den Faserbündeln erkennbar sind.

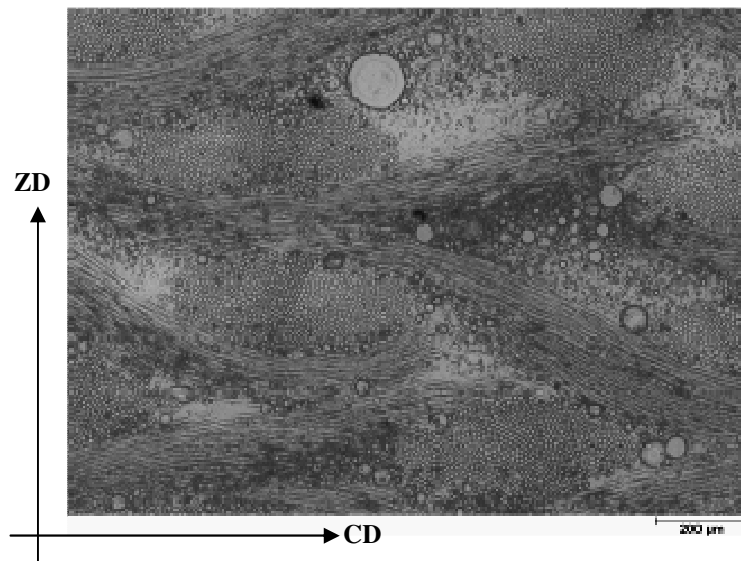


Abbildung 8 - 2: Aufsicht auf die CD-ZD-Ebene des Belags B (blau-weiß) innerer Base-Layer (kernnah).

Die Aufsicht auf den Outer-Base-Layer des Belags B zeigt eine vollständig andere Struktur. Die Fasern wirken gebrochen und verlaufen vorzugsweise in CD-Richtung. Weiterhin erscheinen sie dicker (ca. 20 µm).

Da makroskopisch eine sehr enge Verschlaufung in ZD-Richtung erkennbar ist, ist davon auszugehen, dass der Vorgang zur Herstellung der Dünnschliffe bei dieser Probe die Fasern hat brechen lassen und das Applizieren auf dem Objektträger führte anschließend zur Ausrichtung der Fasern in CD-Richtung. Auch das große Maß an Lufteinschlüssen weist auf Präparationsfehler bei der Herstellung der Dünnschliffe hin.

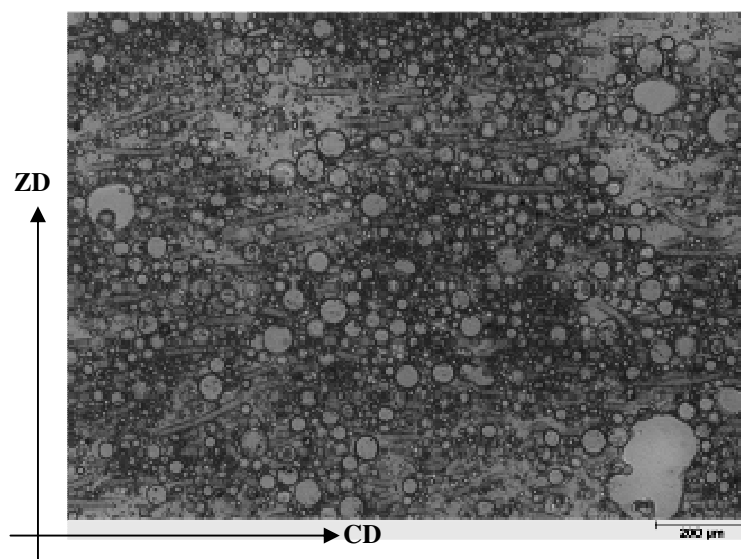


Abbildung 8 - 3: Aufsicht auf die CD-ZD-Ebene des Belags B (blau-weiß) äußerer Base-Layer, der an den inneren Function-Layer grenzt.

Im Mikroskopiebild des Function-Layer des Belags A ist eine nahezu homogene Verteilung der Füllstoffe in der CD-ZD-Ebene erkennbar. Fasern sind nur an wenigen Stellen schwer zu erkennen, so dass davon ausgegangen werden kann, dass entweder die Fasern mit der genutzten Mikroskopiertechnik nicht hinreichend genau dargestellt werden, dass CD-ZD-Ebene nicht die Vorzugsrichtung darstellt oder dass nur ein geringer Faseranteil enthalten ist.



Abbildung 8 - 4: Aufsicht auf die CD-ZD-Ebene des Belags A (gelb) Function-Layer.

Um auch geschnittene Fasern zu identifizieren, wäre eine Färbung der Oberfläche mit auf die Faser- und Füllstoffe abgestimmten reaktiven Färbemitteln von Interesse. Da der Fokus der Arbeit auf dem Dehnschlupf, dem Rollkontakt und den dynamischen Effekten lag und eine genaue chemische Analyse im Rahmen dieser Arbeit nicht vorgesehen war, wurde auf derartige Methoden verzichtet.

Der blau-weiße Belag B zeigt im inneren und äußeren Function-Layer eine gleiche homogene Struktur. Die enthaltenen Füllstoffpartikel sind mit unter 5 µm Durchmesser sehr fein. Im makroskopischen sichtbare ungleichmäßige Verfärbungen über der Schichtdicke sind auf die Farbstoffverteilung zurückzuführen, die im Mikroskopischen, vgl. Abbildung 8 - 5, als dunkle Punkte erscheinen.

