

Untersuchungen zur Oberflächenbelastung der Walzen von Gutbett-Walzenmühlen

Von der Fakultät für Maschinenbau, Verfahrens- und Energietechnik

der Technischen Universität Bergakademie Freiberg

genehmigte

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

Dr.-Ing.,

vorgelegt

von Dipl.-Ing. Jörg Kleeberg
geboren am 28.08.1972 in Freiberg

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Georg Unland, Freiberg
Prof. Dr.-Ing. habil. Klaus Husemann
Prof. Dr.-Ing. habil. Anette Müller

Tag der Verteidigung: Freiberg, 02. November 2007

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Aufbereitungsmaschinen der Technischen Universität Bergakademie Freiberg.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Georg Unland für die Bereitstellung des Forschungsthemas und seine wertvollen Hinweise und Ratschläge, die zum Gelingen der Arbeit beitrugen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Klaus Husemann und Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Anette Müller danke ich für die freundliche Übernahme der Korreferate und das Interesse an dieser Arbeit.

Für die vielfältige Unterstützung und das gute Arbeitsklima möchte ich allen Kollegen des Institutes für Aufbereitungsmaschinen danken, im Besonderen Herrn Dr.-Ing. Thomas Folgner für die hilfreichen Anmerkungen zu Teilen der Arbeit. Für die Unterstützung bei der Umsetzung der Versuchs- und Meßtechnik bedanke ich mich bei den Mitarbeitern der mechanischen und der elektronischen Werkstatt.

Meiner Lebensgefährtin Kirstin Raßbach danke ich herzlich für ihre Geduld und Unterstützung, vor allem bei der Schaffung des notwendigen Freiraumes zur Fertigstellung der vorliegenden Arbeit.

Die Arbeit wurde von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) unterstützt.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Symbolverzeichnis	III
Abbildungsverzeichnis	VIII
Tabellenverzeichnis	XI
1 Einleitung	1
2 Grundlagen der Gutbettzerkleinerung	3
3 Erkenntnisstand zur Oberflächenbelastung der Walzen	10
3.1 Konstruktion der Walzen	10
3.2 Verschleißsystem	12
3.3 Mechanische Beständigkeit der Walzenoberfläche.....	14
3.4 Oberflächenbelastung der Walzen.....	15
3.4.1 Einfache Modelle.....	17
3.4.2 Walzenbelastung in Abhängigkeit des Kompressionsverhaltens	19
3.4.3 Experimentelle Untersuchungsergebnisse	23
3.4.4 Walzenbelastung durch große Einzelpartikel.....	28
3.5 Präzisierung der Aufgabenstellung	29
4 Systembetrachtung zur Oberflächenbelastung der Walzen durch grobe Einzelpartikel	30
5 Experimentelle Untersuchungen zur Walzenbelastung	35
5.1 Beschreibung des Druckversuchsstandes	35
5.2 Mathematisch-statistische Versuchsplanung	39
5.2.1 Einflußgrößen auf die Druckbelastung.....	39
5.2.2 Statistische Absicherung der Versuchswerte.....	43
5.3 Versuchsablauf und Versuchsdurchführung	46
5.4 Einfluß der Versuchsparameter auf die Oberflächenbelastung	48
5.4.1 Kraft-Weg-Verlauf und Verdichtungsverhalten.....	50
5.4.2 Einfluß der Maschinen- und Verfahrensparameter	52
5.4.2.1 Mittlerer Preßdruck	52
5.4.2.2 Spezifischer Füllungsgrad.....	54
5.4.2.3 Preßgeschwindigkeit.....	59
5.4.3 Einfluß der Materialparameter	60
5.4.3.1 Mittlerer Partikeldurchmesser des Gutbettes	60
5.4.3.2 Partikeldurchmesser des Einzelkorns	65
5.4.3.3 Klinkermaterial.....	66

5.4.3.4	Versuche mit Gipspartikeln	69
5.4.4	Radiometrische Dichteanalyse	70
5.4.5	Auswirkungen auf das Zerkleinerungsverhalten	73
6	Modellbetrachtung zur Oberflächenbelastung	76
6.1	Zusammenfassende Darstellung der Haupteinflußgrößen	76
6.2	Ermittlung des Belastungskollektivs	81
6.3	Beanspruchung der Walzenoberfläche	92
6.3.1	Werkstoffbeanspruchung aus der Gutbettbeanspruchung	93
6.3.2	Werkstoffbeanspruchung durch die groben Einzelpartikel	96
6.3.3	Versagensmechanismen	99
6.4	Schlußfolgerung aus der Modellbetrachtung	100
7	Zusammenfassung	102
	Literaturverzeichnis	XI
	Anlagenverzeichnis	XVI

Symbolverzeichnis

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Benennung</i>
A	m ²	Fläche
A _O	m ²	Gesamtoberfläche der Walze
A _F	m ²	Oberfläche eines einzelnen Flächenelements der Walze
a	mm	Halbdurchmesser der Kontaktfläche bei <i>Hertzscher</i> Punktberührung
a _i	-	dimensionsloser Koeffizient
a _j	-	Argument
B	-	Zuwachsfaktor
B _E	s ⁻¹	Belastungsrate durch die eingebetteten Einzelpartikel
B _G	s ⁻¹	Belastungsrate durch das Gutbett
b	mm	halbe Breite der Kontaktfläche bei <i>Hertzscher</i> Linienberührung
b _k	mm	Bogenmaßabschnitt
c	-	Umrechnungsfaktor
D	mm	Walzendurchmesser
D _A	mm	Prüfspitzenabstand
D _{DT}	mm	Drucktopfdurchmesser
D _e	mm	Äquivalentdurchmesser
d	mm	Durchmesser
d _{A,max}	mm	maximaler Aufgabekorndurchmesser
d _G	mm	Partikeldurchmesser des Gutbettes
d _i	mm	Partikeldurchmesser der i-ten Klasse
d _K	mm	Kugeldurchmesser
d _m	mm	mittlerer Partikeldurchmesser des Gutbettes
d _{o,i}	mm	oberer Partikeldurchmesser der Fraktion
d _P	mm	Partikeldurchmesser
d _{P,max}	mm	maximaler Partikeldurchmesser der Aufgabe
d _{u,i}	mm	unterer Partikeldurchmesser der Fraktion
d _Z	mm	Zylinderdurchmesser
E	N/mm ²	Elastizitätsmodul
F	N	Kraft
F _B	N	Kraft auf Bodenplatte
F _N	N	Normalkraft

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Benennung</i>
F_P	N	Preßkraft
F_R	N	Reibkraft
F_S	N	Schubkraft
F_{sp}	N	spezifische Preßkraft
g_o	-	obere Konfidenzgrenze
$g_{o,soll}$	-	Sollwert der oberen Konfidenzgrenze
g_u	-	untere Konfidenzgrenze
$g_{u,soll}$	-	Sollwert der unteren Konfidenzgrenze
H	mm	Höhe der Druckzone
H_0	-	Nullhypothese
h	mm	Höhe
h_0	mm	Höhe des Gutbettes im Drucktopf zu Beginn der Kompression
h_j	-	absolute Klassenhäufigkeit
I	s^{-1}	Strahlungsintensität
I_0	s^{-1}	unbeeinflusste Strahlungsintensität
I_S	MPa	PLT-Festigkeitsindex
$I_{S(50)}$	MPa	PLT-Festigkeitsindex bei 50 mm
i	-	Klassenanzahl
k	-	Durchmesser Verhältnis
k_E	-	Kurvenparameter der Expansion
k_i	-	Anpassungsparameter
k_M	-	Materialparameter
L	mm	Walzenlänge
l	mm	Längenkoordinate
l_j	mm	Segmentlänge
M_A	Nm	Antriebsmoment
M_{sp}	-	spezifisches Drehmoment
m	-	Kurvenparameter der axialen Druckverteilung
\dot{m}	kg/s	Massestrom
$m_{F,i}$	kg	Masse der i-ten Klasse
$\dot{m}_{F,i}$	kg/s	Massestrom der i-ten Klasse
m_P	kg	Probemasse der Siebanalyse
n_E	s^{-1}	Belastungsrate durch die eingebetteten Einzelpartikel
$n_{E,i}$	s^{-1}	Belastungsrate der i-ten Klasse je Walzensegment
n_K	-	Kurvenparameter der Kompression

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Benennung</i>
n_v	-	Einzelversuchsanzahl
n_w	s^{-1}	Walzendrehzahl
O_j	-	obere Klassengrenze
P	N	Bruchlast
p	MPa	Druck
p_B	MPa	Druck auf die Bodenplatte
$p_{B,max}$	MPa	maximaler Druck auf die Bodenplatte
p_C	MPa	charakteristischer Druck
$p_{E,max}$	MPa	Lastspitze durch eingebettete Einzelpartikel
$p_{H,max}$	MPa	maximale Flächenpressung nach <i>Hertz</i>
p_j	-	Wahrscheinlichkeit für die j-te Klasse
p_m	MPa	mittlerer Preßdruck
$p_{max,N}$	MPa	normierter Spitzendruck
p_P	MPa	Preßdruck
\bar{p}_P	MPa	mittlerer Preßdruck
$p_{P,max}$	Pa	maximaler Preßdruck
p_W	Pa	Wanddruck
r	m	Radius
s	mm	Arbeitsspaltweite
s_0	mm	Spaltweite zu Beginn der Kompression
s_E	mm	Spaltweite nach der Expansion (Schülpendicke)
s_{emp}	-	empirische Standardabweichung
s_{emp}^2	-	empirische Streuung
t	s	Zeit
$t_{n_v-1; 1-\alpha/2}$	-	Quantil der t-Verteilung
U	m	Walzenumfang
V	mm^3	Volumen
V_0	mm^3	Volumen zu Beginn der Kompression
V_∞	mm^3	Volumen bei maximaler Verdichtung
$V_{F,i}$	m^3	Gesamtvolumen der Fraktion i
V_K	mm^3	Kugelvolumen
V_Z	mm^3	Zylindervolumen
v	m/s	Preßgeschwindigkeit
v_U	m/s	Umfangsgeschwindigkeit der Walze
W	mm	Probenbreite

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Benennung</i>
\bar{x}	MPa	Mittelwert der Grundgesamtheit
x^*	-	Drucküberhöhung
x^*_S	-	Drucküberhöhung im Sättigungsbereich
x_0	mm	Nullpunkt des Weges
x_{\max}	mm	maximaler Weg
z	mm	Koordinate in die Walzentiefe bei <i>Hertz</i> schem Kontakt
z_F	-	Anzahl der Flächenelemente (Ereignisorte)
z_i	-	Partikelanzahl der i-ten Klasse
\dot{z}_i	s ⁻¹	Belastungsrate der i-ten Klasse
Δx	mm	resultierender Weg
α	Grad	Kompressionswinkel
α_E	Grad	Einzugswinkel
$\alpha_{P,\max}$	Grad	Winkel des Druckmaximums
β	Grad	Kraftangriffswinkel
$\chi^2_{j-1; 1-\alpha}$	-	Vergleichswert für χ^2 -Anpassungstest
χ_r^2	-	Testgröße für χ^2 -Anpassungstest
δ	-	relative Schülpendichte
δ_E	-	relative Schülpendichte nach der Expansion
δ_S	-	relative Schülpendichte nach der Kompression
δ_0	-	relative Schülpendichte zu Beginn der Kompression
ε	-	Sollgenauigkeit
γ	Grad	Expansionswinkel
η	-	spezifischer Füllungsgrad
φ	Grad	Drehwinkel
φ_0	Grad	Drehwinkel zu Beginn der Kompression
φ_E	Grad	Drehwinkel nach der Expansion
λ	-	Länge/Durchmesser Verhältnis der Walzen
λ	-	axiale Koordinate
λ	-	Lastverhältnis
μ	-	Erwartungswert der Grundgesamtheit
μ'	-	Massenschwächungskoeffizient
μ_R	-	Reibwert
ν	-	Querkontraktionszahl
θ	-	Verdichtung

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Benennung</i>
ρ	kg/m ³	Dichte
ρ_0	kg/m ³	Schüttdichte
ρ_R	kg/m ³	Reindichte
ρ_{Roh}	kg/m ³	Rohdichte
ρ_S	kg/m ³	Schülpendichte
σ	N/mm ²	Spannung
σ^2	-	Streuung der Grundgesamtheit
σ_{FD}	N/mm ²	einaxiale Druckfestigkeit
σ_r	N/mm ²	Radialspannung
σ_y	N/mm ²	Spannung in y-Richtung
σ_z	N/mm ²	Spannung in z-Richtung
Φ	-	Kennwert für das materialspezifische Kompressionsverhalten
$\Phi(a_j)$	-	Verteilungsfunktion
τ	N/mm ²	Schubspannung

Abbildungsverzeichnis

<i>Abbildung</i>	<i>Titel</i>	<i>Seite</i>
Abbildung 1:	Verdichtungs Vorgänge bei der Gutbettbeanspruchung nach [13]	4
Abbildung 2:	Industrielle Gutbett-Walzenmühle der Fa. Köppern, Hattingen	5
Abbildung 3:	Prinzip einer Gutbett-Walzenmühle	6
Abbildung 4:	Mahlkreisläufe mit Gutbett-Walzenmühlen	7
Abbildung 5:	Verschleißschutzsysteme für Gutbett-Walzenmühlen nach [30]	11
Abbildung 6:	Muldenförmiges Verschleißprofil der Walzen einer Gutbett-Walzenmühle nach [34]	13
Abbildung 7:	Ablösen der Verschleißschutzschicht („Peeling“) nach [25]	14
Abbildung 8:	Dauerbruchschaden bzw. Anriß der Walzenoberfläche nach [25]	15
Abbildung 9:	Reaktionskräfte auf der Walzenoberfläche	16
Abbildung 10:	Lineare Druckverteilung in der Beanspruchungszone	18
Abbildung 11:	Beispiel für den Normaldruck- und Schubverlauf (ohne Schlupf)	22
Abbildung 12:	Einfluß der Beanspruchungsgeschwindigkeit auf die Preßkurven nach [6]	25
Abbildung 13:	Einfluß der Preßgeschwindigkeit auf den Kraft-Weg-Verlauf	26
Abbildung 14:	Kraftübertragung während des Preßvorgangs nach [13]	28
Abbildung 15:	„Quasi-hydrostatischer“ Zustand eines eingebetteten Einzelpartikels	28
Abbildung 16:	Geometrische Verhältnisse im Walzenspalt und Drucktopf	31
Abbildung 17:	Versuchsstand „Hydraulische Stempelpresse“	36
Abbildung 18:	Gesamtansicht der Hydraulischen Presse	37
Abbildung 19:	Ansicht des Drucktopfes	37
Abbildung 20:	Schnittdarstellung durch den Drucktopf	38
Abbildung 21:	Ziel- und Einflußgrößen für die Versuche zur Oberflächenbelastung von Gutbett-Walzenmühlen	39
Abbildung 22:	Ermittlung der elastischen Verformung der hydraulischen Stempelpresse	46
Abbildung 23:	Typische Schülpen aus den Drucktopfversuchen	49
Abbildung 24:	Typischer Meßwertverlauf	50
Abbildung 25:	Typischer Verdichtungsverlauf	51
Abbildung 26:	Verdichtungswerte in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades	52
Abbildung 27:	Verhältnis zwischen mittlerem Preßdruck und normiertem Spitzendruck	53

<i>Abbildung</i>	<i>Titel</i>	<i>Seite</i>
Abbildung 28:	Normierter Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Fraktion 3,15/5 mm (Klinker D, $v = 7$ mm/s)	55
Abbildung 29:	Normierter Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Fraktion 11,2/16 mm (Klinker D, $v = 7$ mm/s)	56
Abbildung 30:	Drucküberhöhung in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades bei $p_m = 50$ MPa	57
Abbildung 31:	Drucküberhöhung in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades bei $p_m = 100$ MPa	57
Abbildung 32:	Drucküberhöhung in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades bei $p_m = 150$ MPa	58
Abbildung 33:	Drucküberhöhung in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades bei $p_m = 195$ MPa	58
Abbildung 34:	Kompressionsverlauf in Abhängigkeit der Preßgeschwindigkeit	59
Abbildung 35:	Kompressionsverlauf in Abhängigkeit der Preßgeschwindigkeit	60
Abbildung 36:	Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der mittleren Korngröße, Klinker A	61
Abbildung 37:	Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der mittleren Korngröße, Klinker B	62
Abbildung 38:	Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der mittleren Korngröße, Klinker C	62
Abbildung 39:	Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der mittleren Korngröße, Klinker D	63
Abbildung 40:	Drucküberhöhung in Abhängigkeit des Durchmesserhältnisses ($p_m = 150$ MPa)	64
Abbildung 41:	Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit des Partikeldurchmessers d_p	65
Abbildung 42:	Zusammenhang zwischen PLT-Festigkeit und Mahlbarkeit nach Zeisel	66
Abbildung 43:	Druck unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der Mahlbarkeit nach Zeisel, $p_m = 150$ MPa	67
Abbildung 44:	Druck unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der PLT-Festigkeit, $p_m = 150$ MPa	67
Abbildung 45:	Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit des Einzelpartikelmaterials	69
Abbildung 46:	Lage der Meßpunkte bei der radiometrischen Dichteanalyse	71

Abbildung	Titel	Seite
Abbildung 47:	Dichteverlauf der Schülpen in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades η	72
Abbildung 48:	Zusammenhang zwischen Druck und Verdichtung.....	72
Abbildung 49:	Korngrößenverteilungen mit und ohne eingebettetes Einzelpartikel	73
Abbildung 50:	Druckmindernder Einfluß des Einzelpartikels	74
Abbildung 51:	Vergleich der PLT-Festigkeiten bei unterschiedlichen Beanspruchungszuständen	75
Abbildung 52:	Drucküberhöhung in Abhängigkeit des Durchmesserhältnisses (alle Klinker)	77
Abbildung 53:	Drucküberhöhung x^*_s im Sättigungsbereich	78
Abbildung 54:	Drucküberhöhung in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades (alle Klinker)	79
Abbildung 55:	Anpassungsparameter der Regression	80
Abbildung 56:	Verschiedene Belastungs-Zeit-Verläufe	81
Abbildung 57:	Gliederung der Belastung nach dem zeitlichen Verlauf nach [53].....	82
Abbildung 58:	Prinzipieller Normaldruckverlauf aus der Gutbettbeanspruchung für eine Walzenumdrehung	83
Abbildung 59:	Segmentierung der Walzenoberfläche einer Gutbett-Walzenmühle	87
Abbildung 60:	Mechanische Ersatzmodelle für die Oberflächenbelastung	92
Abbildung 61:	Geometrie bei <i>Hertz</i> scher Pressung und Linienkontakt (Zylinder-Ebene)	93
Abbildung 62:	Spannungsverlauf nach der <i>Hertz</i> schen Theorie bei Linienbelastung	95
Abbildung 63:	Geometrie bei <i>Hertz</i> scher Pressung und Punktkontakt (Kugel-Ebene)	96
Abbildung 64:	Anschliffe ausgewählter Schülpen.....	97
Abbildung 65:	Spannungsverlauf nach der <i>Hertz</i> schen Theorie für unterschiedliche Partikeldurchmesser.....	98
Abbildung 66:	Spannungsverlauf nach <i>Hertz</i> in Abhängigkeit der Partikeldurchmesser d_p der Einzelpartikel	99

Tabellenverzeichnis

<i>Tabelle</i>	<i>Titel</i>	<i>Seite</i>
Tabelle 1:	Typische Daten von Gutbett-Walzenmühlen	7
Tabelle 2:	Übertragung der Belastungsfälle auf den Drucktopf	33
Tabelle 3:	Eigenschaften der verwendeten Klinker	41
Tabelle 4:	Durchmesser Verhältnis k für die verwendeten Zementklinkerfraktionen	42
Tabelle 5:	Drucküberhöhung in der Drucktopfmitte	47
Tabelle 6:	Druckwerte in Abhängigkeit des Mahlbarkeitsindex ($p_m = 150 \text{ MPa}$).....	68
Tabelle 7:	Druckwerte in Abhängigkeit der PLT-Festigkeit ($p_m = 150 \text{ MPa}$).....	68
Tabelle 8:	Resultierender Druck im Gutbett mit eingebettetem Einzelpartikel	74
Tabelle 9:	Normreihen nach DIN 323 [51].....	85
Tabelle 10:	Maske für die Ermittlung des Lastkollektivs	91

1 Einleitung

Zerkleinerungsprozesse gehören zu den energieaufwendigsten Verfahren und verbrauchen weltweit 3 bis 4 % der elektrischen Energie. Nahezu die Hälfte davon wird in der Zementindustrie und zur Aufbereitung mineralischer Rohstoffe benötigt [1]. Von den Produktionskosten entfallen allein in der Zementindustrie ca. 25 bis 35 % auf die Zerkleinerungsprozesse. Aufgrund zunehmend höherer Energiepreise sind somit Energieeinsparungen sowohl von volks- wie auch betriebswirtschaftlichem Interesse. Hinzu kommt der ökologische Aspekt der Einsparung von Energie.