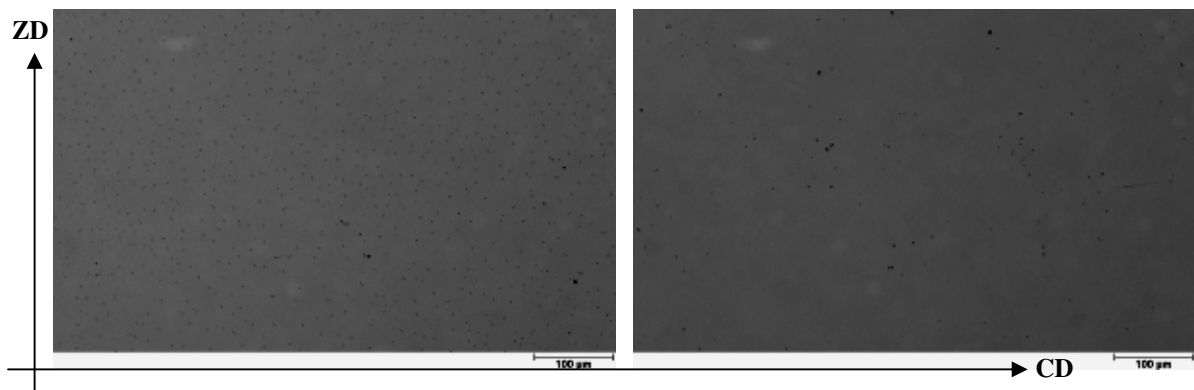


Abbildung 8 - 5: Aufsicht auf die CD-ZD-Ebene des Belags B (blau-weiß) innerer Function-Layer (links) und äußerer Function-Layer (rechts).

8.1.2 MD-ZD-Ebene

Bei der Aufsicht auf die MD-ZD-Ebene lassen sich wie bei der CD-ZD-Ebene Unterschiede zwischen den untersuchten Belagtypen A und B feststellen. In den Ansichten beider Beläge sind die senkrecht durchtrennten bzw. tangential angeschnittenen Faserbündel zu erkennen.



Abbildung 8 - 6: Aufsicht auf die MD-ZD-Ebene des Belags A (gelb) Base-Layer in 50- bzw. 100-facher Vergrößerung.

Der Base-Layer des gelben Belags A (Abbildung 8 - 6) besteht fast ausschließlich aus senkrecht zueinander verlaufenden Glasfasern, eingebettet in eine Kunststoffmatrix.

Die Mikroskopie des inneren Base-Layers des blauen Belags B (Abbildung 8 - 7) zeigt den axialen Anschnitt der in MD verlaufenden Faserbündel. Weiterhin sind Faserbündel zweier gegeneinander verschränkter Faserrichtungen zu erkennen. Diese wurden durch den Trennprozess schräg angeschnitten. Bereits in Kapitel 8.1.1 konnte auf eine solche Verflechtung bzw. Verwebung geschlossen werden. Sie dient konstruktiv der Unterstützung der Lastabtragung in MD und verringert die Spannungsgradienten zwischen Faser und Matrix. Weiterhin sind Luft einschlüsse erkennbar sowie präpara-tionsbedingt teilweise aus dem Verbund herausgerissene Fasern.

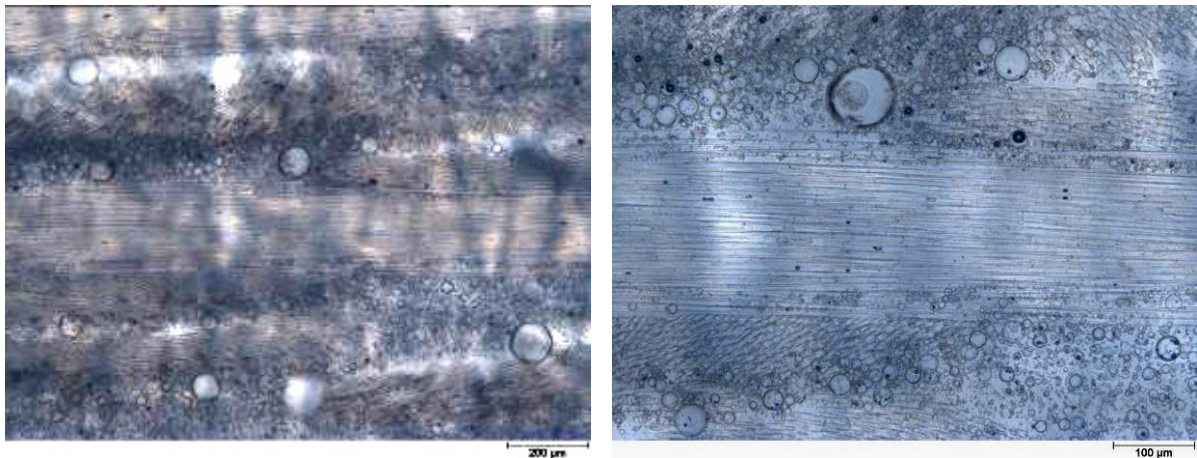


Abbildung 8 - 7: Aufsicht auf die MD-ZD-Ebene des inneren Base-Layers des Belags B (blau-weiß) in 50- bzw. 100-facher Vergrößerung.

Beim Blick auf die MD-ZD-Ebene des äußeren Base-Layers, vgl. Abbildung 8 - 8, sind Fasern, Luft einschlüsse und Füllstoffe zu erkennen. Der Blick auf diese Ebene zeigt dickere, miteinander verwo-bene Glasfasern als sie in der CD-ZD-Ebene erkennbar waren.