Die Zementmahlung erfolgte bis Mitte der 80er Jahre praktisch immer in Systemen mit Sturzmühlen. Der Wirkungsgrad dieser Maschinen ist verglichen mit der Einzelkornzerkleinerung sehr gering und erreicht höchstens Werte von 9 % [2]. Durch die Einführung der Gutbett-Walzenmühle wurde eine Mahltechnik vorgestellt, mit der es möglich ist, Energieeinsparungen von bis zu 50 % gegenüber diesen konventionellen Zerkleinerungsverfahren (Kugel- und SAG-Mühlen) zu erzielen [3].

Das Prinzip der Gutbettzerkleinerung beruht auf der Beanspruchung eines Materialbettes zwischen zwei Flächen unter hohen Drücken von 50 bis 300 MPa, was teils zur Partikelzerstörung und teils zur Erzeugung von Anrissen im Inneren der Partikel führt. Das Produkt sind zunächst feste Agglomerate, die analog zur Kompaktierung als Schülpen bezeichnet werden. Aufgrund ihrer geringen Festigkeit können die Schülpen in einer nachgeschalteten Prozeßstufe mit vergleichsweise geringem Energieaufwand zerstört werden, wodurch dann das endgültige Zerkleinerungsprodukt vorliegt.

Ein wesentlicher Faktor beim wirtschaftlichen Einsatz von Zerkleinerungsmaschinen in industriellen Anlagen ist neben dem energetischen Aspekt vor allem die Verfügbarkeit. Probleme mit einer mangelnden Betriebssicherheit durch das Auftreten von Schäden an den Oberflächen der Walzen führten zu einer sinkenden Akzeptanz der Gutbett-Walzenmühlen. Hervorgerufen wurden die Schäden durch eine Überlastung der Walzenoberflächen infolge von im Gutbett eingelagerten groben Partikeln in Kombination mit einer mangelnden mechanischen Beständigkeit des Verschleißschutzes.

Die komplexe Beanspruchung der Walzenoberfläche hat verschiedene Verschleißschutzkonzepte auf den Markt gebracht. Durch das Fehlen eines geeigneten Ansatzes für die äußere Walzenbelastung ist es bisher aber nur schwer möglich, entsprechende Walzenoberflächen zu konstruieren, die sowohl der mechanischen Belastung standhalten als auch verschleißbeständig sind.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es daher, Modellvorstellungen zur äußeren Belastung der Walzenoberflächen von Gutbett-Walzenmühlen zu entwickeln. Dazu werden ausgehend von einer allgemeinen Analyse der Gutbettzerkleinerung die bestehenden Ansätze zur Beschreibung des Druckverlaufes in der Gutbettzone untersucht. Zur Entwicklung des

Modells werden experimentelle Untersuchungen im Drucktopf einer hydraulischen Stempelpresse durchgeführt. Als Versuchsmaterial dienen Zementklinkerfraktionen mit eingelagerten groben Partikeln.

2 Grundlagen der Gutbettzerkleinerung

Als Gutbett wird eine Anordnung vieler sich gegenseitig berührender Partikel bezeichnet, die sich bei Beanspruchung beeinflussen. Man kann diese in Einkorn- und Mehrkornschichten und ideale Gutbetten unterteilen, wobei es keine klare Definition für deren räumliche Ausdehnung gibt. Ein ideales Gutbett liegt dann vor, wenn sich eine homogene Struktur und Verdichtung bei bekanntem Volumen, bekannter Masse und vernachlässigbaren Wandreibungseffekten ausbildet. Diese Bedingungen sind nur bei geschlossenen Gutbetten und Beanspruchung zwischen zwei parallelen Flächen (z.B. in einer Stempelpresse) realisierbar [4]. Um Wandreibungseffekte bei Versuchen in Stempelpressen zu minimieren, müssen bestimmte geometrische Bedingungen für das Verhältnis der Gutbetthöhe zum maximalen Partikeldurchmesser des Gutbettes ($h_0/d_{P,max} > 4$), des Drucktopfdurchmessers zum maximalen Partikeldurchmesser ($D_{DT}/d_{P,max} > 10$) und des Drucktopfdurchmessers zur Gutbetthöhe ($D_{DT}/h_0 > 3$) erfüllt sein [5].

Die für die Zerkleinerung erforderliche Energie wird bei der Gutbettbeanspruchung durch mehrere Teilprozesse verbraucht. Diese kann man unterscheiden in die Energieaufnahme bis zum Bruch, Reibung zwischen den Partikeln, inelastische Verformung von Partikeln und Reibungsverluste infolge von Strömungsvorgängen [6]. Zusätzlich treten Verluste durch die Verschleißwirkung an den Beanspruchungsoberflächen und durch innere Reibung der beanspruchten Partikel auf [7]. Die Bruchenergie sollte einen möglichst hohen Anteil am Gesamtenergiebedarf aufweisen. Die Verlustenergie ist maßgeblich von der Anfangsschichthöhe und Beanspruchungsgeometrie abhängig. Sie erhöht sich mit einer steigenden Anzahl an Partikelschichten, so daß der Energieanteil, welcher für die Zerkleinerung zur Verfügung steht, abnimmt [8–10].

Bei der Beanspruchung im Gutbett vollziehen sich bei niedriger Beanspruchungsintensität ($p < 10$ MPa) einfache Umordnungsvorgänge durch gegenseitiges Abgleiten der Partikel (Abbildung 1). Eine weitere Verdichtung bei höheren Drücken (10 ... 200 MPa) führt zu Zerkleinerungsvorgängen und Verformung der Nanorauigkeiten an den Partikeloberflächen. Dadurch entstehen flächige Kontaktbereiche, die zu einer weiteren Zunahme der Haftkräfte führen [11]. In Folge einer weiteren Verdichtung kommt es dabei zur Zerkleinerung der Primärpartikel [12]. Preßdrücke über 200 MPa bewirken nur noch geringe Verdichtungssteigerungen und die Gutbettdichte nähert sich der Feststoffdichte. Die Zerkleinerungsprodukte liegen zunächst in Form von festen Agglomeraten (Schülpen) vor. Nach der Desagglomeration der Schülpen entsteht ein Produkt mit einem sehr breiten Kornband, das sowohl Feinstkorn wie auch grobe Körner mit den Abmessungen der Spaltweite enthält. Des Weiteren weist ein erheblicher Teil der Partikel Mikrorisse auf. Diese

erleichtern eine weitere Nachmahlung und können auch für die Nachbehandlung einiger Stoffe (z.B. Erzlaugung) genutzt werden.

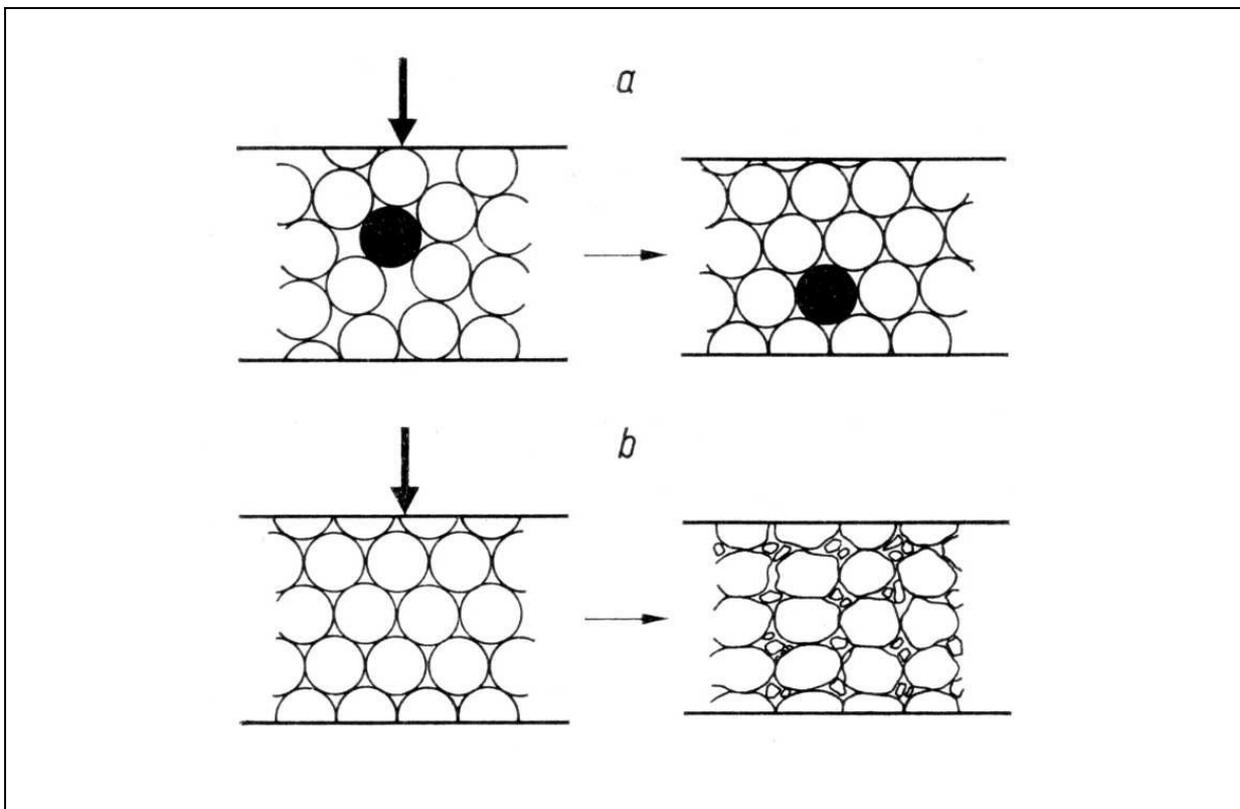


Abbildung 1: Verdichtungs Vorgänge bei der Gutbettbeanspruchung nach [13]

- a) Füllen großer Poren durch Umordnungsvorgänge
- b) Füllen kleiner Poren durch Bruch- und Deformationsvorgänge

Die Entwicklung der Gutbett-Walzenmühle geht maßgeblich auf die von *Schönert* durchgeführten Grundlagenuntersuchungen zurück. Er führte Versuche zum Zerkleinerungsverhalten von Ein- und Mehrkornschichten spröder Materialien im Drucktopf einer Stempelpresse durch. Die Ergebnisse zeigten, daß die energetisch günstige Druckzerkleinerung technisch nur in einem Gutbett umzusetzen ist. Mit dieser Methode konnten Energieeinsparungen von über 50 % gegenüber der Kugelmühlen-Mahlung erzielt werden [3]. Diese Untersuchungen wurden mit der Arbeit von *Aziz* fortgeführt [14]. Gleichzeitig wurden systematische Untersuchungen, die sich vor allem mit der Energieumsetzung bei der Zerkleinerung in seitlich begrenzten und nicht-begrenzten Partikelschichten befaßten, durchgeführt [8–10, 15].

Erste systematische Untersuchungen zur Beanspruchung im Walzenspalt einer Labor-Gutbett-Walzenmühle führte *Schwechten* durch [5]. Er verglich die Ergebnisse mit Experimenten auf einer Stempelpresse und wies nach, daß unter Erfüllung bestimmter Randbedingungen die Übertragung der Ergebnisse von der Stempelpresse auf den Realprozeß möglich ist. Er entwickelte charakteristische Größen, um die Ergebnisse von

Labor-Mühlen auf größere Mühlen zu übertragen. Außerdem beschrieb er das Kompressionsverhalten mit einer dreiparametrischen Funktion, welche eine Abschätzung des Druckes in der Gutbettzone gestattete (siehe Abschnitt 3.4.2). Weitere Arbeiten, die sich vor allem mit der Beanspruchungsgeschwindigkeit, den granulometrischen Einflüssen, den Zementeigenschaften, den Betriebszuständen und der Modellierung des Zerkleinerungsverhaltens befaßten, folgten von *Müller, Schmitz, Reichard, Liu, Schnatz* und *Sander* [6, 16 – 20].

Erste Versuche zum Beanspruchungs- und Bewegungsverhalten einer Körnerschicht im Walzenspalt führte *Feige* durch [21]. Hier waren die verwendeten Drücke allerdings noch sehr niedrig und lagen lediglich im Bereich von 1 MPa. Einen wesentlichen Beitrag zum Verständnis des Druckes in einer Gutbettzone lieferten dagegen die von *Lubjuhn* durchgeführten Untersuchungen. Er ermittelte die radiale und axiale Druckverteilung in der Kompressionszone bei der Mahlung von Quarz- und Kalksteinfraktionen mit einer Labormühle. Dazu nutzte er mit Druckstiften ausgestattete Walzen, die es erlaubten, die Druckverteilung in der Mitte und den Randzonen der Walzenoberfläche aufzunehmen [22].



Abbildung 2: Industrielle Gutbett-Walzenmühle der Fa. Köppern, Hattingen

Der prinzipielle Aufbau einer Gutbett-Walzenmühle ist in den Abbildung 2 und 3 dargestellt. Kernstück der Maschine sind zwei mit gleicher Umfangsgeschwindigkeit gegensinnig drehende Mahlwalzen. Der Antrieb der Walzen erfolgt im Allgemeinen über Motoren mit

Getriebe und Kardanwelle. Bei kleineren Mühlen ist der Antrieb auch mit einem Motor über ein Verzweigungsgetriebe möglich.

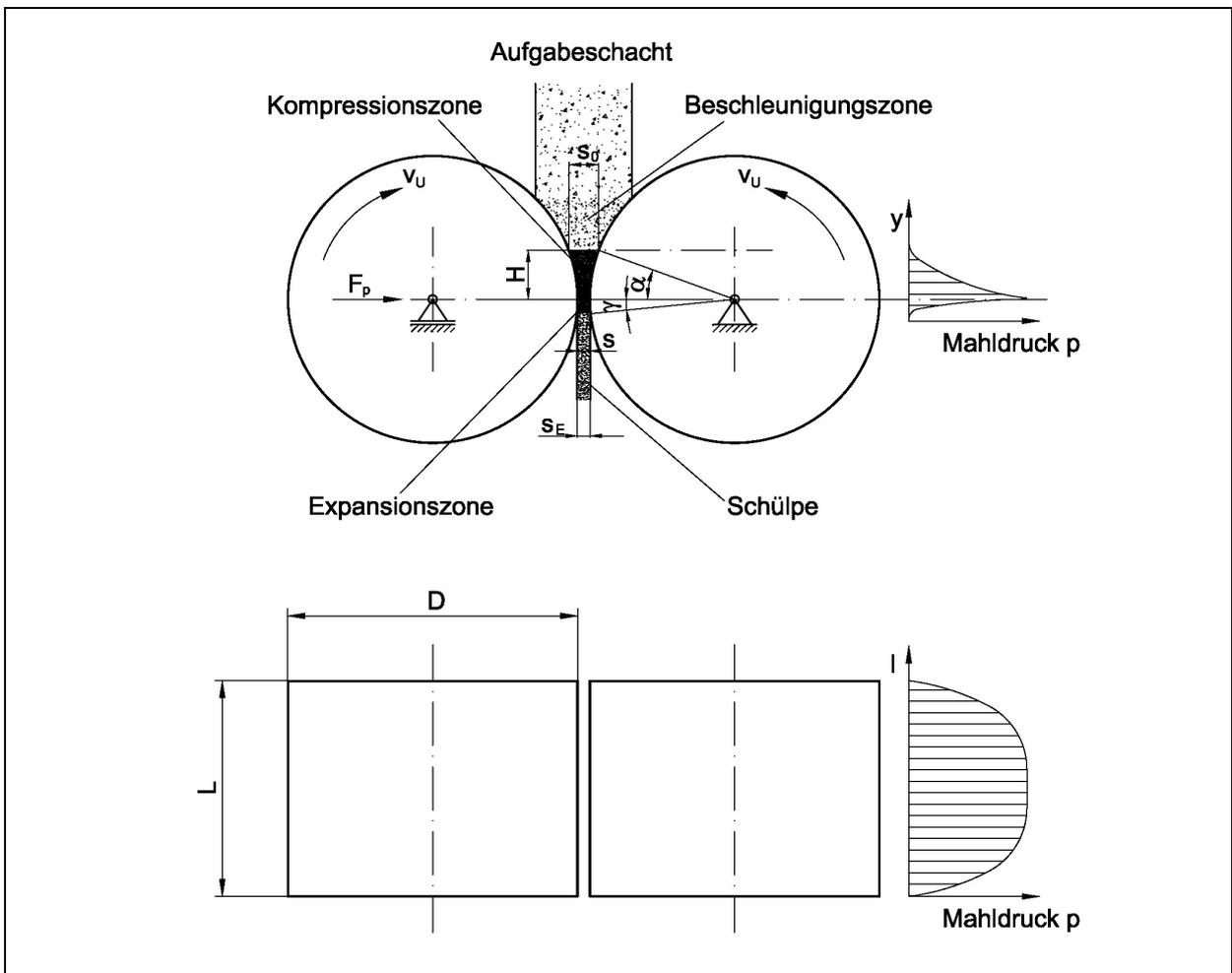


Abbildung 3: Prinzip einer Gutbett-Walzenmühle

Der Druck wird durch ein Hydrauliksystem über eine Loswalze in das Materialbett eingebracht, welches sich gegen eine Festwalze stützt. Das Aufgabematerial wird der Maschine über einen Schacht zugeführt und von den Walzen erfaßt. Aufgrund der bestehenden Reibungsverhältnisse wird es auf die Walzenumfangsgeschwindigkeit beschleunigt (Beschleunigungszone) und beginnend mit dem Kompressionswinkel α in der Kompressionszone verdichtet und zerkleinert. Das Druckmaximum wird im Bereich des engsten Spaltes s erreicht. In der sich anschließenden Expansionszone erfährt das Material eine elastische Rückdehnung bis zum Expansionswinkel γ und fällt aus. Die Arbeitsspaltweite s stellt sich in Abhängigkeit der Mahlkraft (Preßkraft) und dem Kompressionsverhalten des Gutbettes ein. Sie ist zudem von der Profilierung der Walzenoberfläche und der Umfangsgeschwindigkeit abhängig. Typische konstruktive Daten von Gutbett-Walzenmühlen sind in Tabelle 1 dargestellt.