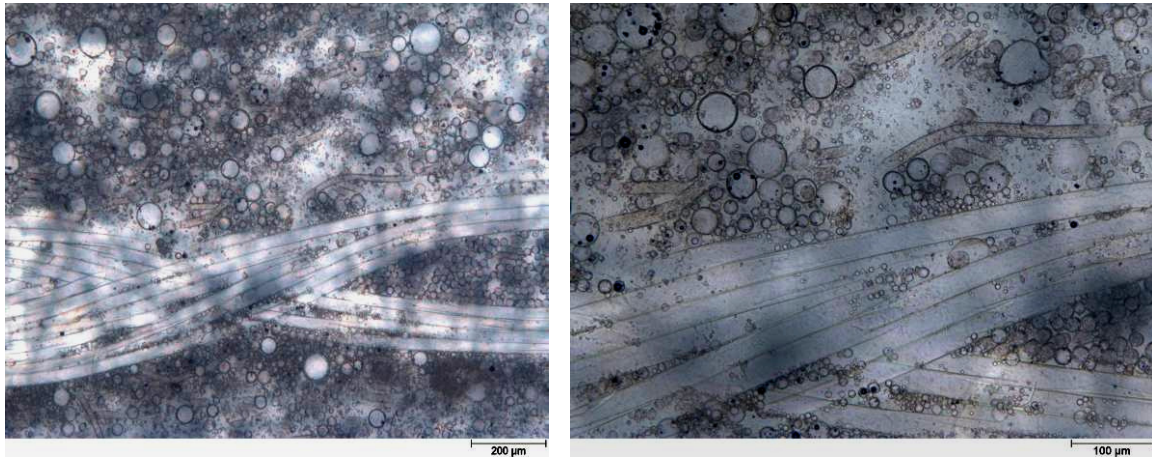


Abbildung 8 - 8: Aufsicht auf die MD-ZD-Ebene des äußeren Base-Layers des Belags B (blau-weiß) in 50- bzw. 100-facher Vergrößerung.

Die Grenzschichten zwischen dem Base-Layer und dem Function-Layer beider untersuchter Beläge sind in der nachfolgenden Abbildung dargestellt.

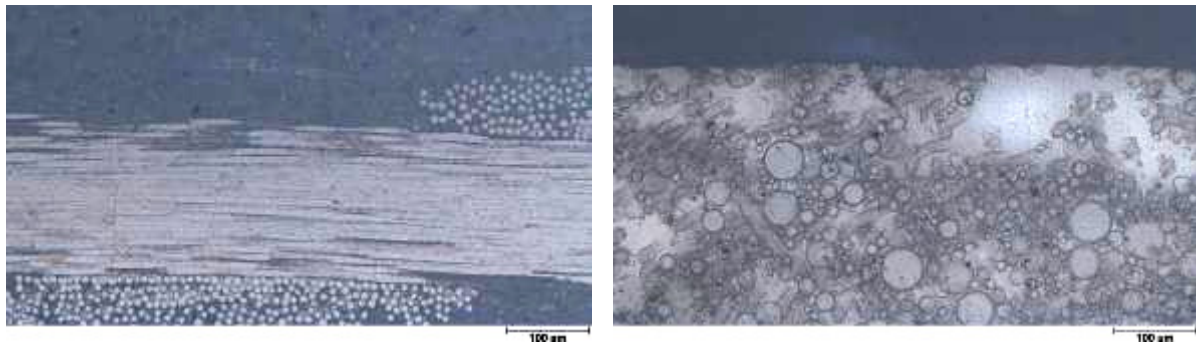


Abbildung 8 - 9: Übergang vom Base-Layer zum Function-Layer, Aufsicht auf die MD-ZD-Ebene der Beläge A (links) und B (rechts) bei 100-facher Vergrößerung.

Beim Belag A sind Base-Layer und innerer Function-Layer ohne eine separate Übergangsschicht miteinander verbunden. Die Verzahnung zwischen dem inneren Function-Layer und dem Base-Layer erfolgt über die äußeren Faserbündel des Base-Layer.

Der gelbe Belag B weist eine Zwischen- bzw. Ausgleichsschicht auf, die aus den Matrixmaterialien des Function-Layers besteht. Diese Schicht wurde ggf. begradigt und anschließend wurde der Function-Layer aufgebracht.

Mit der Aufsichtsmethode kann für die MD-ZD-Ebene des Function-Layer des Belags B lediglich eine phänomenologisch homogene Verteilung der Inhaltsstoffe identifiziert werden. Eine veränderte Farbgebung konnte bereits makroskopisch und anhand der CD-ZD-Ebene identifiziert werden. In diesen Schichten befinden sich keine Faserverstärkungen. Insgesamt erscheinen die Strukturen in der Aufsicht auf die CD-ZD- (Abbildung 8 - 4 und Abbildung 8 - 5) und MD-ZD-Ebene gleich. Daher wurde auf eine Darstellung verzichtet.

8.1.3 MD-CD-Ebene

Ein Dünnschliff zur mikroskopischen Analyse der Base-Layer beider Beläge in der MD-CD-Ebene war aufgrund der vorgenannten Delaminationsproblematik nicht möglich.

Die Dünnschliffe lieferten für die Function-Layer des Belags B aufgrund des homogenen Aufbaus keine weiteren Erkenntnisse. Daher wurde auf ihre Darstellung verzichtet.

Beim Belag A hingegen zeigt die Auflichtmikroskopie der MD-CD-Ebene deutlich die enthaltenen Aramidfasern, vgl. Abbildung 8 - 10. Diese liegen ungerichtet in der MD-CD-Ebene, was mit den Ergebnissen der Abbildung 8 - 4 übereinstimmt.