Tabelle 1: Typische Daten von Gutbett-Walzenmühlen

Walzendurchmesser	800 ... 2800 mm
Walzenlänge	200 ... 2000 mm
Umfangsgeschwindigkeit	0,5 ... 2,0 m/s
Druck im Gutbett	100 ... 300 MPa
Schülpfenstärke	15 ... 35 mm
Durchsatz	10 ... 2000 t/h
Gesamtantriebsleistung	100 ... 4000 kW

Gutbett-Walzenmühlen werden heute weltweit zur Mahlung von Zementklinkern, Zementrohmaterialien, Erzen, Kohle, Hüttensand und anderen mineralischen Stoffen eingesetzt. Über die Hälfte der eingesetzten Maschinen wird dabei für die Mahlung von Zementklinkern eingesetzt. Der Einsatz der Mühlen erfolgt hierbei in unterschiedlichen Schaltungsvarianten im Verbund mit Kugelmühlen oder autark (Abbildung 4).

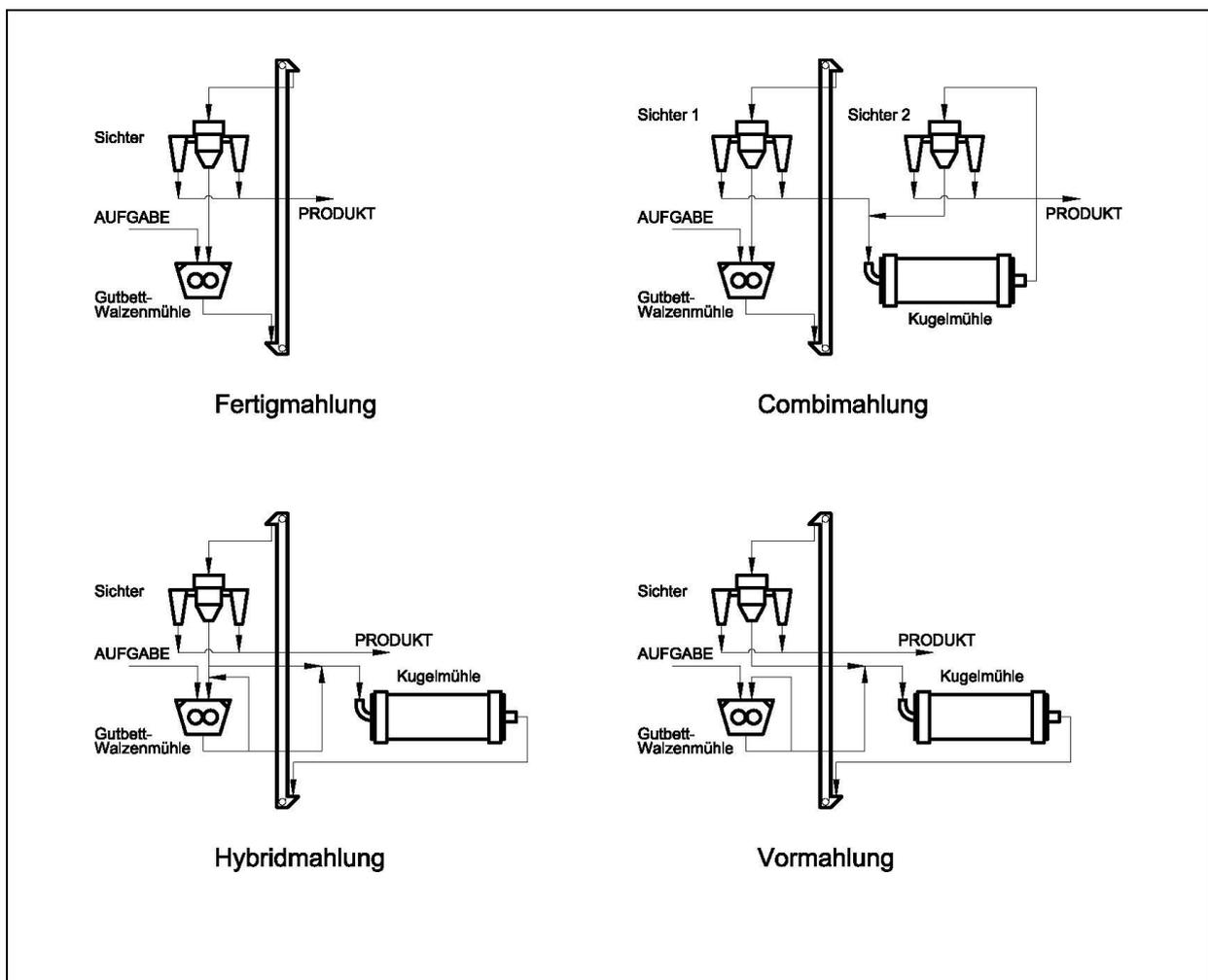


Abbildung 4: Mahlkreisläufe mit Gutbett-Walzenmühlen

In den ersten Jahren nach der Markteinführung wurden zunächst bestehende Kugelmöhlenanlagen durch Vorschaltung einer Gutbett-Walzenmühle erweitert. Bei dieser Art der Anordnung werden die in der Gutbett-Walzenmühle erzeugten Schülpen direkt der nachgeschalteten Kugelmühle aufgegeben. Die Grobzerkleinerung erfolgt fast ausschließlich in der ersten Mahlstufe, wodurch die Kugelmühle entlastet wird. Der in der Gutbett-Walzenmühle erzeugte Feingutanteil ist jedoch gering und es können nur Durchsatzsteigerungen von bis zu 20% und Energieeinsparung von maximal 15% erzielt werden [23]. Aus diesem Grund werden bei Neuinstallationen die Hybrid-, Combi- oder Fertigmahlungskonzepte gewählt. Hier wird es möglich, entsprechend kleinere Kugelmöhlen zu verwenden oder ganz auf diese zu verzichten. Bei der Hybridmahlung wird ein Teil des Sichtergrobgutes des Kugelmöhlen-Sichter-Kreislaufes wieder zurückgeführt und gemeinsam mit Frischgut der Gutbett-Walzenmühle aufgegeben. Somit wird ein größerer Teil der Feinmahlung von dieser übernommen und es werden Durchsatzerhöhungen von 70 % und Energieeinsparungen von bis zu 30 % erzielt.

Eine weitere Schaltungsvariante ist die separate Teilfertigmalung (Combimalung). Das im ersten Sichter abgetrennte Grobgut wird vollständig zur Gutbett-Walzenmühle zurückgeführt und das Feingut aus dem Primärkreislauf der Kugelmühle zur Fertigmalung aufgegeben. Diese Betriebsweise wird vor allem dann genutzt, wenn die durch die Hybridmahlung erreichten Leistungs- und Energiesteigerungen nicht ausreichen. Da mit steigendem Durchsatz bei der Hybridmahlung immer mehr Grieße zur Gutbett-Walzenmühle zurückgeführt werden müssen, kann es zu instabilen Betriebszuständen kommen [24]. Diese werden durch die Combimalung vermieden. Die größten Energieeinsparungen lassen sich jedoch mit einer Gutbett-Walzenmühle erzielen, wenn diese in Fertigmahlschaltung im Umlauf mit einem Sichter arbeitet. Hier werden Energieeinsparungen von mehr als 50 % gegenüber herkömmlichen Mahlkreisläufen mit Kugelmöhlen erreicht. Das ausschlaggebende Kriterium bei der Zementklinkermahlung ist die Produktqualität. Die Gebrauchseigenschaften von Portlandzementen, die mit der Gutbett-Walzenmühle fertiggemahlen wurden, unterscheiden sich in der Reaktionsfähigkeit von Kugelmöhlenzementen. Der Grund hierfür ist ein höherer Wasserbedarf zur Erzielung der Normsteife und eine kürzere Erstarrungszeit [19]. Diese Probleme können durch die Hybrid- und Combimalung unter Inkaufnahme einer etwas geringeren Energieeffizienz vermieden werden, da die Produkte der Gutbett-Walzenmühle in einer nachgeschalteten Kugelmühle fertiggemahlen werden.

Neben den erheblichen Energieeinsparungen durch den Einsatz von Gutbett-Walzenmühlen, ist die Betriebssicherheit und Verfügbarkeit der Anlagen ein wesentlicher wirtschaftlicher Faktor. Aus Sicht der Verschleißbeständigkeit hat die Gutbett-Walzenmühle dabei wesentliche Vorteile gegenüber Sturzmöhlen, da es bei gleicher Umfangsgeschwindigkeit

der beiden Walzen nur zu geringen Relativbewegungen zwischen Material und Walzen kommt. Zudem werden die Partikel autogen in einem Materialbett zerkleinert. Daraus resultieren geringere Verschleißraten. Problematischer ist dagegen die mechanische Beständigkeit des Verschleißschutzes und der Walzen. Das Auftreten von Schäden am Verschleißschutz der Walzen schränkt die Gesamtwirtschaftlichkeit der Anlagen erheblich ein und führte in der Vergangenheit zu einem Vertrauensverlust in dieses Maschinenkonzept. Die Schäden an der Walzenoberfläche wurden maßgeblich durch hohe mechanische Belastung aufgrund lokaler Druckspitzen hervorgerufen, die sich u. a. auch als Folge von im Gutbett eingelagerten großen Einzelkörnern einstellen [23, 25 – 29]. Dies geschieht vor allem, wenn der Mühle ein Gemenge aus Feingut und groben Partikeln zugeführt wird. Bei einer derartigen Betriebsweise, wie es beispielsweise bei der Hybrid-, Combi- und Fertigmahlung der Fall ist, werden die groben Partikel im Feingut eingebettet und es bildet sich ein „quasi-hydrostatischer“ Zustand um die Partikel im Mahlspace aus. Das umgebende Gutbett stützt dabei das Grobkorn und behindert nach dem Eintreten des Bruchereignisses die Bewegung der Bruchstücke. Durch das Fehlen eines geeigneten Ansatzes zur Berechnung der äußeren Walzenbelastung ist es bisher nur schwer möglich, Walzenoberflächen zu entwickeln, die sowohl den mechanischen Belastungen standhalten, als auch beständig gegen Abrasivverschleiß sind.

3 Erkenntnisstand zur Oberflächenbelastung der Walzen

Die Standzeiten sind neben dem spezifischen Energiebedarf das entscheidende Kriterium für den wirtschaftlichen Einsatz von Zerkleinerungsmaschinen. Für diese sind das Verschleißverhalten und die mechanische Beständigkeit des Verschleißschutzes von ausschlaggebender Bedeutung.

3.1 Konstruktion der Walzen

Der Aufbau der Mahlwalzen ist vor allem durch die verfahrenstechnischen Parameter und das Verschleißschutzsystem bestimmt.

Die Lagerung der Walzen erfolgt entweder in ausreichend dimensionierten Pendelrollenlagern oder in Zylinderrollenlagern mit einem zusätzlichen Axiallager. Der Vorteil der Zylinderrollenlager besteht vor allem darin, daß sie eine kostengünstigere Lösung darstellen. Pendelrollenlager hingegen sind unempfindlicher gegenüber Schiefstellung der Walzen und lassen sich leichter demontieren. Maßgeblich für den Walzendurchmesser sind die Einzugsbedingungen und die Größe der verwendeten Lager, welche wiederum von den auftretenden Preßkräften bestimmt werden. Durch die Wahl eines großen Walzendurchmessers wird dabei der Freiraum für einen entsprechenden Lageraußendurchmesser geschaffen.

Ein wichtiges verfahrenstechnisches Kriterium ist das Verhältnis λ von Walzenlänge L und Walzendurchmesser D.

$$\lambda = \frac{L}{D} \quad (1)$$

Die Wahl von λ beeinflusst folgende Parameter:

- Randeffekte bei der Zerkleinerung im Mahlspalt
- Einzugsverhalten und Aufgabekörnung
- Betriebszustand (Schiefstellung der Walzen)
- Walzenverschleiß
- Lagerung der Walzen
- Torsionssteifigkeit
- Maschinengewicht
- Antriebsmoment

Die wichtigsten Kriterien sind hierbei die Randeffekte und der Betriebszustand. Die Randeffekte haben mit größer werdendem λ einen kleineren Einfluß auf das Gesamtzerkleinerungsergebnis. Allerdings kann es dabei zu einer verstärkten Schiefstellung der Walzen kommen, was zu instabilen Betriebszuständen führt.

In praktischen Anwendungsfällen schwankt das Verhältnis von Länge zu Durchmesser der Walzen im Bereich von $\lambda = 0,3 \dots 1,1$. Diese Werte sind vor allem von der Philosophie der Hersteller geprägt.

Die Walzen werden prinzipiell in Massiv- oder Verbundbauweise ausgeführt, wobei sich die Verbundbauweise in Bandagen- und Segmentsysteme unterteilen läßt. Der Verschleißschutz kann durch Auftragsschweißung, Hartguß oder autogen ausgeführt werden. Beim autogenen Verschleißschutz wird der Effekt genutzt, daß sich bei entsprechender Profilierung der Walzen Material einlagert, welches die Walzenoberfläche schützt. Die Profilierung kann durch in die Oberfläche eingesetzte Hartmetallstifte (Rasterpanzerung), aufgebrachte Fliesen (Hexadur®) oder Schweißmuster ausgeführt werden. Eine Übersicht über die verschiedenen Konstruktionssysteme für die Ausführung der Walzen ist in Abbildung 5 gegeben [30].

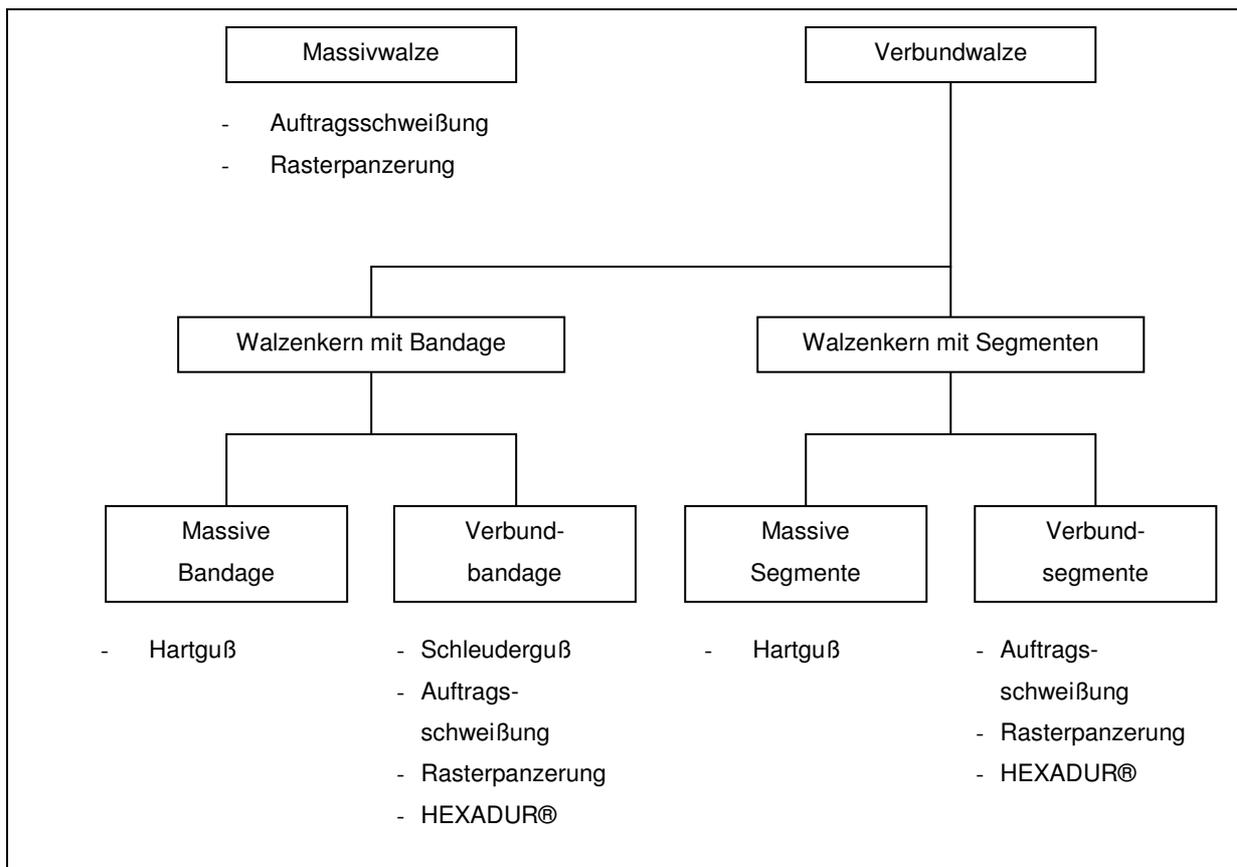


Abbildung 5: Verschleißschutzsysteme für Gutbett-Walzenmühlen nach [30]

3.2 Verschleißsystem

Das vorliegende Verschleißsystem ist ein 3-Körper-Abrasivsystem, welches durch einen Grund- und Gegenkörper (Walzen), einen Zwischenstoff (Aufgabematerial) und das Umgebungsmedium (Luft) gekennzeichnet ist [30]. Die Haupteinflußgrößen sind hierbei das Mahlgut, der Mahlgutdruck, der eingesetzte Walzenwerkstoff und die Oberflächenstruktur [31]. Man kann bei Gutbett-Walzenmühlen grundsätzlich drei verschiedene Verschleißmechanismen unterscheiden. Diese drei Mechanismen sind die Abrasion, die Oberflächenzerrüttung und die Tribooxidation. In der Beschleunigungszone tritt eine Relativbewegung zwischen den Walzen und dem Mahlgut auf. Dies führt zu Abrasivverschleiß durch Furchen grobstückiger Partikel [30]. Nachdem das Mahlgut die Walzenumfangsgeschwindigkeit erreicht hat, wird es in der Kompressionszone verdichtet und einer Druckbeanspruchung unterzogen. Das führt zum Eindringen (Indentation) der Partikel in die Walzenoberfläche. Der Werkstoffabtrag erfolgt hier durch Mikroermüdung (Oberflächenzerrüttung), wobei kleinste Oberflächenbereiche durch mehrfache Verformung ausbrechen [30]. Zusätzlich treten Extrusionserscheinungen infolge von Bruch- und Umordnungsvorgängen im Gutbett und Schlupf zwischen Walzen und Material auf, die auch in der Kompressionszone zu geringen Relativbewegungen und somit zum Furchen führen. Welches der beiden Verschleißsysteme schließlich maßgeblich für den Werkstoffabtrag ist, hängt grundsätzlich von den Verfahrensparametern ab [30]. Entscheidend für beide Erscheinungsformen ist aber die Hoch-Tieflage-Charakteristik zwischen Grund- und Gegenkörper (Walzen) sowie Zwischenstoff (Mahlgut). Das heißt, für niedrige Verschleißraten muß der Verschleißschutz härter als der Zwischenstoff sein. Legierungen, die diese Bedingungen erfüllen, sind für Zementklinker und Zementrohstoffe verfügbar. Problematischer gestaltet sich die Wahl des Verschleißwerkstoffes bei der Mahlung härterer Gesteine mit einem entsprechenden Anteil an Quarz oder anderen noch härteren Mineralen, wie sie z.B. bei der Erzaufbereitung auftreten. Hier werden in die Verschleißmaterialien Hartphasen in Form von Karbiden und Boriden eingebettet. Diese sind härter als die Minerale im Aufgabegut und behindern den Werkstoffabtrag. Bei der Zerkleinerung von feuchten oder aggressiven Materialien kann zusätzlich auch Tribooxidation auftreten. Da die Temperatur beim Mahlvorgang bis auf 100 °C ansteigt, können diese Erscheinungen in einzelnen Fällen auch zum bestimmenden Verschleißmechanismus werden [32]. Durch die Wahl entsprechender Legierungen mit Chrom und Molybdän wird diesen Erscheinungen entgegengewirkt. Die auftretenden Verschleißraten sind abhängig vom Mahlgut und dem Verschleißwerkstoff. Als Anhaltswerte können die in [25] genannten Werte dienen, wonach Verschleißraten von 0,1 g/t für wenig schleißende Güter (wie z.B. Zementklinker), 1 g/t (z.B. einige Zementrohmaterialien) und 10 g/t für sehr abrasive Mahlgüter (z.B. einige Erze) zu erwarten sind. Damit zeigen die Betriebsergebnisse um ein Vielfaches niedrigere

Verschleißraten im Vergleich zu Kugelmöhlenanlagen. Hier liegt allein der Mahlkörperverschleiß bei der Zementmahlung bei Werten von 10 ... 34 g/t [33].

Ein häufiges Problem bei der Anwendung hoher Preßdrücke und Schichtstärken ist der ungleichmäßige Verschleiß über der Walzenlänge. Aufgrund einer von *Lubjuhn* [22] festgestellten axialen Druckverteilung, bildet sich in den Randzonen der Walzen ein starker Druckabfall aus. Dieser bewirkt die Ausbildung eines typisch muldenförmigen Verschleißprofils über der Walzenlänge [31].

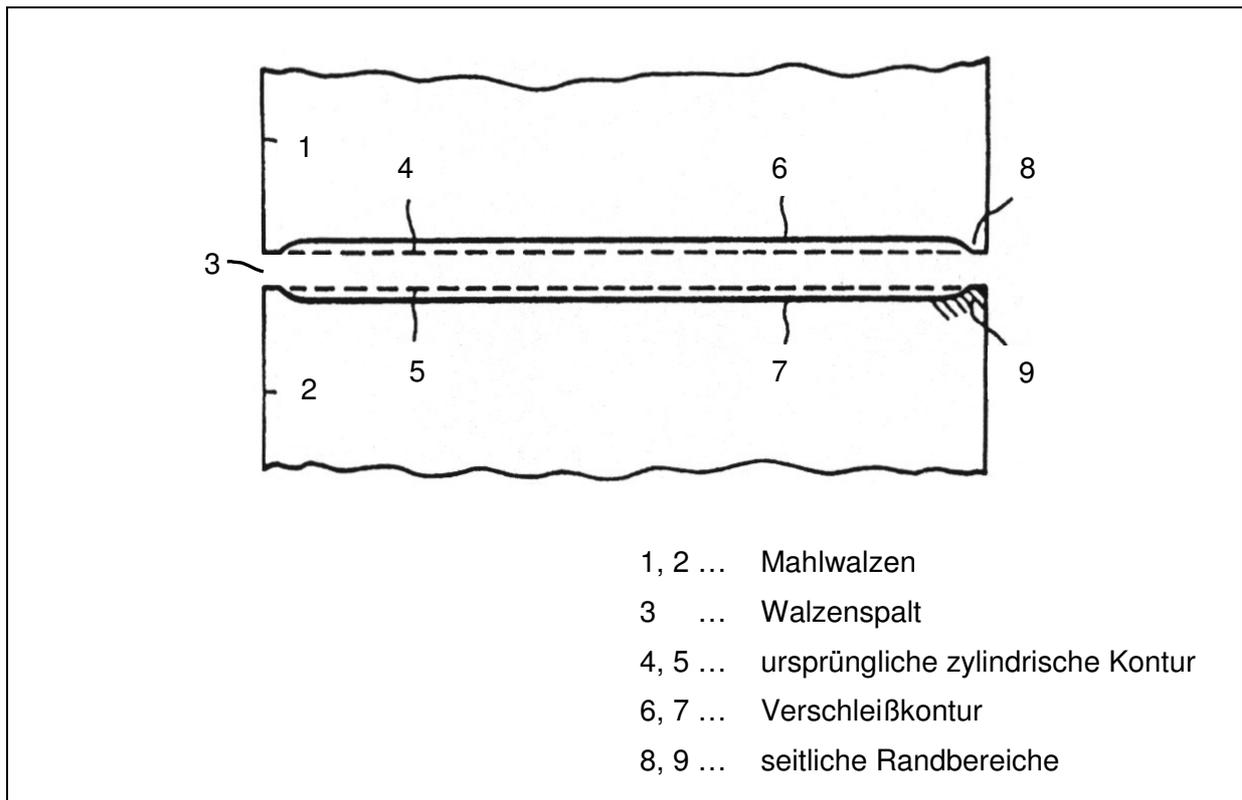


Abbildung 6: Muldenförmiges Verschleißprofil der Walzen einer Gutbett-Walzenmühle nach [34]

Die Verschleißproblematik bei Gutbett-Walzenmühlen war in der Vergangenheit häufig Gegenstand von Untersuchungen [23, 25, 26, 30 – 32, 35] auf deren Grundlage die in Abbildung 5 dargestellten Systeme entwickelt wurden.

Problematischer als der Verschleißabtrag selbst ist aber die mechanische Beständigkeit des Verschleißschutzes [23, 25 – 29]. Aufgrund von zahlreichen Schadensfällen und den damit einhergehenden betrieblichen Auswirkungen, verlor die Gutbett-Walzenmühle ihre Wirtschaftlichkeit gegenüber Kugelmöhlenanlagen, trotz ihrer deutlichen energetischen Vorteile [26]. Probleme traten vor allem bei Walzen auf, die mit einem in Schweißtechnik ausgeführten Verschleißschutz gefertigt waren.

3.3 Mechanische Beständigkeit der Walzenoberfläche

Die Walzenoberfläche der Gutbett-Walzenmühle ist durch die Ausführung des Verschleißschutzes geprägt. Wie in Abschnitt 3.2 beschrieben, liegt der spezifische Werkstoffabtrag im Vergleich zur Kugelmühle um ein Vielfaches niedriger, so daß bei wenig schleißenden Materialien nicht die Verschleißrate, sondern die Haltbarkeit des Verschleißschutzes als entscheidendes Kriterium für die Verfügbarkeit angesehen werden muß [26]. Eine mangelhafte Konstruktion und Unkenntnis der auftretenden Drücke führten vor allem bei Auftragsschweißung der Walzen und sehr hohen Drücken im Walzenspalt zu erheblichen Schäden [25]. Die anfänglich verwendeten Schweißkonzepte bestanden aus dem Grundwerkstoff der Walzen, einer zähen Pufferschicht und einer abschließenden Hartschicht. Bei einigen Anlagen, die mit diesen Maschinen betrieben wurden, kam es bereits nach 200 ... 400 Betriebsstunden aufgrund der Überlastung der Walzenoberfläche zum Ablösen der Verschleißschuttschicht [25]. Dieser als sogenanntes „Peeling“ bezeichnete Effekt ist in Abbildung 7 dargestellt. Die Schäden wurden durch Risse beim Auftragen der Hartschicht und durch unterschiedliche Ausdehnungskoeffizienten von Puffer- und Hartschicht stark beschleunigt [25].

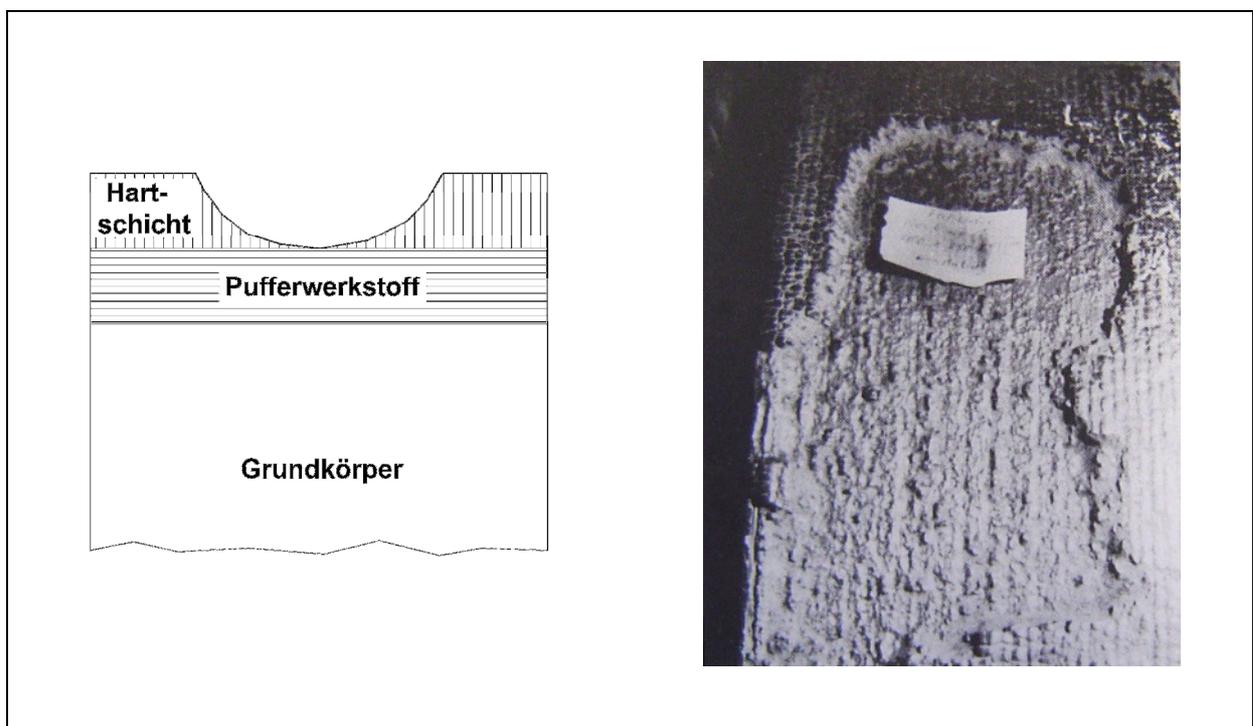


Abbildung 7: Ablösen der Verschleißschuttschicht („Peeling“) nach [25]

Daraufhin wurde das Schweißkonzept geändert und die Schweißung rißfrei unter Inkaufnahme einer etwas geringeren Härte und somit eines höheren Verschleißes ausgeführt. Jedoch traten in der Folgezeit schwere Dauerbruchschäden nach ca. 3000 ...

4000 Betriebsstunden auf. Ursache waren in der Pufferschicht entstandene Risse, die durch Dauerbelastung bis in den Grundkörper wanderten und zu großen Ausbrüchen an den Walzen führten (Abbildung 8).

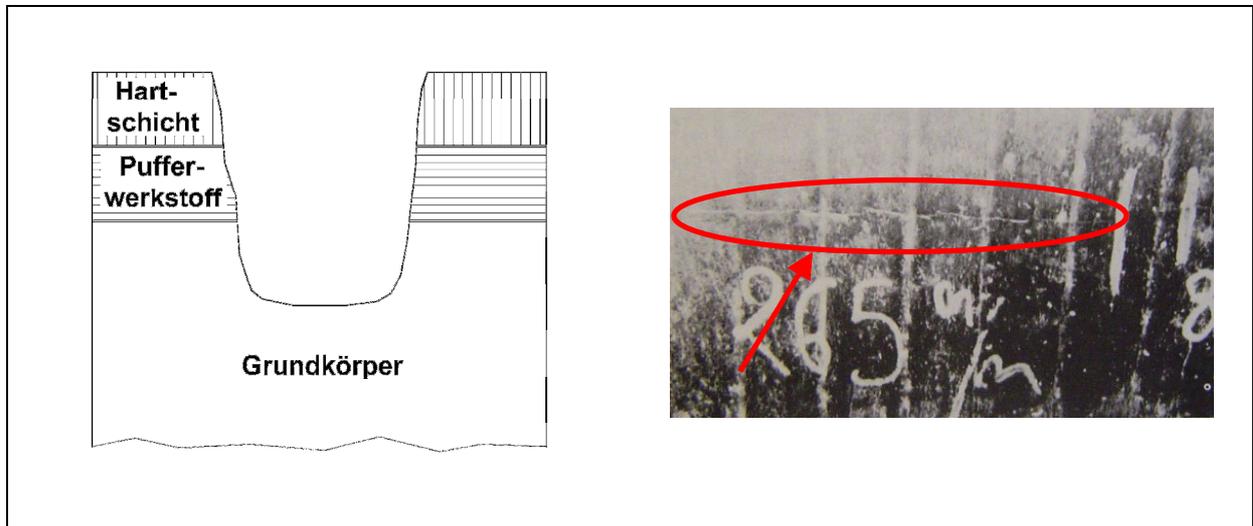


Abbildung 8: Dauerbruchschaden bzw. Anriß der Walzenoberfläche nach [25]

Neben einer weiteren Verbesserung der Schweißverfahren wurde diesen neuerlichen Schäden mit niedrigeren Mahldrücken und einer Erhöhung der Schülpendicke durch Verwendung profilierter Walzen begegnet [25]. Aus diesen Maßnahmen resultieren aber auch eine geringere Effizienz des Zerkleinerungsprozesses und eine Erhöhung der Umlauffaktoren bei der Kreislaufmahlung. Außerdem konnten die Ursachen der Schäden nicht grundlegend geklärt werden, da die unbekannteren Belastungen aus der Gutbettbeanspruchung bisher nicht ausreichend untersucht wurden.

3.4 Oberflächenbelastung der Walzen

Das Mahlgut wird im Walzenspalt mit einer bestimmten Preßkraft verdichtet. Die auftretenden Reaktionskräfte an den Walzenoberflächen sind dabei abhängig von der Preßkraft, den Einzugsbedingungen, der Mahlguthomogenität, dem Kompressions- und in Einzelfällen dem Extrusionsverhalten des Mahlgutes. An den Walzen wirken dabei Druckkräfte in Form von Normal- und Schubkräften. In Abhängigkeit des Reibbeiwertes tritt eine Relativbewegung zwischen Mahlgut und Walzen auf (Schlupf). Die Preßkraft F_P die auf ein beliebiges Masselement in der Gutbettzone ausgeübt wird, kann in Abhängigkeit vom Druckverlauf in der Gutbettzone differentiell beschrieben werden (Abbildung 9).

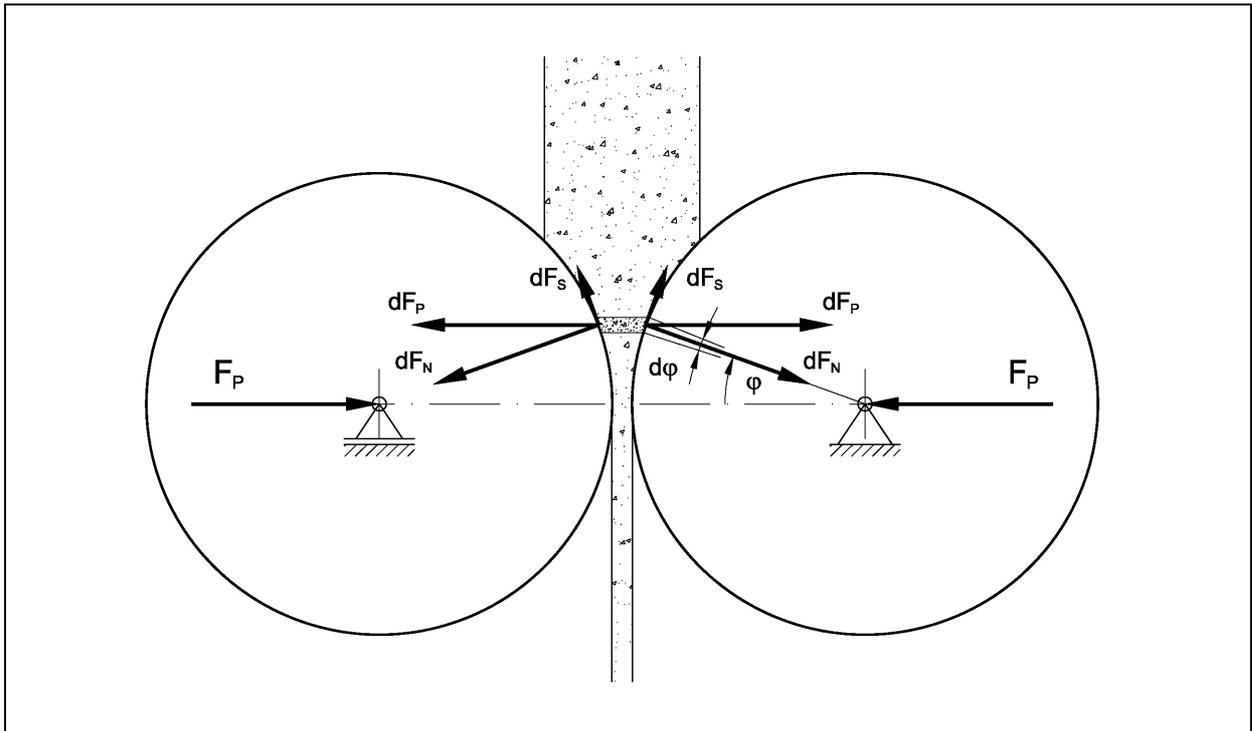


Abbildung 9: Reaktionskräfte auf der Walzenoberfläche

Die differentielle Preßkraft dF_P kann dabei in eine Normalkomponente und eine Tangentialkomponente (Schubkomponente) relativ zur Walzenoberfläche zerlegt werden. Es gelten

$$dF_N = dF_P \cdot \cos \varphi \quad (2)$$

und

$$dF_S = dF_P \cdot \sin \varphi \quad (3)$$

Zur Bestimmung der Walzenbelastung von Gutbett-Walzenmühlen können sowohl vereinfachte Modelle, als auch solche, die physikalische Effekte beschreiben, genutzt werden. Vereinfachte Modelle bieten den Vorteil der simplen Handhabung, gestatten aber nur bedingt eine Abschätzung der Normalkräfte. Ausschlaggebend für die Berechnung der Kraftwirkung in der Gutbettzone ist in jedem Falle die Druckverteilung in radialer und axialer Richtung.

3.4.1 Einfache Modelle

Basierend auf der vereinfachten Annahme, daß die Druckverteilung über der Walzenlänge konstant ist und Randeinflüsse vernachlässigbar sind, kann über eine globale Kräftebilanz am Walzenspalt die Druckverteilung und der Maximaldruck in der Gutbettzone abgeschätzt werden. Die Belastung auf der Walzenoberfläche wird dabei nur von einem idealen Gutbett erzeugt, und es herrscht kein Schlupf, d. h. das Material wird in der Kompressions- und Expansionszone mit der Walzengeschwindigkeit transportiert.

Die aufgebrachte Preßkraft wird über die Loswalzen in das Gutbett eingetragen und erzeugt einen Druck. Den mittleren horizontalen Preßdruck \bar{p}_P , der durch die Preßkraft erzeugt wird, erhält man allgemein aus

$$\bar{p}_P = \frac{F_P}{A} \quad (4)$$

Die beaufschlagte Fläche A ist die horizontale Projektionsfläche der Gutbettzone. Diese ist das Produkt aus der Walzenlänge L und der Höhe der Druckzone H. Die Höhe H kann in Abhängigkeit des Walzendurchmessers und den Winkeln der Kompressions- und Expansionszone beschrieben werden (siehe auch Abbildung 3).

$$H = \frac{D}{2} \cdot (\sin \alpha + \sin \gamma) \quad (5)$$

Man erhält somit für den mittleren Preßdruck

$$\bar{p}_P = \frac{2 \cdot F_P}{L \cdot D \cdot (\sin \alpha + \sin \gamma)} \quad (6)$$

Zur Dimensionierung von Gutbett-Walzenmühlen wurde in [5] die spezifische Preßkraft F_{sp} eingeführt. Somit kann unter Beachtung der geometrischen Ähnlichkeit die Mahlkraft auf Mühlen unterschiedlicher Größe übertragen werden. Diese Kennzahl findet in der Praxis häufig Anwendung und ist definiert als [5, 22]

$$F_{sp} = \frac{F_P}{L \cdot D} \quad (7)$$

Mit Gleichung (7) erhält man schließlich für den mittleren Druck in der Gutbettzone:

$$\bar{p}_p = \frac{2 \cdot F_{sp}}{\sin \alpha + \sin \gamma} \quad (8)$$

Die maximale Belastung der Walzen ist maßgeblich von der Druckverteilung abhängig, die bei einfachen Modellen mit einer linearen Funktion approximiert werden kann. Der Druck steigt demnach mit Beginn der Kompressionszone linear bis zum Maximum im engsten Spalt an und sinkt im Verlauf der Expansion wieder linear ab. Der Verlauf entspricht damit einer Dreiecksform (Abbildung 10).