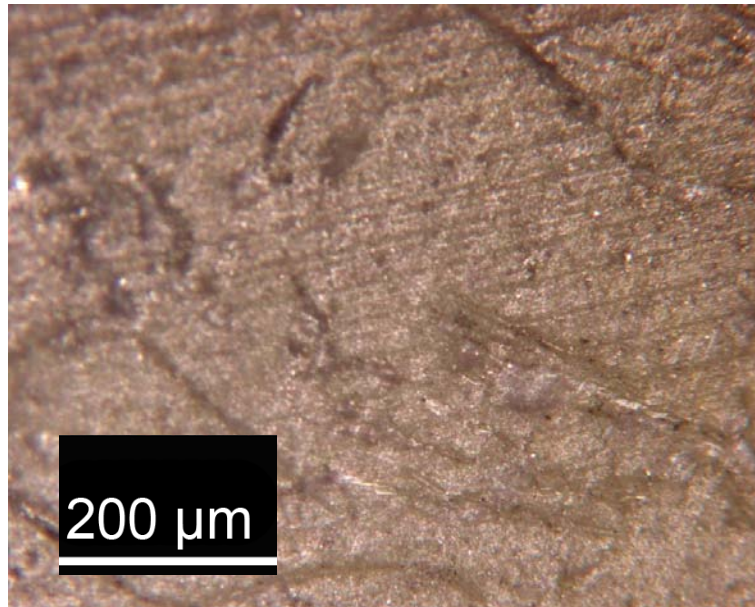


Abbildung 8 - 10: Aufsicht auf die MD-CD-Ebene des Function-Layer des Belags A (gelb).

8.2 Projektpapiere unter ZD-Druck

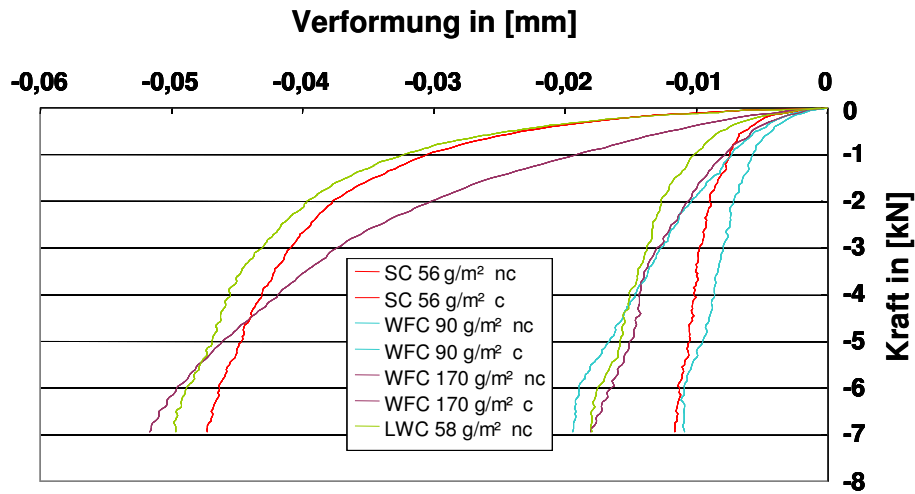


Abbildung 8 - 11: Kraft-Verformungsverhalten satinierter (c) und unsatinierten (nc) Papiere in ZD [23].

8.3 Plastische Dehnungen satinierter und unsatinierten Papiere

LWC 58g/m ²	unsatiniert	Satiniert
Spannung in [N/mm ²]	plastische Deh- nung in [%]	plastische Deh- nung in [%]
-6,6	24,9	8
-17,7	35,1	12
-29,4‡	40,9	14,6
-44,2	46	19
-61,9	47,9	21
-79,57	48,8	24

WFC 90g/m ²	unsatiniert	Satiniert
Spannung in [N/mm ²]	plastische Deh- nung in [%]	plastische Deh- nung in [%]
-6,6	4,1	2,8
-17,7	8	4,8
-31,8	12,7	6,8
-43,5‡	15,5	6,5
-61,9	20,2	9,8
-79,6	21,4	11,7

WFC 170g/m ²	unsatiniert	Satiniert
Spannung in [N/mm ²]	plastische Deh- nung in [%]	plastische Deh- nung in [%]
-6,6	5,2	1,4
-17,7	13,6	3,1
-31,8	20,4	5,1
-45,7‡	23,6	6,7
-61,9	26,4	8,5
-79,5	29,0	10,4

SC 56g/m ²	unsatiniert	Satiniert
Spannung in [N/mm ²]	plastische Deh- nung in [%]	plastische Deh- nung in [%]
-6,6	24,4	5,3
-17,7	38,9	8,1
-35,8‡	46,6	11,3
-44,2	48,4	12,6
-61,9	48,4	13,9
-79,6	51,6	16,9

Tabelle 8 - 1: Belastung und dazugehörige irreversible Verformung in %, ermittelt aus den Be- und Entlastungsversuchen. Das Symbol ‡ kennzeichnet die maximalen Spannungen, mit denen die Projektpapiere satiniert wurden [4].

8.4 Rauigkeitsanalyse nach Drucksatinage

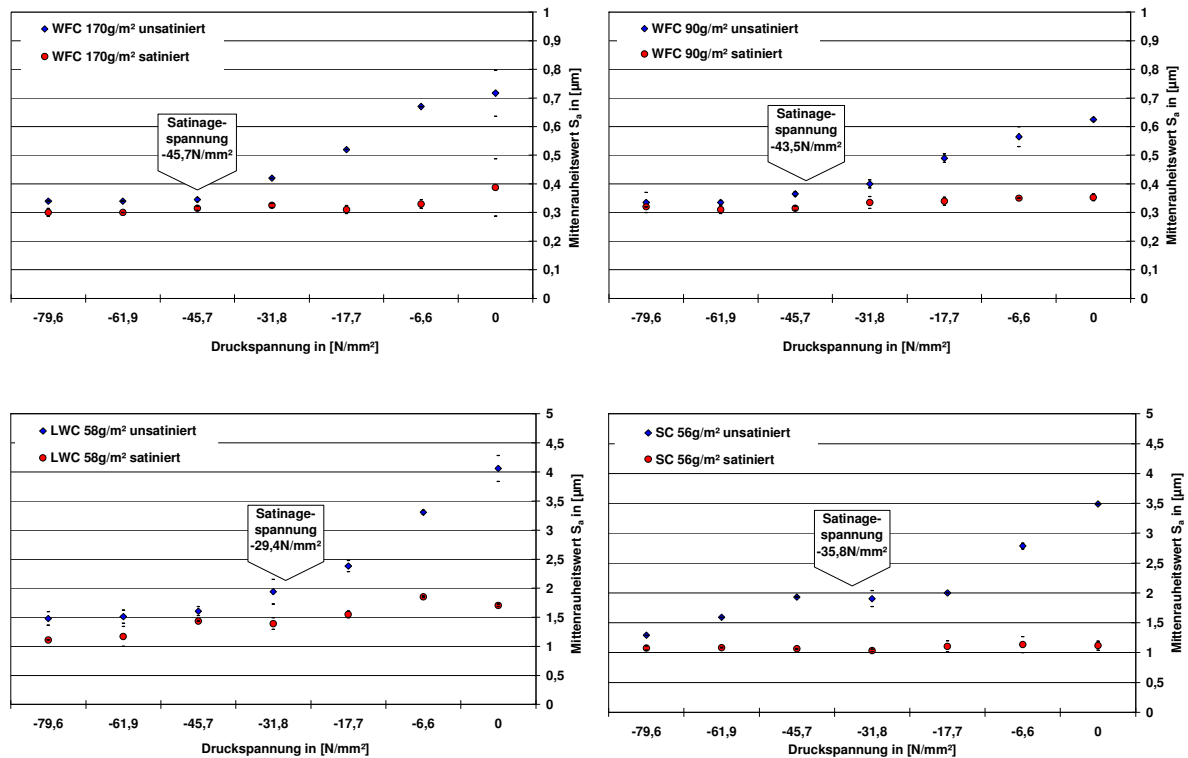


Abbildung 8 - 12: Ergebnisse der Rauigkeitsuntersuchung mit Standardabweichungen ($n=2$) nach quasistatischer Be- und Entlastung der untersuchten Probenpapiere (satinierter und unsatinierter Zustand). Der dabei eingesetzte Druckstempel hatte eine Rauheit von $S_a=0,1\mu\text{m}$ (Ergebnis der Laserprofilometermessung).

8.5 Glanzanalyse der unsatinierten Projektpapiere

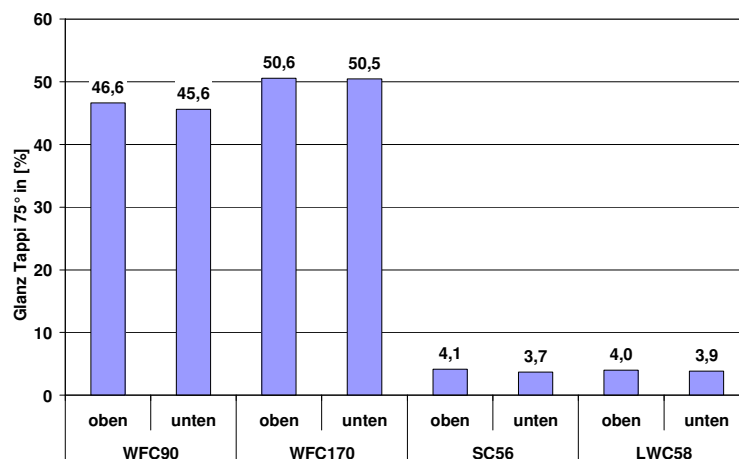


Abbildung 8 - 13: Ergebnisse der Glanzuntersuchung der unsatinierten Projektpapiere (Messungen bei StoraEnso, Mönchengladbach)

8.6 Ergebnisse der quasistatischen Nipsimulation des Hartnips

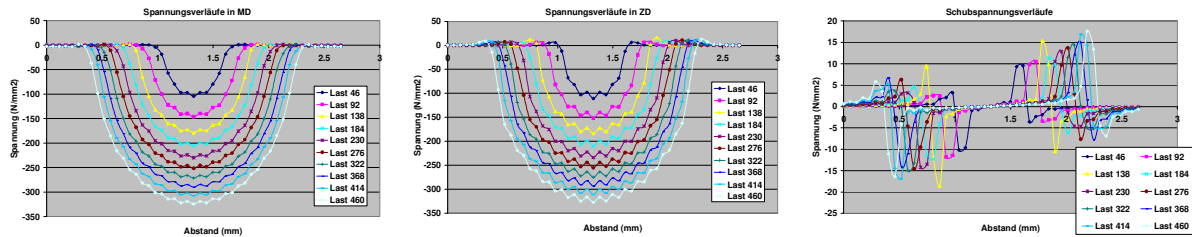


Abbildung 8 - 91: Spannungsverläufe in der Oberfläche der Hartwalzen (ohne Papierbahn, ohne Reibung) der verschiedenen Linienlaststufen in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts). Die Linienlasten sind in der Legende in N/mm angegeben.