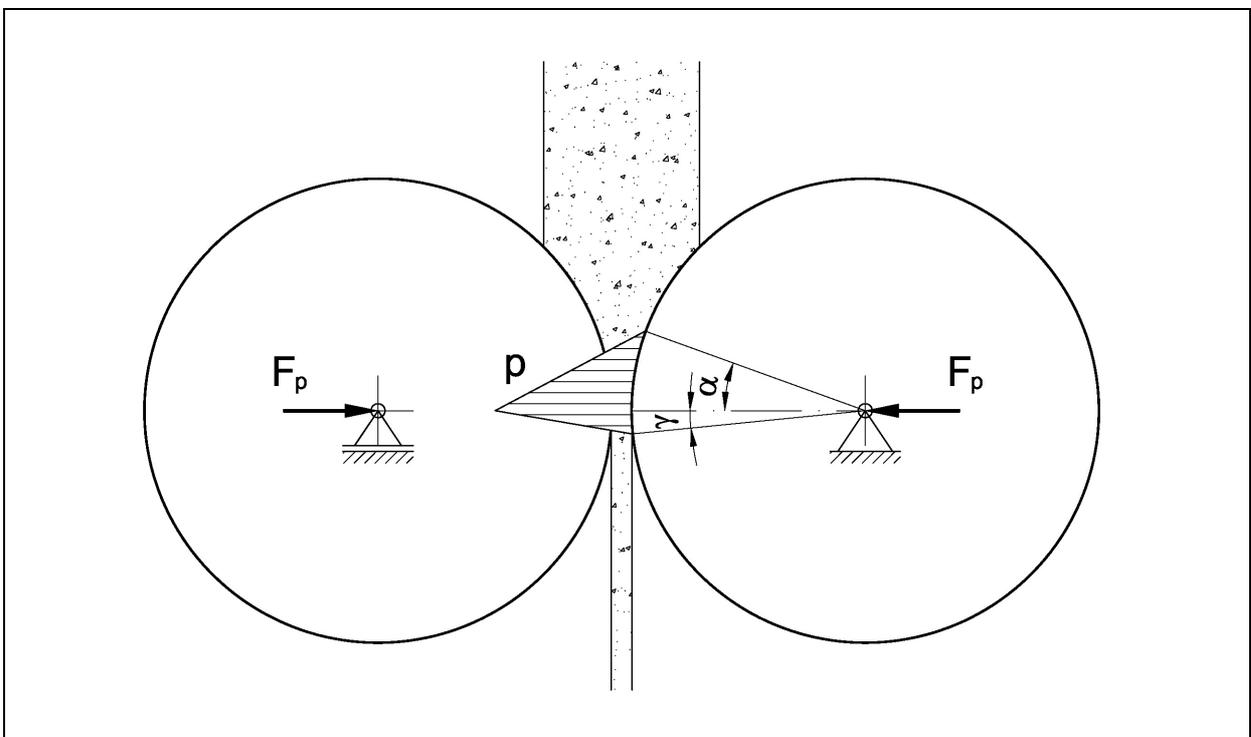


Abbildung 10: Lineare Druckverteilung in der Beanspruchungszone

Der maximale Druck $p_{P,max}$ ergibt sich aus der Höhe des Dreieckes und es gilt

$$p_{P,max} = \frac{4 \cdot F_{sp}}{\sin \alpha + \sin \gamma} \quad (9)$$

Durch Verwendung der Gleichung (9) erhält man einen ersten Näherungswert für den maximalen Druck in der Gutbettzone. Die Werte für die Kompressions- und Expansionswinkel können unter Kenntnis der Verdichtungsverhältnisse und der Spaltweite gut abgeschätzt werden.

Der Verdichtungszustand wird mit Hilfe des Feststoffvolumenanteils δ beschrieben. Dieser ist definiert als das Verhältnis zwischen der momentanen Dichte ρ einer Schüttung zur Partikelreindichte ρ_R und soll im weiteren als relative Schülpendichte bezeichnet werden:

$$\delta = \frac{\rho}{\rho_R} \quad (10)$$

Mit der Kenntnis des Massestroms \dot{m} , der Arbeitsspaltweite s und der Walzenumfangsgeschwindigkeit v_U kann unter der Voraussetzung der Schlupffreiheit in der Beanspruchungszone der Feststoffvolumenanteil δ_S im Spalt ermittelt werden. Die Spaltweiten zu Beginn der Kompressionszone bei $\varphi = \varphi_0 = \alpha$ und am Ende der Expansionszone $\varphi = \varphi_E = \gamma$ erhält man ebenfalls aufgrund der vorausgesetzten Massekonstanz und der geometrischen Beziehungen am Spalt. Es gilt

$$\dot{m} = \delta \cdot \rho_R \cdot L \cdot s \cdot v_U = \text{konst.} \quad (11)$$

Da die Reindichte ρ_R , die Walzenlänge L und die Umfangsgeschwindigkeit v_U an jeder Stelle gleich groß sind, kann man Gleichung (11) vereinfachen zu

$$\delta \cdot s = \delta_0 \cdot s_0 = \delta_S \cdot s = \delta_E \cdot s_E \quad (12)$$

Die Indizes 0 stehen für den Zustand vor der Kompression, s für den im engsten Spalt und E für den Zustand nach der Expansion. Da die Werte für δ_0 , s , δ_E und s_E durch Messung ermittelt werden können, lassen sich Kompressions- und Expansionswinkel aus den geometrischen Beziehungen am Spalt berechnen. Somit kann nach Gleichung (9) der maximale Preßdruck abgeschätzt werden.

3.4.2 Walzenbelastung in Abhängigkeit des Kompressionsverhaltens

Die tatsächliche Druckverteilung in der Kompressions- und Expansionszone ist maßgeblich vom Verdichtungsverhalten des Materials abhängig. Allgemein läßt sich die Darstellung der Verdichtung θ eines Gutbettes durch die Änderung der Volumina V bzw. des Feststoffvolumenanteils δ beschreiben [5].

$$\theta = (V_0 - V)/(V_0 - V_\infty) = (\delta - \delta_0)/(1 - \delta_0) \quad (13)$$

Der Index 0 steht wieder für den Zustand vor der Kompression und der Index ∞ für die maximale Verdichtung bei $\delta = 1$.

Aus der Literatur sind mehrere Ansätze zur mathematischen Beschreibung der Verdichtung bekannt [4, 5, 36]. *Cooper* und *Eaton* [36] gingen von der Vorstellung aus, daß die Verdichtung in verschiedenen Phasen abläuft und gliederten ihre Verdichtungsfunktion in mehrere Terme auf, die unterschiedliche Teilprozesse kennzeichnen.

$$\theta = \sum_{i=1}^n a_i \left(\frac{V_0 - V_i}{V_0 - V_\infty} \right) \quad (14)$$

mit

$$\theta = \exp\left(-\frac{k_i}{p}\right) \quad (15)$$

Dabei kennzeichnen die dimensionslosen Koeffizienten a_i den Anteil der theoretischen Verdichtung, der bei unendlicher Verdichtung durch jeden Teilprozeß geleistet wird. Im Falle von $\sum a_i = 1$ ist der Verdichtungsprozeß vollständig durch die Teilprozesse beschrieben, welche durch die Anpassungsparameter k_i bestimmt werden.

Oettel nutzte diesen Ansatz zur Beschreibung der Verdichtung als dreistufigen Prozeß [4].

$$\theta = a_1 \cdot \exp\left(-\frac{k_1}{p}\right) + a_2 \cdot \exp\left(-\frac{k_2}{p}\right) + a_3 \cdot \exp\left(-\frac{k_3}{p}\right) \quad (16)$$

Er unterscheidet dabei Anteile für Gleit-, Umordnungs- und Zerkleinerungsvorgänge.

Aufgrund der Komplexität des Ansatzes, soll dieses Modell bei der Beschreibung der Walzenbelastung nicht verwendet werden. Statt dessen wird der von *Schwechten* genutzte Ansatz verwendet, der das Verdichtungsverhalten mit einer Exponentialfunktion beschreibt [5]. Diese ist durch den charakteristische Druck p_c und den Kurvenparameter n_k gekennzeichnet.

$$\theta = 1 - \exp\left[-(p/p_c)^{n_k}\right] \quad (17)$$

Durch Gleichsetzen der Gleichungen (13) und (17) erhält man nach Umstellung für den Druckverlauf p in der Kompressionszone

$$p = p_c \cdot \left\{ \ln \left[\frac{1 - \delta_0}{1 - \delta} \right] \right\}^{1/n_K} \quad (18)$$

Der Druckverlauf in der Expansionszone wurde in [5] auf die elastische Rückdehnung des Materials zurückgeführt. Allerdings wird dieser Effekt, wie in [4] gezeigt, auch durch Umordnungsvorgänge überlagert. Somit ist eine Beschreibung durch die elastische Rückdehnung nur bedingt zulässig. In [37, 38] wurde in Anlehnung an die Verdichtungsfunktion nach Gleichung (18) folgender Ausdruck für die Expansion genutzt

$$p = p_c \cdot \left\{ \ln \left[\frac{1 - \delta_0}{1 - \delta} \right] \right\}^{1/n_K} \cdot \left[\frac{\delta - \delta_E}{\delta_S - \delta_E} \right]^{k_E} \quad (19)$$

Unter der Voraussetzung eines schlupffreien Materialtransportes in der Kompressionszone läßt sich der Druckverlauf in der Gutbettzone mit den Gleichungen (18) und (19) beschreiben. Der Parameter p_c und die Kurvenparameter n_K und k_E sind durch Drucktopfversuche ermittelbar. Da sich die Spaltweite in Abhängigkeit des Drehwinkels φ mit

$$s(\varphi) = s + D(1 - \cos \varphi) \quad (20)$$

ergibt, erhält man mit Gleichung (12) für den Feststoffvolumenanteil δ_φ

$$\delta(\varphi) = \frac{\delta_S}{1 + \frac{D}{s}(1 - \cos \varphi)} \quad (21)$$

Schließlich kann man unter Verwendung der Gleichungen (2) und (3) den Normal- und Schubspannungsverlauf in der Gutbettzone berechnen. Ein beispielhafter Verlauf der daraus resultierenden Normal- und Schubspannungsverläufe ist in Abbildung 11 für eine Mühle zur Zerkleinerung von Zementklinker mit einem Walzendurchmesser von $D = 1000$ mm dargestellt. Der Kompressionswinkel ist damit $\alpha \approx 12^\circ$ und der Expansionswinkel liegt bei $\gamma \approx 2^\circ$.

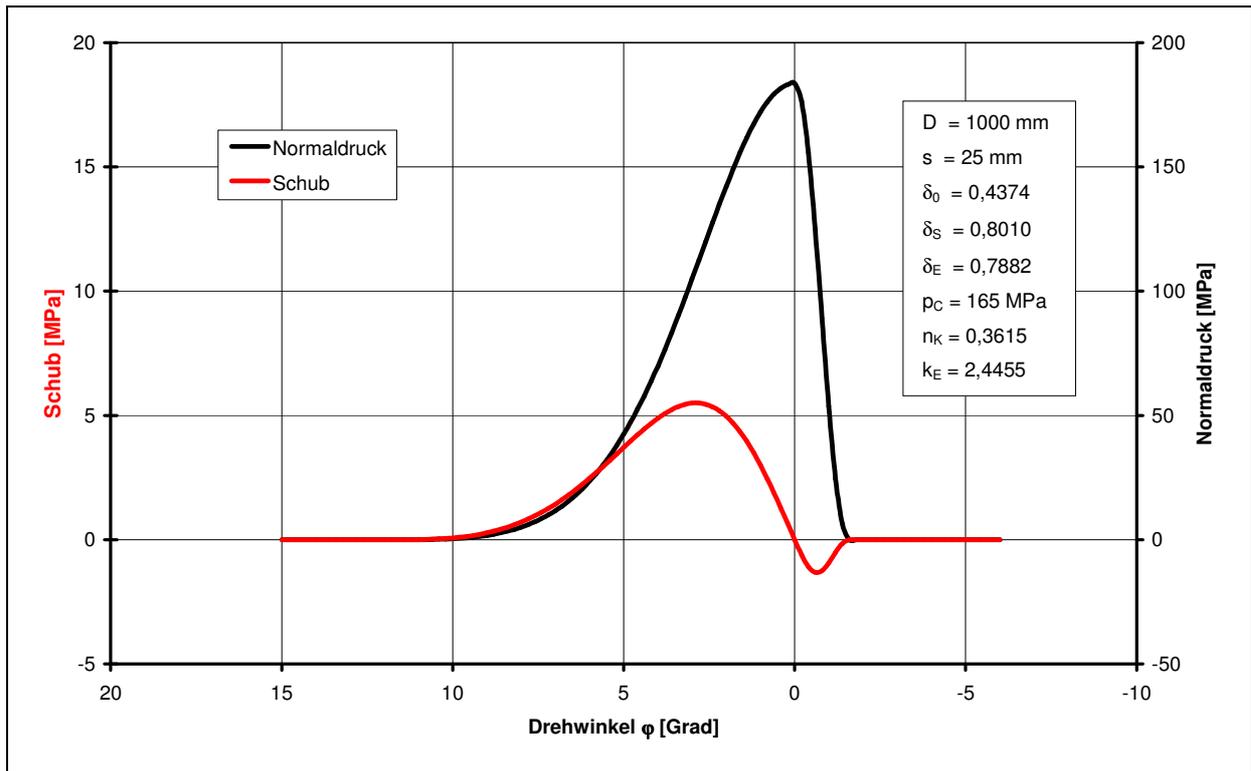


Abbildung 11: Beispiel für den Normaldruck- und Schubverlauf (ohne Schlupf)

Durch das Auftreten von Schlupf zwischen dem Mahlgut und den Walzen können zwar die Schubspannungen zusätzlich ansteigen. Da die Umfangskräfte aber nur 3...4 % der auftretenden Druckkräfte betragen, können diese gegenüber der Normalkomponente vernachlässigt werden [25].

Wie aus Abbildung 11 ersichtlich, werden die Mahlwalzen zyklisch schwellend durch die Normalkomponente der Preßkraft belastet. Die Höhe der Drücke hängt bei reiner Gutbettbeanspruchung also maßgeblich von Preßdruck und Kompressionsverhalten ab.

Einen weiteren Ansatz zur Abschätzung des maximalen Druckes in der Gutbettzone liefert die von *Schmitz* gegebene Gleichung in Abhängigkeit eines Materialparameters k_M [16]:

$$p_{P,max} = \frac{F_P}{D \cdot L \cdot \alpha \cdot k_M} \quad (22)$$

Der Parameter k_M ist dabei eine Funktion des Verdichtungsverhaltens des zu zerkleinernden Materials. Für typische Mahlgüter wird ein Wert von 0,18 ... 0,23 angegeben. Auch hier wird wieder die Schlupffreiheit des Materials vorausgesetzt, und der Kompressionswinkel mit der Schülpendichte ρ_S und der Schüttdichte ρ_0 nach Gleichung (23) abgeschätzt.

$$\alpha = \sqrt{\frac{2s}{D} \left(\frac{\rho_s}{\rho_0} - 1 \right)} \quad (23)$$

Die Gleichung leitet sich aus den geometrischen Verhältnissen im Walzenspalt ab und ist das Ergebnis einer abgebrochenen Reihenentwicklung einer trigonometrischen Funktion [16, 39].

Wird die Rückdehnung der Schülpe berücksichtigt, so kann unter Beachtung eines linear-elastischen Verhaltens und der Schlupffreiheit in der Gutbettzone der maximale Druck auch über Gleichung (24) ausgedrückt werden.

$$p_{\max} = \frac{F}{D \cdot L \cdot \sqrt{\frac{s}{D}} \cdot \Phi} \quad (24)$$

Der Parameter Φ beschreibt darin das materialspezifische Kompressionsverhalten und kann aus Stempelpressenversuchen ermittelt werden [16].

3.4.3 Experimentelle Untersuchungsergebnisse

Erste Versuche zur Messung der entstehenden Druck- und Schubkräfte mit einem Druckstift beim Verdichten von Metallpulvern wurden von *Vinogradov* und *Katashinskii* durchgeführt [40]. Der Druck zeigte den zu erwartenden Verlauf mit einem Maximum und der Schub wechselte innerhalb des Druckanstieges das Vorzeichen. Aussagen über Winkelkoordinaten und die Lage des Maximums werden aber nicht gegeben. *Feige* nutzte in seiner Arbeit ebenfalls die Druckstiftmethode zur Messung der radialen und axialen Druckverteilung beim Zerkleinern von Kalkstein [21]. Der Mahlspace der Versuchsmühle war allerdings fest eingestellt und der Feststoffvolumenanteil im Spalt lag nur zwischen $\delta = 0,34 \dots 0,54$. Die gemessenen Drücke lagen unter diesen Bedingungen bei Werten von maximal 1 MPa.

Umfangreiche experimentelle Untersuchungen zur Druckverteilung im Walzenspalt einer Gutbett-Walzenmühle wurden von *Lubjuhn* durchgeführt [22]. Dazu nutzte er eine Labormühle, mit der er Quarz- und Kalksteinfraktionen zerkleinerte. Die Walzen waren mit Druckstiften in der Mitte und den Randzonen ausgestattet. Die gemittelten Druckdiagramme der Versuche gaben erstmals Aufschluß über die Größe des Kompressions- und Expansionswinkels und die Lage des Druckmaximums. Es zeigte sich, daß bei Umfangsgeschwindigkeiten von $v_U = 1,1 \text{ m/s}$ und Verdichtungen von $\delta_s \leq 0,9$ das Druckmaximum für ein ideales Gutbett nur geringfügig oberhalb des engsten Spaltes bei $\alpha_{P,\max} = 0 \dots 1^\circ$ liegt. Erst bei Versuchen mit höheren Umfangsgeschwindigkeiten von

$v_U = 3,2 \text{ m/s}$ zeigte sich eine Verschiebung des Maximums zu Werten von $\alpha_{P,\max} = 2^\circ$. Für die Kompressions- und Expansionswinkel wurden Werte in Abhängigkeit des verwendeten Aufgabematerials und der Umfangsgeschwindigkeit von $\alpha = 7 \dots 13^\circ$ bzw. $\gamma = 3 \dots 9^\circ$ ermittelt. Dabei erwies sich der Kompressionswinkel als unabhängig von der Mahlkraft. Zusätzlich wurde der Kraftangriffswinkel β ermittelt, der die aus der Druckverteilung resultierende horizontale Komponente der Preßkraft charakterisiert. Man erhält ihn aus dem Verhältnis der spezifischen Preßkraft F_{sp} und dem spezifischen Drehmoment M_{sp} , die sich in Abhängigkeit der Preßkraft F_P bzw. des Antriebsmomentes M_A beschreiben lassen [22]

$$F_{sp} = \frac{F_P}{D \cdot L} \quad (25)$$

$$M_{sp} = \frac{M_A}{D^2 \cdot L} \quad (26)$$

Die Werte des Kraftangriffswinkels lagen bei Gutbettbeanspruchung zwischen $\beta = 1,7^\circ \dots 2,9^\circ$ und beim Übergang zum Direktkontakt bei $\beta = 3,4^\circ$. Durch den Vergleich der Druckwerte in der Mitte der Walzen mit denen in den Randzonen konnte ein deutlicher Druckabfall und somit eine starke Ausprägung der axialen Druckverteilung nachgewiesen werden. Die Beschreibung erfolgte mit Hilfe einer normierten axialen Koordinate $\lambda = l/L$ und der Funktion nach Gleichung (27), wobei l für die Längenkoordinate ausgehend von der Walzenmitte steht.

$$p = p_{P,\max} \left[1 - (2|\lambda|)^m \right] \quad (27)$$

Für die verwendeten Quarz- und Kalksteinfraktionen wurde ein Exponent von $m \approx 1,6$ ermittelt. Die Ursache für den Druckabfall wird in einem geringeren Durchsatz in den Randzonen der Walzen gesehen, wodurch der Spalt an diesen Stellen an Material verarmt. Der Durchsatzverlust wird durch den Materialaustritt aus dem Spalt zwischen Walzenstirnflächen und den seitlichen Begrenzungsblechen bzw. den Reibungseffekten zwischen Material und den Seitenblechen bewirkt.

Unter Einbeziehung von Gleichung (27) können die Funktionen für die Verdichtung nach Gleichung (18) und (19) erweitert werden und man erhält für den Druckverlauf in der Kompressionszone

$$p = p_c \cdot \left\{ \ln \left[\frac{1 - \delta_0}{1 - \delta} \right] \right\}^{1/n_k} \cdot \left[1 - (2|\lambda|)^m \right] \quad (28)$$

und analog für die Expansionszone

$$p = p_c \cdot \left\{ \ln \left[\frac{1 - \delta_0}{1 - \delta} \right] \right\}^{1/n_k} \cdot \left[\frac{\delta - \delta_E}{\delta_S - \delta_E} \right]^{k_E} \cdot \left[1 - (2|\lambda|)^m \right] \quad (29)$$

In mehreren veröffentlichten Arbeiten wurde des Weiteren der Einfluß der Beanspruchungsgeschwindigkeit analysiert (Abbildung 12 und 13) [6, 16, 41]. Dabei konnte unter Verwendung von zumeist sehr feinkörnigen Materialien ein Einfluß der Preßgeschwindigkeit festgestellt werden. Mit zunehmender Preßgeschwindigkeit setzt die Verdichtung dabei früher mit einem flacheren Druckanstieg ein. Als Ursache dafür werden erhöhte Reibungseffekte im Material und eine Behinderung der Umordnungsvorgänge durch die ausströmende Luft genannt [41]. Zusätzlich können Lufteinschlüsse im Gutbett entstehen, die bei der Verdichtung komprimiert werden und sich bei der Rückdehnung wieder entspannen. Dies führt zu einer geringeren Enddichte und Festigkeit der Schülpen.

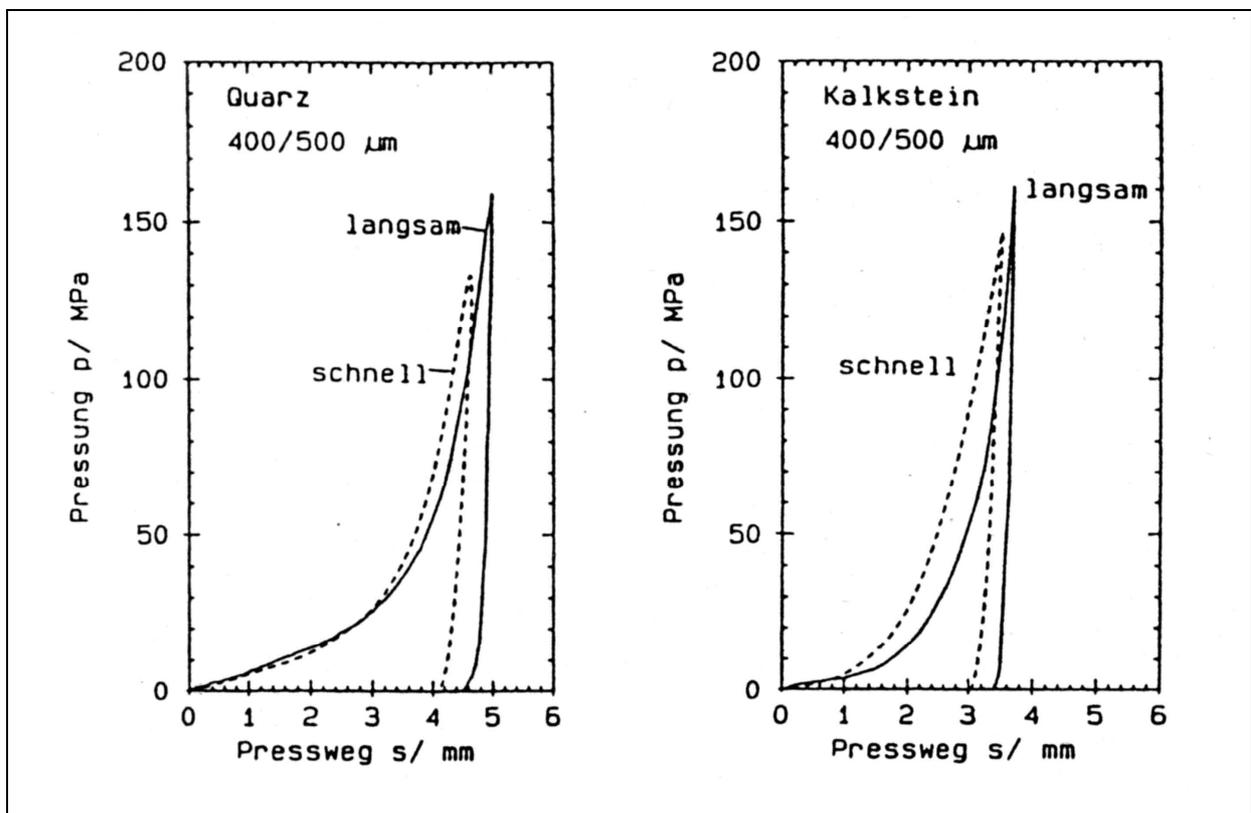


Abbildung 12: Einfluß der Beanspruchungsgeschwindigkeit auf die Preßkurven nach [6]

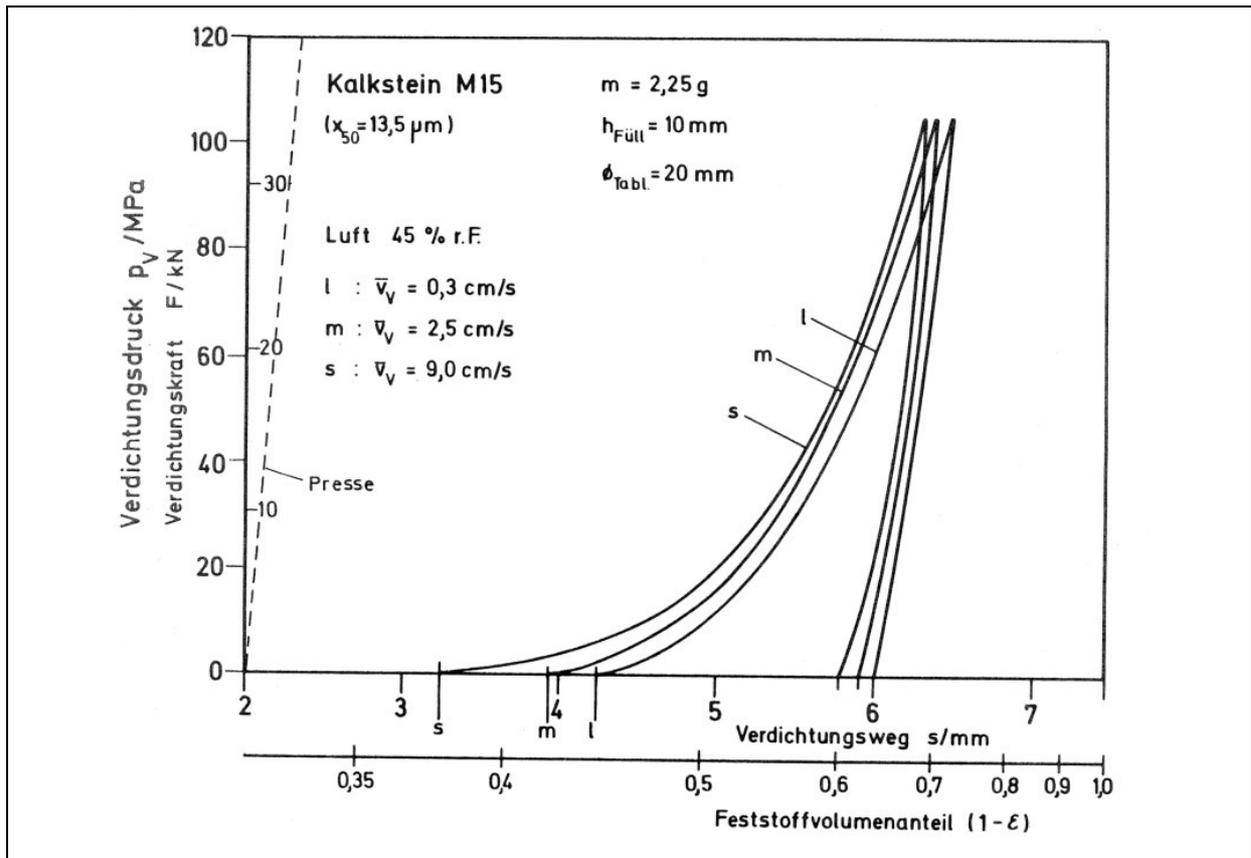


Abbildung 13: Einfluß der Preßgeschwindigkeit auf den Kraft-Weg-Verlauf
(Tablettierung von Kalksteinpulver nach [41])

In [16] wurde für das Problem der entweichenden Luft ein Durchströmungsmodell für Gutbetten entwickelt. Zur Beschreibung des Strömungswiderstandes dient dabei der hydraulische Durchmesser der Partikelschicht. Dieser ist ein Maß für den mittleren Porendurchmesser des Haufwerkes. Mit einem kleineren hydraulischen Durchmesser kommt es dabei zu einer stärkeren Behinderung des Ausströmvorganges. Dies führt neben den bereits genannten geringeren Verdichtungen auch zu unruhigen Betriebszuständen von Gutbett-Walzenmühlen, da ab einer bestimmten kritischen Preßgeschwindigkeit Vibrationserscheinungen auftreten, die durch die entweichende Luft verursacht werden.

Neben dem globalen Zusammenhang zwischen Druck und Verdichtung ist insbesondere bei Stempelpressenversuchen auch die Ausbildung eines Druck- bzw. Dichteprofils zu verzeichnen. In [42] wurden dazu Versuche im Drucktopf mit Quarzfraktionen unterschiedlicher Körnung und Betthöhen durchgeführt. Der lokale Druck auf die Bodenplatte wurde mit Druckstiften in der Drucktopfmitte und bei Radien von 25 bzw. 45 mm aufgenommen. Die Ergebnisse zeigten, daß sich im Gutbett ein dreidimensionales Spannungsfeld, in Abhängigkeit der Material- und Verfahrensparameter, aufbaut. Der Druck auf die Bodenplatte sinkt dabei in den Randbereichen um bis zu 100 % gegenüber der

Drucktopfmitte. Analogien finden sich auch im Bereich der Siloberechnungen. Hier gibt es numerische Berechnungen und Messungen, die eine erhebliche Druckminderung in den Randbereichen von Silobehältern aufzeigen [43 – 45]. Betrachtet man das globale Kräftegleichgewicht aus der Preßkraft F_P , der Kraft auf den Boden F_B und der Wandreibungskraft F_R an einer Schüttung in einem Behälter, erhält man

$$F_P - F_B - F_R = 0 \quad (30)$$

$$p_P \cdot A - p_B \cdot A - \mu \cdot p_W \cdot U \cdot h = 0 \quad (31)$$

Der Druck auf die Bodenplatte p_B ist vom Radius r und vom Winkel φ abhängig. Er läßt sich ausdrücken durch

$$p_B = \frac{1}{\pi \cdot R^2} \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^R (r \cdot p(r)) dr d\varphi \quad (32)$$

Der Wanddruck p_W kann über das Lastverhältnis λ in Abhängigkeit vom Preßdruck ausgedrückt werden.

$$p_W = \lambda \cdot p_P \quad (33)$$

Ein zusätzliches Indiz für die Ausbildung eines Spannungsfeldes ist die Dichteverteilung im Gutbett [13]. Wie in Abbildung 14 dargestellt, herrschen im Inneren bei der Verdichtung eines seitlich begrenzten Gutbettes unterschiedliche Drücke infolge der unterschiedlichen Bedingungen der Kraftübertragung. In den Bildern a-h sind die jeweiligen Isobaren dargestellt. Bild h zeigt zusätzlich die Linien gleicher Dichte, wobei die Werte die prozentuale Reindichte angeben. Vergleicht man die Verteilung der Dichte- und Druckwerte, so ist ein direkter Zusammenhang zwischen beiden Größen festzustellen. Von besonderer Bedeutung für die durchzuführenden Untersuchungen sind die Dichte- bzw. Druckverteilungen ab 34 MPa. Hier ist die bereits erwähnte Drucküberhöhung im Zentrum des Drucktopfes zu erkennen.

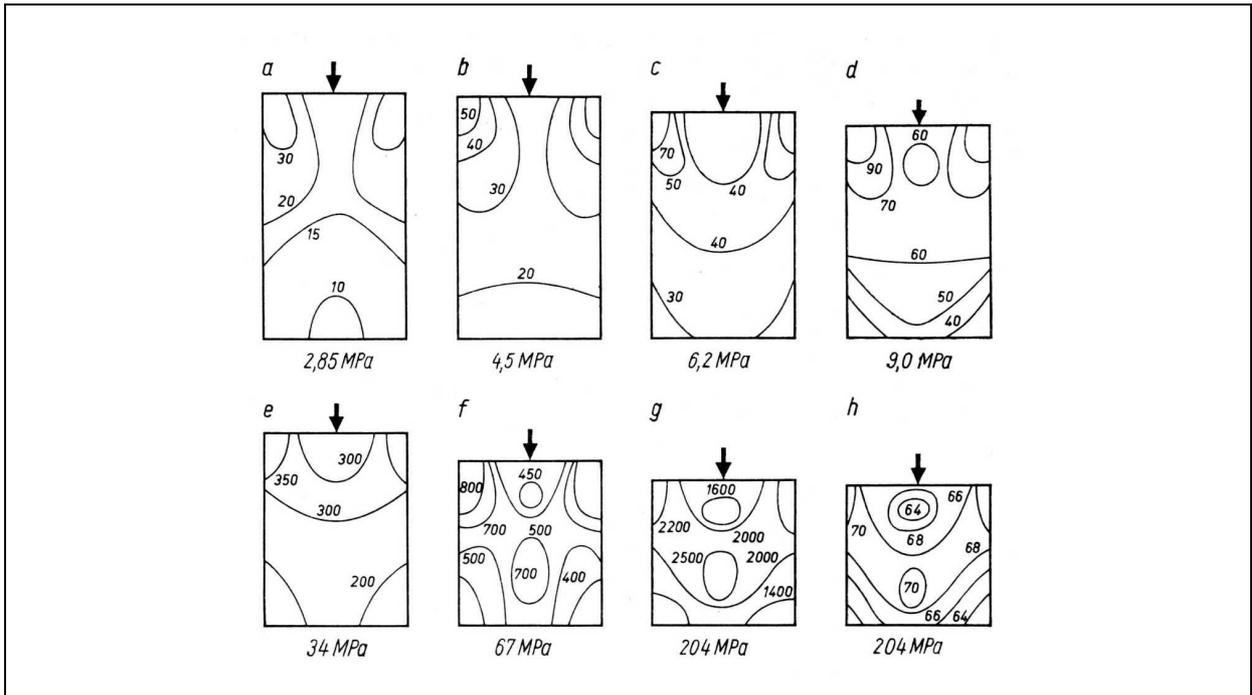


Abbildung 14: Kraftübertragung während des Preßvorgangs nach [13]

3.4.4 Walzenbelastung durch große Einzelpartikel

Bei den meisten Anwendungen (Hybrid-, Combi- oder Fertigmahlung) wird der Gutbett-Walzenmühle kein homogenes Material, sondern ein Gemenge aus Feingut und groben Partikeln aufgegeben. Bei derartigen Betriebszuständen wird das Grobkorn im Feingut eingebettet und es bildet sich ein „quasi-hydrostatischer“ Zustand um das Grobgut aus (Abbildung 15). Das Gutbett stützt dabei die groben Partikel, behindert deren Zerkleinerung und im weiteren Verlauf der Beanspruchung auch das Ausweichen der Bruchstücke.

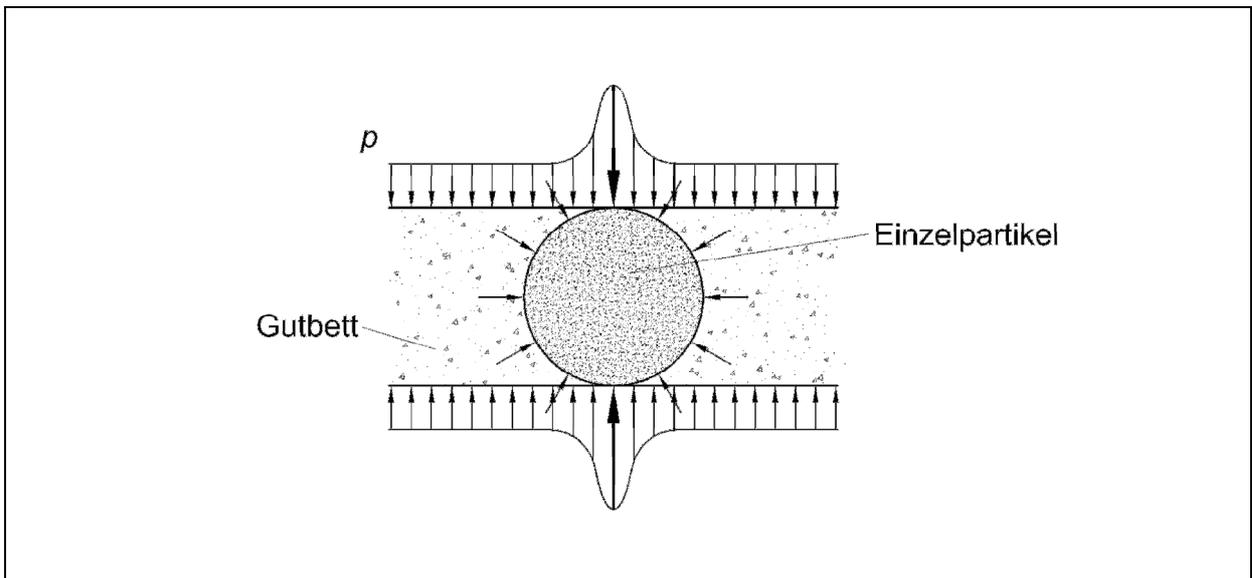


Abbildung 15: „Quasi-hydrostatischer“ Zustand eines eingebetteten Einzelpartikels

Als Folge entstehen im Gutbett Zonen höherer Dichte, die als Druckbrücken zwischen den Walzen fungieren und es kommt zu punktuellen Überlastungen der Walzenoberfläche. Die im Abschnitt 3.3 beschriebenen Schäden an den Walzen werden vielfach auf diese Erscheinungen zurückgeführt [23, 25 – 29]. Als Grobgut können dabei Partikel angesehen werden, die die Größe der Arbeitsspaltweite s der Mühle besitzen. Aus einigen Einsatzfällen ist bekannt, daß vermutlich Partikel von $d_p > 2s$ besonders problematisch sind. Ähnliche Effekte können auch bei genauer Betrachtung der in [22] dargestellten Druckdiagramme gemacht werden. Beim Übergang des Beanspruchungszustandes vom Gutbett- zum Direktkontakt wurden starke Druckschwankungen und Drucküberhöhungen beobachtet.