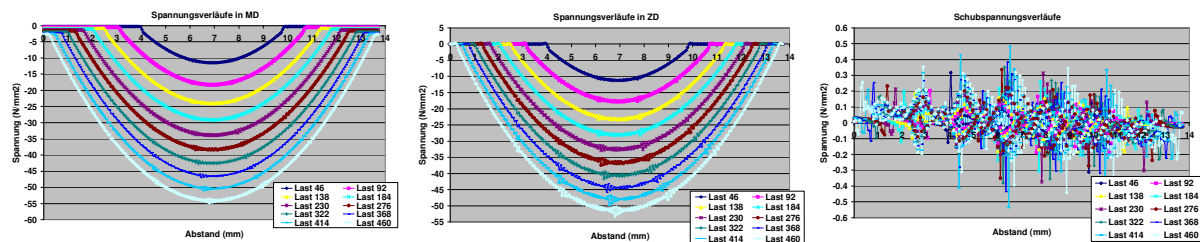


Abbildung 8 - 92: Spannungsverläufe in der Oberfläche der Hartwalzen (mit Papierbahn, ohne Reibung) der verschiedenen Laststufen in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts). Die Linienlasten sind in der Legende in N/mm angegeben.

Bei den Normalspannungsverläufen fallen insbesondere in ZD die im zentralen Nipbereich auftretenden Fluktuationen auf, vgl. Abbildung 8 - 91, deren Ursache bislang nicht ermittelt werden konnte. Die Normalspannungen in MD zeigen ähnliches Verhalten.

An den Walzenoberflächen bilden sich infolge der Nipbelastung weiterhin Schubspannungen aus, die um Faktor 25 bis 50 kleiner als die ZD-Druckspannungen sind. Ihre Ausprägung zeigen beim reinen Walzenkontakt ohne Papier und Reibung jeweils im Ein- und Auslauf ein lokales Schubspannungsmaximum und anschließend ein lokales Minimum in der Größenordnung $\pm 5 \text{ N/mm}^2$ außen und $\pm 15 \text{ N/mm}^2$ innen. Der Wechsel der Schubspannungsrichtung im Ein- und Auslauf weist auf Zwischengleitzone hin, die sich infolge des bei der Berechnung angenommenen reibfreien Kontaktes und dem symmetrischen Modell nicht ausbilden können und nur als Artefakt in der Walzenoberfläche existieren, nicht aber im Übergang von Hartwalze zu Hartwalze. Durch die angetragenen Randbedingungen werden keine tangentialen Oberflächenkräfte übertragen, so dass vollständiger Schlupf möglich ist.

Dieses Verhalten ist in anderer Ausprägung auch für das Modell mit Papierbahn identifizierbar. Die Berücksichtigung einer Papierbahn bei reibfreier Nipmodellierung zeigt multiple Wechsel der Schubspannungsrichtungen an den Walzenoberflächen bei gleichzeitig sehr geringen absoluten Schubspannungswerten, die um Faktor 100 kleiner als die ZD-Druckspannungen sind. Die postulierte Reibfreiheit führt also zu multiplen Schubspannungswechseln über die Nipbreite, die durch die Reibfreiheit nur als Artefakt in der Walzenoberfläche auftreten.

Mit der angesetzten Modellierung ist derartige Verhalten allerdings nicht exakt eingrenzbare, da die Diskretisierung mit ein bis drei Knoten für den zugehörigen Kurvenabschnitt eines Maximums bzw. Minimums nicht ausreicht. Letztendlich kann davon ausgegangen werden, dass eine zwei- bis dreimal höhere Diskretisierungsdichte an diesen Stellen erforderlich ist.

8.7 Ergebnisse der quasistatischen Nipsimulation des Softnips

Die Schubspannung σ_{12} verläuft wie auch beim Hartnip beobachtet punktsymmetrisch zum Kontaktmittelpunkt. In beiden Ästen treten im Ein- bzw. Auslauf je zwei lokale Maxima und zwei lokale Minima auf. Anschließend klingt der Verlauf zum Kontaktmittelpunkt auf Null ab. Die ermittelten Schubspannungswerte sind mit unter 1 N/mm^2 sehr gering. Aufgrund der Streuung der Messwerte und dem

Schubspannungsverlauf im Zentrum wird allerdings deutlich, dass die maximalen Messwerte aufgrund unzureichender Diskretisierung nicht getroffen werden, und es kann angenommen werden, dass ein Fehler bis zu Faktor 6 hinsichtlich der maximalen Schubspannung möglich sein kann.

Der Wechsel von lokalen Minima zu Maxima besitzt beim ersten Wechsel einen Nulldurchgang, was zur Änderung der Schubrichtung führt. Die weiteren lokalen Maxima und Minima führen zu einer schwelenden Dehnungsbeanspruchung an der Oberfläche beim Nipdurchlauf, was über eine ungleichförmige Rüttelbewegung an der Oberfläche beschrieben werden kann. Im ersten Schritt macht ein Punkt auf der Hartwalzenoberfläche, der den Nip durchläuft einen Vorzeichenwechsel durch (negativer Schub, positiver Schub), erfährt anschließend das Schubmaximum, steigt dann, allerdings über einen längeren Weg, nach einer Entlastungsphase auf 50% des maximalen Schubs noch einmal auf 2/3 des maximalen Schubs an und fällt schließlich zum Walzenmittelpunkt gegen Null ab. Punktsymmetrisch wiederholt sich dieser schwelende Schubverlauf zum Auslauf.