3.5 Präzisierung der Aufgabenstellung

Aus der bestehenden Unkenntnis der tatsächlich im Walzenspalt von Gutbett-Walzenmühlen auftretenden Kräfte ergeben sich Unsicherheiten bei der Konstruktion des Verschleißschutzes der Walzen. Bisher liegen nur praktische Erfahrungen und Schadensbilder vor, die darauf schließen lassen, daß vor allem grobe Partikel die größer als die doppelte Arbeitsspaltweite sind, zur Überlastung der Walzenoberfläche führen, sofern der Mühle keine anderweitigen Störstoffe (z.B. Fremdeisen) zugeführt werden.

Das Ziel der Arbeit besteht daher darin, ausgehend von experimentellen Untersuchungen, ein Modell der äußeren Belastung der Walzen von Gutbett-Walzenmühlen zu entwickeln. Dabei soll vor allem die Auswirkung von im Gutbett eingelagerten groben Partikeln untersucht werden. Verwendet wird dabei das für die Gutbett-Walzenmühle typische Mahlgut Klinker, da hier das Haupteinsatzgebiet der Maschine ist. Untersucht wird der Einfluß der auftretenden Belastung von folgenden Einflußgrößen:

- mittlere Korngröße des Gutbettes
- Korngröße des Einzelpartikels in Beanspruchungsrichtung
- Verhältnis von Einzelpartikeldurchmesser zu Gutbetthöhe
- Klinkermaterial (physikalische und mineralogische Eigenschaften)

Ausgehend von den Untersuchungsergebnissen, wird ein Modell entwickelt, mit dem die auftretenden Belastungen für den konkreten Einsatzfall bestimmt werden können.

Für die Umsetzung des Versuchsprogramms und die Lösung der gestellten Aufgaben sind folgende Voraussetzungen zu erfüllen:

- Erfassung aller relevanten maschinen-, system- und aufgabebezogenen Einflußgrößen für die Gutbettzerkleinerung
- Gewinnung komplexer Datensätze aus experimentellen Untersuchungen, bei denen die Einflußgrößen innerhalb definierter Grenzen variiert werden
- Entwicklung von Modellvorstellung und Übertragung auf praktische Anwendungsfälle

4 Systembetrachtung zur Oberflächenbelastung der Walzen durch grobe Einzelpartikel

Den Ausgangspunkt der Untersuchung zum Einfluß grober Partikel auf die Oberflächenbelastung der Walzen von Gutbett-Walzenmühlen bildet eine Einteilung der auftretenden Beanspruchungsfälle. Dazu werden zwei grundlegende Kenngrößen eingeführt, die die Verhältnisse zwischen den eingebetteten groben Einzelpartikeln, den geometrischen Verhältnissen im Walzenspalt bzw. im Drucktopf und dem Gutbettmaterial charakterisieren. Ausschlaggebend beim Betrieb von Gutbett-Walzenmühlen ist der sich einstellende Arbeitsspalt. Dieser ist abhängig vom wirkenden Preßdruck, den Einzugsbedingungen und dem Walzendurchmesser. Nach [16] gilt für die Arbeitsspaltweite die Beziehung:

$$s = \frac{D}{2} \cdot \frac{\alpha^2}{\frac{\delta_s}{\delta_0} - 1} \quad (34)$$

mit α im Bogenmaß.

Wie in den vorangegangenen Abschnitten beschrieben, wird das Auftreten grober Partikel für die Überlastung der Walzenoberfläche verantwortlich gemacht. Deshalb ist es wichtig, diese Partikel näher geometrisch zu charakterisieren. Eine erste charakteristische Größe ist der spezifische Füllungsgrad η . Dieser ist der Quotient aus dem Walzenspalt s_0 bzw. der Gutbetthöhe h_0 in der Stempelpresse zu Beginn der Kompressionsphase und dem Durchmesser d_p der auftretenden Einzelpartikel (Abbildung 16):

$$\eta = \frac{s_0}{d_p} \quad (35)$$

bzw.

$$\eta = \frac{h_0}{d_p} \quad (36)$$

Das Größtkorn, welches in den Walzenspalt eingezogen werden kann, hängt dabei von den geometrischen Verhältnissen und dem Reibwert zwischen Partikel und Walzenoberfläche ab. Nach Höffl gilt für den maximalen Partikeldurchmesser $d_{p,max}$ mit dem Reibwert μ_p [46]:

$$d_{p,max} = (s + D) \sqrt{1 + \mu_R^2} - D \quad (37)$$

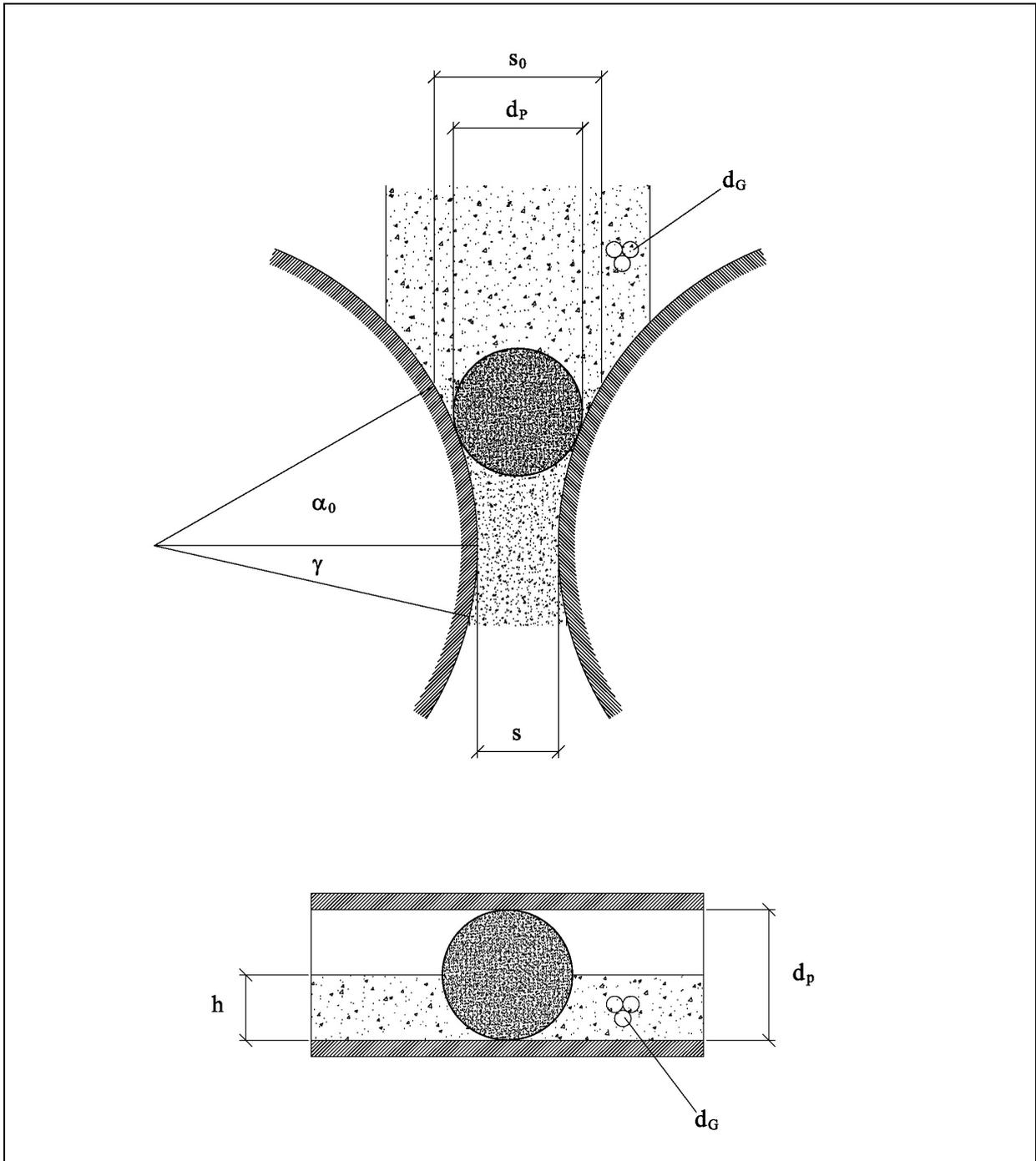


Abbildung 16: Geometrische Verhältnisse im Walzenspalt und Drucktopf

Bei Erfüllung der Einzugsbedingungen erhält man für den Einzugswinkel α_E , bei dem das Maximalkorn eingezogen wird

$$\alpha_E = 2 \cdot \arctan \mu_R \quad (38)$$

Erfahrungsgemäß liegen die Werte für den Reibwert für trockenes, hartes Aufgabematerial zwischen 0,3 und 0,35 [46]. Damit ergeben sich für den Einzugswinkel Werte

von $\alpha_E = 30 \dots 35^\circ$, der somit wesentlich größer ist, als die üblichen Kompressionswinkel. Das führt bei Aufgabe von groben Partikeln zur Einzelkornzerkleinerung in der Beschleunigungszone. Als Richtwerte für den maximalen Aufgabekorndurchmesser bei unbekanntem Reibwert gibt Höfll [46] weiterhin für glatte Walzen

$$d_{A,\max} \leq \frac{D}{20 \dots 25} \quad (39)$$

und für profilierte Walzen

$$d_{A,\max} \leq \frac{D}{10 \dots 12} \quad (40)$$

an.

Wie bereits in Abschnitt 3.4.4 beschrieben, ist aus bisherigen Untersuchungen bekannt, daß die maximale Korngröße des Aufgabegutes die 1,5 bis 2fache Spaltweite nicht überschreiten sollte [26]. Welchen Einfluß grobe Partikel mit kleineren Abmessungen auf die Walzenbelastung haben, ist bisher nicht bekannt.

Eine zweite Kenngröße beschreibt das Verhältnis des Durchmessers d_P der groben Partikel zum Durchmesser d_G der Partikel des Gutbettmaterials (Abbildung 16), womit der „quasi-hydrostatische“ Effekt genauer determiniert werden soll. Da das Gutbettmaterial als Verteilung vorliegt, kann auch der mittlere arithmetische Partikeldurchmesser des Gutbettes d_m genutzt werden. Für diese im Folgenden als Durchmesser Verhältnis k bezeichnete Kennzahl gilt somit

$$k = \frac{d_P}{d_G} \quad (41)$$

bzw.

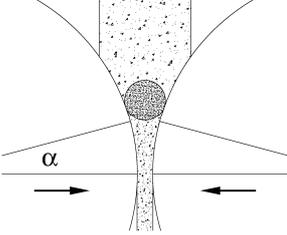
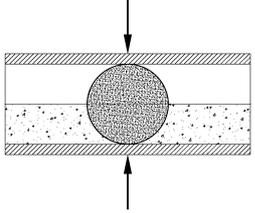
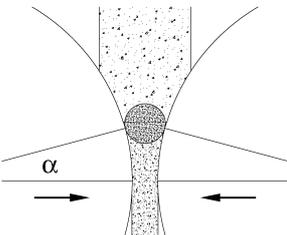
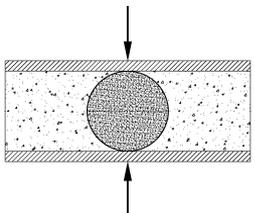
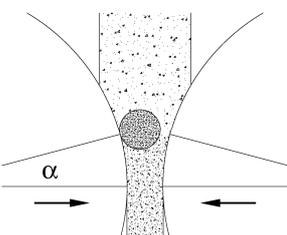
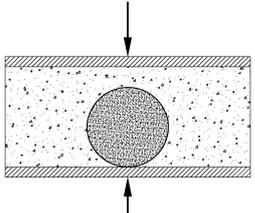
$$k = \frac{d_P}{d_m} \quad (42)$$

Die Werte für k liegen dabei im Bereich von $1 \leq k < \infty$. Für $k = 1$ liegt eine Einkornschicht vor, und mit einer steigenden Feinheit des Gutbettmaterials wird k immer größer und geht schließlich gegen unendlich. Dabei wird sich die Kontaktstellenzahl zwischen groben Partikeln und Gutbett erhöhen.

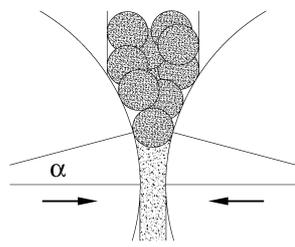
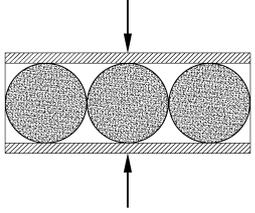
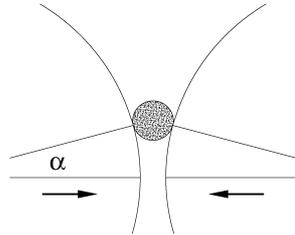
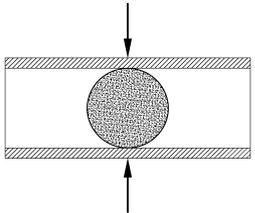
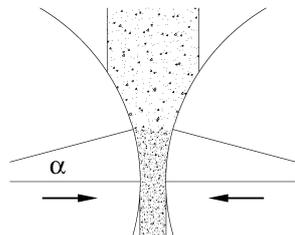
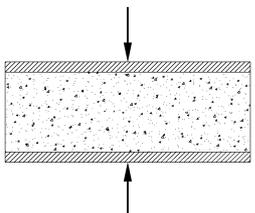
Ausgehend von den charakteristischen Abmessungen des Spaltes und der Partikel selbst (s_0 , s , d_P und d_{\max}) kann das Grobgut bestimmten Belastungsfällen zugeordnet werden. Mit

Hilfe des spezifischen Füllungsgrades erfolgt anschließend die Übertragung auf die Drucktopfkonstellation (Tabelle 2).

Tabelle 2: Übertragung der Belastungsfälle auf den Drucktopf

Fall	Gutbettwalzenmühle	Simulation im Drucktopf
a) Einzugbedingungen nicht erfüllt	$d_p > d_{A,max}$	$\eta < 1$
b) Partikel ist bereits vor der Kompressionszone im Direktkontakt	 $d_{A,max} \geq d_p > s_0$	 $\eta < 1$
c) Partikel ist zu Beginn der Kompressionszone im Direktkontakt	 $d_p = s_0$	 $\eta = 1$
d) Partikel ist zu Beginn der Kompressionszone nicht im Direktkontakt	 $s \leq d_p < s_0$	 $\eta > 1$

noch Tabelle 2: Übertragung der Belastungsfälle auf den Drucktopf

Fall	Gutbettwalzenmühle	Simulation im Drucktopf
e) Einkornschicht	 <p>$d_p = s_0$</p>	 <p>$\eta = 1$</p>
f) Einzelkorn- zerkleinerung	 <p>$d_p = s_0$</p>	 <p>$\eta = 1$</p>
g) Ideale Gutbettsituation	 <p>$d_p \ll s_0$</p>	 <p>$\eta \rightarrow \infty$</p>

Da bei der Gutbettzerkleinerung stets ein Materialbett vorliegt, werden im Rahmen des Versuchsprogramms nur die Fälle b) bis e) bzw. g) untersucht.

5 Experimentelle Untersuchungen zur Walzenbelastung

5.1 Beschreibung des Druckversuchsstandes

Zur experimentellen Untersuchung der Walzenbelastung von Gutbett-Walzenmühle wurde ein Versuchsstand konzipiert, mit dem eine Gutbettsituation erzeugt und die Belastung auf die Zerkleinerungswerkzeuge ermittelt werden kann. Prinzipiell sind hierzu zwei Vorgehensweisen möglich:

- a) Versuche mit einer Gutbett-Walzenmühle und Druckmessung direkt im Walzenspalt
- b) Versuche mit einer Stempelpresse und Druckmessung im Drucktopf

Messungen im Walzenspalt einer Gutbett-Walzenmühle, wie sie auch in [21, 22] durchgeführt wurden, sind nur an ausgewählten Stellen möglich. Da während des Zerkleinerungsvorganges kein Einfluß auf die Lage der Partikel genommen werden kann, liegen keine definierten und reproduzierbaren Versuchsbedingungen vor. Somit wurden zur Bestimmung der Belastungen auf die Zerkleinerungswerkzeuge Messungen im Drucktopf einer hydraulischen Stempelpresse durchgeführt. Ein weiterer Vorteil dieser Variante ist, daß die erforderlichen Mengen an Versuchsmaterial wesentlich geringer sind als bei Versuchen mit einer Gutbett-Walzenmühle. Zur Bereitstellung einer entsprechenden Versuchsanlage wurde ein am Institut für Aufbereitungsmaschinen vorhandener Druckversuchsstand umgebaut. Die Anforderungen an die Versuchsanlage können wie folgt zusammengefaßt werden:

- Variationsmöglichkeit des Preßdruckes und Einstellung einer maximalen Pressung, die den Betriebsparametern in Gutbett-Walzenmühlen entspricht
- Variationsmöglichkeit der Betthöhe, um die Belastungsfälle nach Tabelle 2 zu gewährleisten
- Messung des Druckes im Gutbett und der Druckwerte unter dem eingelagerten Einzelpartikel
- Aufnahme der Stempelposition und somit der Gutbetthöhe
- Variationsmöglichkeit der Preßgeschwindigkeit, um den Belastungsvorgang an den Realprozeß in Gutbett-Walzenmühlen anzugleichen

In Abbildung 17 ist eine Gesamtansicht der Versuchsanlage dargestellt. Sie besteht im Wesentlichen aus folgenden Komponenten:

- Grundeinheit
- Steuerungseinrichtung
- Hydraulikaggregat mit Druckspeicheranlage
- Meßwerterfassungssystem

Zur Grundeinheit gehören der doppelwirkende Hydraulikzylinder, die obere Druckplatte, die Kopfplatte, die Bodenplatte und die vier Säulen. Sie bilden ein geschlossenes statisches System. Der Hydraulikzylinder ist im oberen Teil der Anlage hängend angeordnet und wird durch entsprechende Dichtungselemente vor Verschmutzung geschützt. Die obere Druckplatte wird bei der Auf- und Abwärtsbewegung durch die Säulen geführt. Die Druckplatte und der Kolben des Hydraulikzylinders sind über eine Ausgleichsplatte miteinander verschraubt, wodurch eine Querkrafteinleitung in den Zylinder vermieden wird.