Ein Punkt der Weichwalzenoberfläche erfährt im Ein- und Auslauf eine ähnliche Schubbeanspruchung in derselben Größenordnung wie die Hartwalzen, nämlich ca. 0,2 mm bis 0,5 mm. Allerdings zeigen sich zwei Schubwechselzonen im Ein- und Auslauf. Nach Durchquerung der Ein- und Auslaufzonen werden die Schubspannungen über den Rest der Nipbreite nahezu Null. Damit kann auch für die Belagwalzen Dehnschlupf infolge des Simulationsergebnisses angenommen werden.

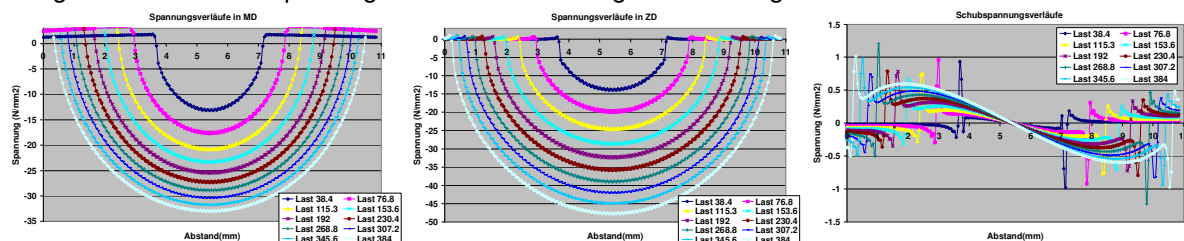


Abbildung 8 - 93: Spannungsverläufe in der Oberfläche der Weichwalze eines Softnips (ohne Papierbahn, ohne Reibung) der verschiedenen Linienlaststufen in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts). Die Linienlasten sind in der Legende in N/mm angegeben.

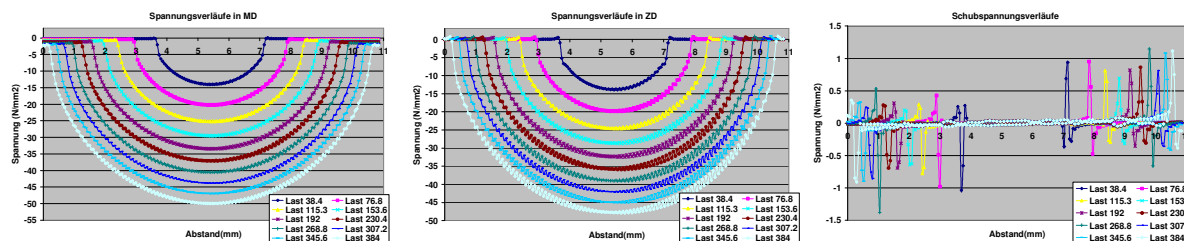


Abbildung 8 - 17: Spannungsverläufe in der Oberfläche der Hartwalze eines Softnips (ohne Papierbahn, ohne Reibung) der verschiedenen Linienlaststufen in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts). Die Linienlasten sind in der Legende in N/mm angegeben.

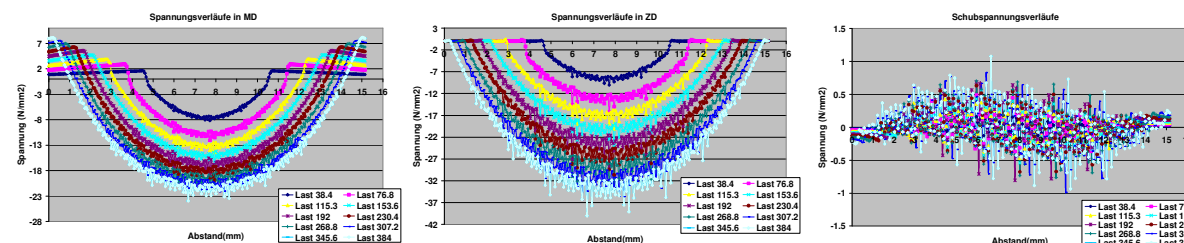


Abbildung 8 - 95: Spannungsverläufe in der Oberfläche der Weichwalze eines Softnips (mit Papierbahn, ohne Reibung) der verschiedenen Linienlaststufen in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts). Die Linienlasten sind in der Legende in N/mm angegeben.

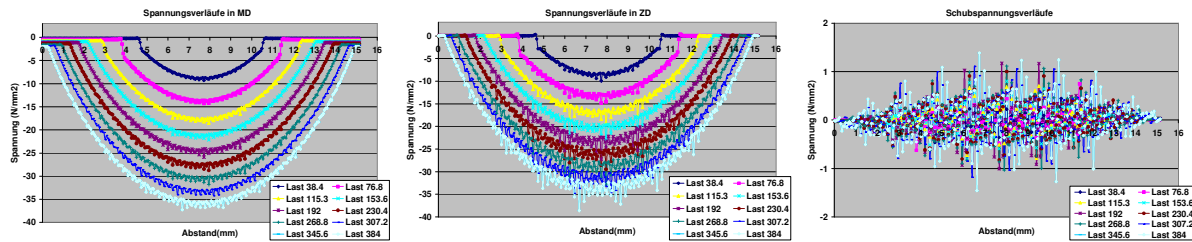


Abbildung 8 - 96: Spannungsverläufe in der Oberfläche der Hartwalzen eines Softnips (mit Papierbahn, ohne Reibung) der verschiedenen Linienlaststufen in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts). Die Linienlasten sind in der Legende in N/mm angegeben.

8.8 Ergebnisse der quasistatischen Nipsimulation des Wechselnips

Die Normalspannungen σ_{11} und σ_{22} sowie die Schubspannungen σ_{12} verlaufen qualitativ in gleicher Weise wie im Softnip. In MD und ZD sind die Spannungen symmetrisch zur Mittelachse des Nips und die Schubspannung ist punktsymmetrisch zum Nipmittelpunkt.

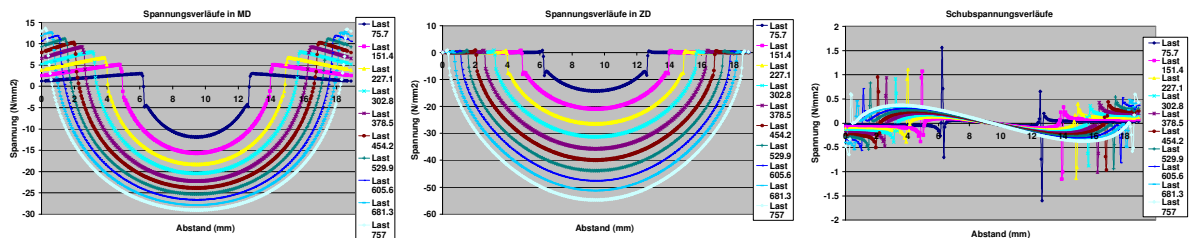


Abbildung 8 - 97: Spannungsverläufe in der Oberfläche der Weichwalze eines Wechselnips (ohne Papierbahn, ohne Reibung) der verschiedenen Linienlaststufen in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts). Die Linienlasten sind in der Legende in N/mm angegeben.

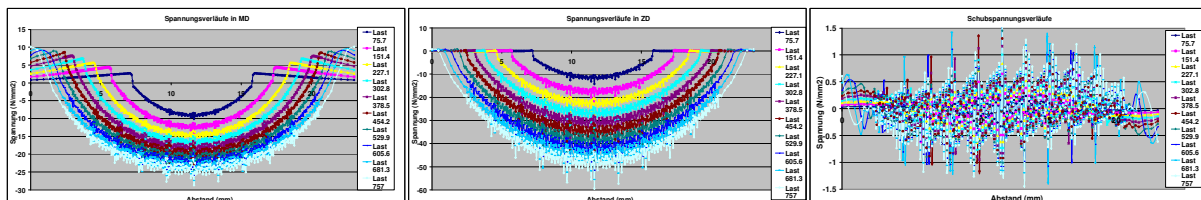


Abbildung 8 - 98: Spannungsverläufe in der Oberfläche der Weichwalze eines Wechselnips (mit Papierbahn, ohne Reibung) der verschiedenen Linienlaststufen in die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts). Die Linienlasten sind in der Legende in N/mm angegeben.

Der Vergleich der Spannungen an der Walzenoberfläche im Wechselpip ohne und mit Papier unter 757 N/mm Linienlast zeigt, dass sich bei Anwesenheit von Papier um ca. 10% geringere MD-Spannungen σ_{11} und ZD-Spannungen σ_{22} ausbilden. Ohne Papier ergibt sich dann die mittlere maximale Druckspannung in ZD an der Belagwalzenoberfläche bei einer Linienlast von 757 N/mm zu ca. 54,67 N/mm² während sich mit Papier nur ca. 49,10 N/mm² ergeben.

Die Simulationen wurden wie beim Hart- und Softnip mit Reibung $\mu = 0,1$, $\mu = 0,33$ und $\mu = 0,68$ durchgeführt. Das Ergebnis hinsichtlich der Normal- und Schubspannungen ist nahezu identisch, weshalb lediglich die Spannungsänderungen für den Wechselpip mit Papier einander gegenübergestellt wurden. Das Ergebnis zeigt, dass sich Änderungen um bis zu 3 N/mm² bei der Normalspannung in MD, bis zu 6 N/mm² bei den Spannungen in ZD und bis zu 1,5 N/mm² bei den MD-ZD-Schubspannungen ergeben. Die Änderungen scheinen oszillierend um den Nullpunkt zu liegen, weshalb davon ausgegangen werden kann, dass die angenommene Diskretisierung nicht ausreicht und dass es sich bei den Differenzen in den Spannungsverläufen um Artefakte aus der Simulation handelt.

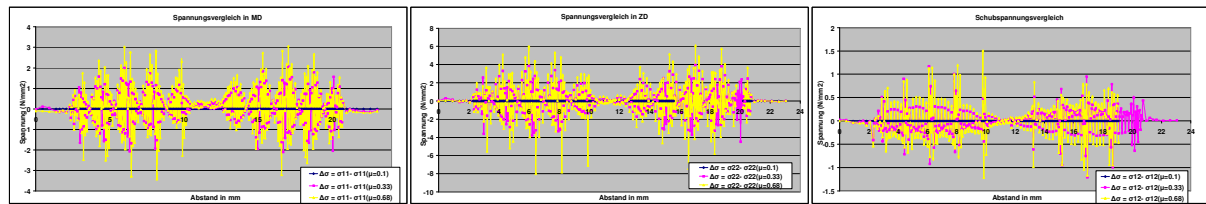


Abbildung 8 - 22: Differenz der Spannungen in der Hartwalzenoberfläche des Softnips die Richtungen MD (σ_{11}) (links), ZD (σ_{22}) (mitte) und MD-ZD-Schub (σ_{12}) (rechts) mit Papierbahn: „ohne Reibung“ minus „mit Reibung“ für die Reibkoeffizienten $\mu = 0,1$, $\mu = 0,33$ und $\mu = 0,68$.

Im Vergleich zu den anderen Nipausprägungen ist die Nipbreite beim Wechselpapier die breiteste. Sie liegt sowohl ohne Reibung als auch mit Reibung bei 757 N/mm Linienlast bei 17,51 mm, vgl. Abbildung 4 - 69.