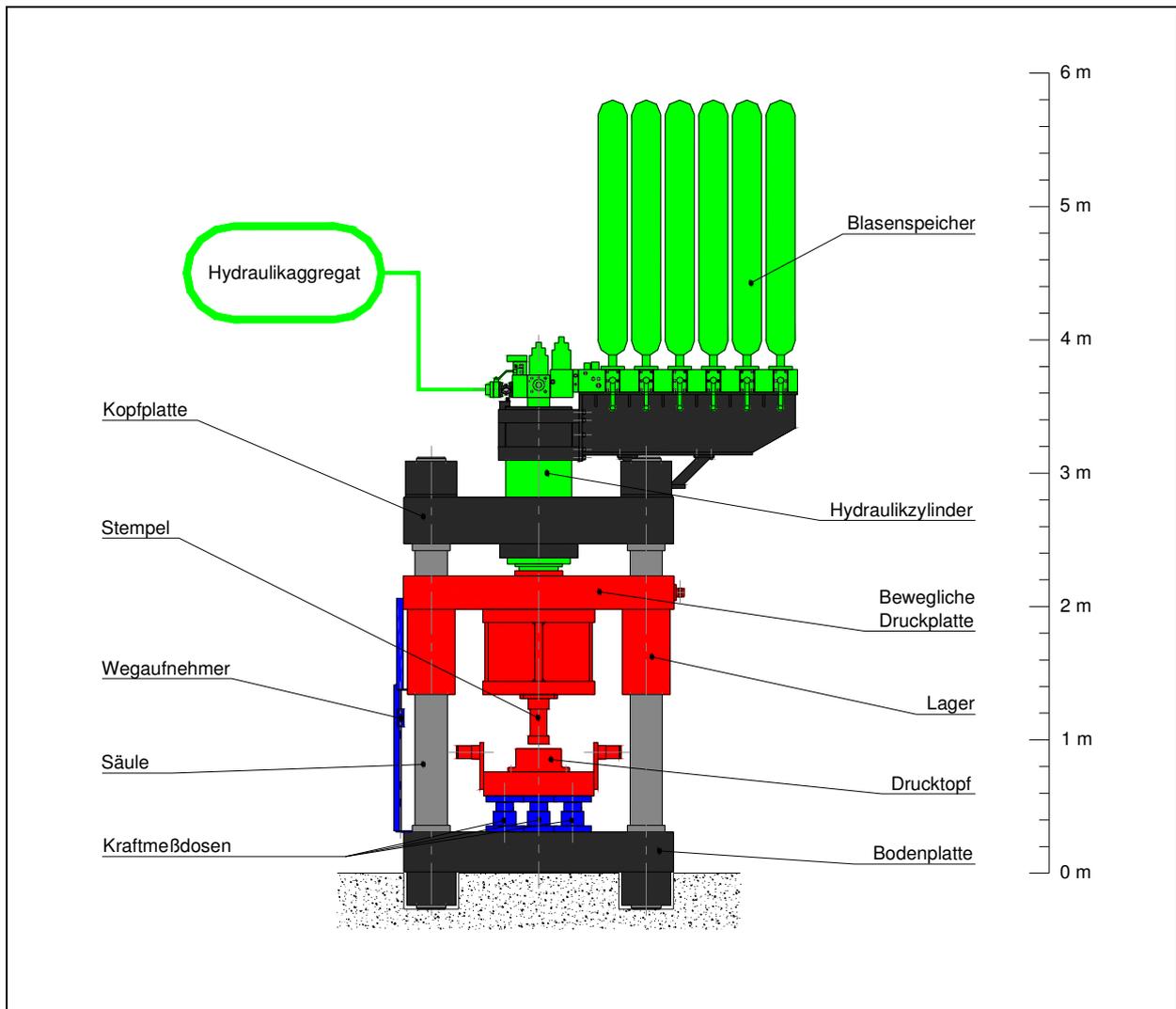


Abbildung 17: Versuchsstand „Hydraulische Stempelpresse“

Die Steuerung der Anlage erfolgt über eine speicherprogrammierbare Steuerung (SPS) SIMATIC S7-300.

Zur Realisierung hoher Preßgeschwindigkeiten wurde ein zusätzlicher Druckspeicher installiert. Ein Sonderblock mit insgesamt 9 einzelnen Speicherbehältern stellt den für die schnelle Bewegung der Druckplatte und des Stempels erforderlichen Ölstrom sowie den Druck zur Verfügung.



Abbildung 18: Gesamtansicht der Hydraulischen Presse



Abbildung 19: Ansicht des Drucktopfes

Die technischen Parameter des Versuchsstandes sind:

Durchmesser des Drucktopfes	160 mm
maximale Gutbetthöhe zu Beginn der Kompression	100 mm
Preßgeschwindigkeit	1 ... 200 mm/s
Druckkraftbereich	630 ... 3920 kN
resultierender Druck im Gutbett	30 ... 195 MPa
Durchmesser des Druckstiftes	10 mm

Als Meßwerte werden die durch die Presse ausgeübte Gesamtkraft und der Stempelweg aufgenommen. Die Kraftmessung erfolgt über 3 unter dem Drucktopf befindliche Kraftaufnehmer mit einer Nennlast von jeweils 2000 kN. Der Weg wird über einen potentiometrischen Wegaufnehmer mit einem maximalen Meßweg von 75 mm registriert. Beide Meßwertaufnehmer geben ein analoges Signal über einen Meßverstärker zum angeschlossenen Rechner. In diesem werden die Signale in digitale Meßwerte umgewandelt und mit Hilfe eines Meßprogramms als Weg-Kraft-Zeit-Verlauf zur weiteren Bearbeitung abgespeichert.

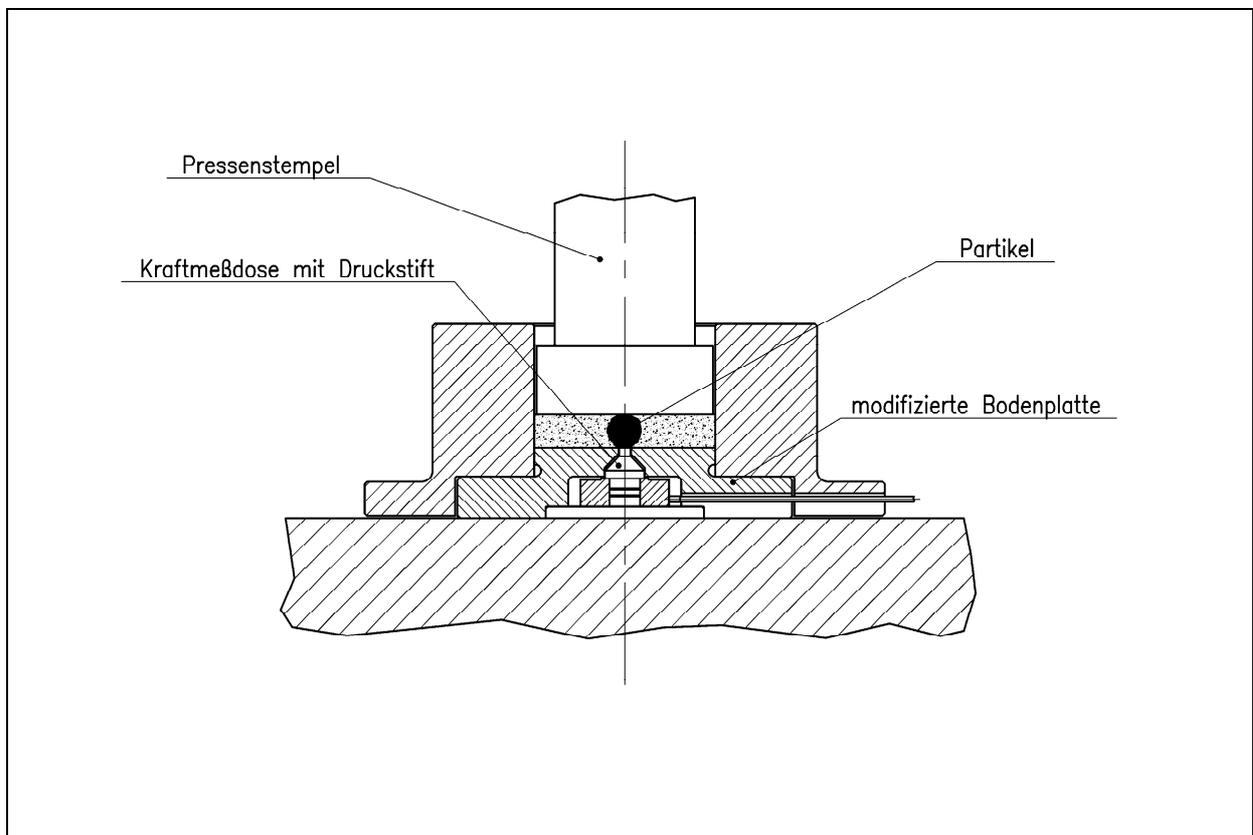


Abbildung 20: Schnittdarstellung durch den Drucktopf

Um die durch die Einzelkörner hervorgerufenen Druckspitzen aufnehmen zu können, mußte der Druckversuchsstand weiter modifiziert werden. Dazu wurde ein Druckstift mit einem Durchmesser von 10 mm in der Mitte des Drucktopfes angebracht. Dieser leitet die Kraft in eine in der Bodenplatte des Drucktopfes befindliche Kraftmeßdose ein (Abbildung 20). Die Kraftmeßdose besitzt einen Meßbereich von 0 ... 100 kN, was bezogen auf die Druckstiftfläche einem Druckbereich von 0 ... 1275 MPa entspricht. Der Fehler der Meßwertaufnahme mit der Kraftmeßdose lag bei $\pm 1,0$ %. Aufgrund der zu erwartenden hohen Druckwerte wurden der Bodenbereich und der Stempel durch je eine gehärtete Platte geschützt, die leicht ausgetauscht bzw. erneuert werden können. Auch der Druckstift wurde entsprechend gehärtet und besitzt eine Zugfestigkeit von über 2000 N/mm².

5.2 Mathematisch-statistische Versuchsplanung

5.2.1 Einflußgrößen auf die Druckbelastung

Die Einflußgrößen auf die Druckwerte unter den im Gutbett eingelagerten Einzelpartikeln und somit auf die Oberflächenbelastung lassen sich in Material-, Maschinen- und Verfahrensparameter untergliedern (Abbildung 21).

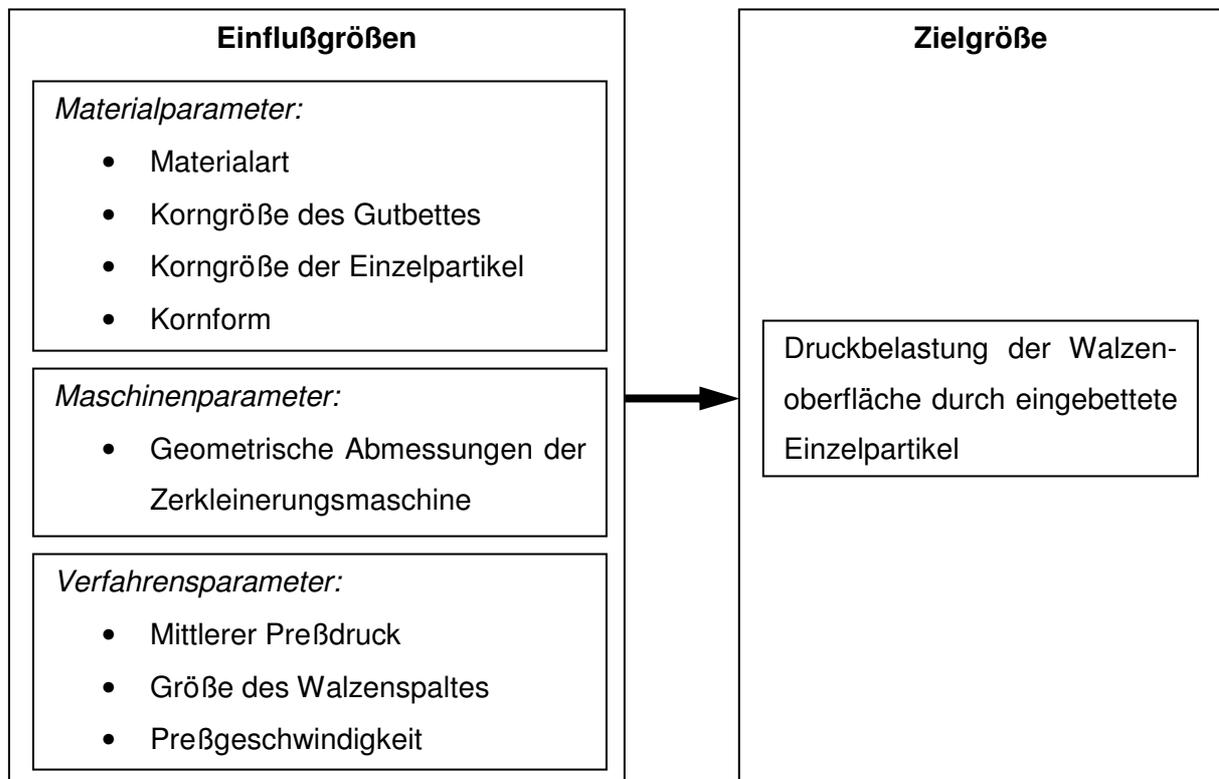


Abbildung 21: Ziel- und Einflußgrößen für die Versuche zur Oberflächenbelastung von Gutbett-Walzenmühlen

Zur Untersuchung des Materialeinflusses kamen vier verschiedene Klinker aus deutschen Zementwerken zum Einsatz. Mit den verwendeten Materialien wurde versucht, ein möglichst breites Spektrum an Eigenschaften abzudecken.

Die Versuchsmaterialien waren insbesondere durch unterschiedliche Reindichten, Festigkeiten und Mahlbarkeiten gekennzeichnet. Da Klinker eine typisch kugelige Form besitzt, kann der Kornformeinfluß auf die Druckwerte im Gutbett vernachlässigt werden. Die Kornform wurde für die untersuchten Klinker mit einem computergestützten optischen Meßverfahren (CPA) bestimmt.

Zur Bestimmung der Festigkeit der Versuchsmaterialien wurde der Punktlastversuch (Point-Load-Test oder PLT) angewendet. Dieser kann zur mittelbaren Messung der einaxialen Druckfestigkeit und auch zur indirekten Bestimmung der Zugfestigkeit genutzt werden. Er ist ein häufig angewendetes Meßverfahren zur Klassifizierung der Gesteinsfestigkeit [47 – 49]. Unter Aufbringung einer konzentrierten Last auf eine Probe wird diese bis zum Bruch beansprucht und aus der Bruchlast P , dem Prüfspitzenabstand D_A und der Breite W der erhaltenen Bruchfläche der Festigkeitsindex I_S errechnet [47, 49].

$$I_S = \frac{P}{D_e^2} = \frac{\pi \cdot P}{4 \cdot W \cdot D_A} \quad (43)$$

Mit dem Äquivalentdurchmesser D_e können Proben unterschiedlicher Form miteinander verglichen werden. Für Partikel mit annähernd runden Bruchflächen kann dieser über die Probendicke D_A und Probenbreiten W ausgedrückt werden. Da der gemessene Festigkeitsindex von der Prüfkörpergröße abhängig ist, werden die Werte von Partikeln unterschiedlicher Abmessungen auf einen Standard-Durchmesser von $D_e = 50$ mm umgerechnet. Der Festigkeitsindex I_S geht damit in $I_{S(50)}$ über. Für die Gesamtheit der Meßwerte wird über eine logarithmische Ausgleichsrechnung nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate der Wert für $I_{S(50)}$ bestimmt [50]. Da zwischen dem Festigkeitsindex $I_{S(50)}$ und der einaxialen Druckfestigkeit σ_{FD} eine empirische Beziehung besteht, kann durch Multiplikation mit einem Umrechnungsfaktor c die Größenordnung der einaxialen Druckfestigkeit abgeschätzt werden [49].

$$\sigma_{FD} = c \cdot I_{S(50)} \quad (44)$$

Der Faktor c ist vor allem von der Gesteinsart abhängig. Für weichere Gesteine wird in [50] ein Wert von $c = 16$ angegeben. Da für das verwendete Versuchsmaterial keine Erfahrungen in Hinblick auf die Umrechnung in die einaxiale Druckfestigkeit vorliegen, wurde für die Charakterisierung des Materials nur der Festigkeitsindex $I_{S(50)}$ verwendet. Die hier ermittelten

PLT-Werte geben dabei nur Anhaltswerte wieder, da derartige Untersuchungen auf genormten Verhältnissen zwischen Partikeldurchmesser und Geometrie der PLT-Versuchsapparatur basieren. Die verwendeten Klinkerpartikel bewegten sich in einem Bereich von 10 ... 40 mm und entsprechen damit z.T. nicht den standardisierten Verhältnissen. Zusätzlich zur Berechnung der Festigkeitswerte wurde auch der Mahlbarkeitsindex der Klinker nach Zeisel bei 3000 cm²/g ermittelt. Alle relevanten Klinkereigenschaften können Tabelle 3 entnommen werden.

Tabelle 3: Eigenschaften der verwendeten Klinker

	Klinker A	Klinker B	Klinker C	Klinker D
Reindichte [kg/m ³]	3170	3210	3135	3175
Sphärizität [-]	1,06 ... 1,14	1,07 ... 1,14	1,05 ... 1,16	1,06 ... 1,12
PLT-Festigkeitsindex $I_{S(50)}$ [MPa]	1,39	2,35	1,83	1,94
Mahlbarkeit nach Zeisel bei 3000 cm ² /g [kWh/t]	29,15	37,10	31,88	25,66

Bei der Zementherstellung werden bestimmte Zuschlagstoffe erst nach dem Brennprozeß im Drehrohrofen zugegeben. Diese besitzen ähnliche Abmessungen wie die Zementklinkerpartikel und können ebenfalls Probleme bei der Vermahlung verursachen. Ein solcher typischer Zuschlagstoff ist Gips. Aus diesem Grund wurde beispielhaft mit dem Klinker C und der Fraktion 3,15/5 mm eine Versuchreihe mit eingebetteten Gipspartikeln durchgeführt.

Vor der Aufnahme des eigentlichen Untersuchungsprogramms wurden zahlreiche Vorversuche zur Abschätzung der Variationsbreite der Korngröße des Gutbettes durchgeführt. Dazu wurde ein Klinker mit einer realen Korngrößenverteilung aus dem Produktstrom eines deutschen Zementwerkes genutzt. Aufgrund der inhomogenen Zusammensetzung des Materials und Entmischungsvorgängen beim Befüllen des Drucktopfes streuten die Ergebnisse derart stark, daß für das Versuchsprogramm nur enge Korngrößenfraktionen eingesetzt werden konnten. Ausgehend von den geometrischen Verhältnissen (Drucktopfdurchmesser D_{DT} , Betthöhe h_0 und Korngröße d_G), wurden die zu verwendenden Fraktionen und die Größe der einzulagernden Einzelpartikel festgelegt. In Anlehnung an die Spaltweite bei industriellen Mühlen wurde für den Durchmesser der

Einzelpartikel 25 mm gewählt. Die gewählten Gutbettfraktionen lagen im Bereich von Grießen bis in den Grobgutbereich (0,18/0,35 mm; 0,8/1,25 mm; 2/3,15 mm; 3,15/5 mm; 5/8 mm und 11,2/16 mm). Die nach [5, 14] einzuhaltenden Verhältnisse zwischen Drucktopfdurchmesser und Partikeldurchmesser des Gutbettes konnten somit nahezu für alle Fraktionen umgesetzt werden. Für die verwendeten Fraktionen ergeben sich nach Gleichung (41) die in Tabelle 4 dargestellten Durchmesser-Verhältnisse.

Tabelle 4: Durchmesser-Verhältnis k für die verwendeten Zementklinkerfraktionen

Fraktion [mm]	mittlere Korngröße der Fraktion d_m [mm]	Einzelpartikeldurchmesser d_p [mm]	Durchmesser-Verhältnis k [-]
0,18/0,35	0,265	25	94,3
0,8/1,25	1,025		24,4
2/3,15	2,575		9,7
3,15/5	4,075		6,1
5/8	6,5		3,8
11,2/16	13,6		1,8
25	25		1

Die Einflußgröße k , mit der die Abhängigkeit der Druckwerte von der mittleren Korngröße des Gutbettmaterials beschrieben werden soll, wurde für alle vier verwendeten Klinker bei einem konstanten spezifischen Füllungsgrad von $\eta = 1$ im Bereich von $k = 24,4 \dots 1$ variiert. Bei der Versuchsreihe mit dem Klinker D wurde darüber hinaus noch Versuche mit Grießen ($k = 94,3$) durchgeführt, um zusätzliche Ergebnisse für den Feinkornbereich zu erzielen.

Der Einfluß der Größe der auftretenden Einzelpartikel, des Walzendurchmessers und des mittleren Preßdruckes wird über die in Abschnitt 4 beschriebenen geometrischen Verhältnisse im Walzenspalt charakterisiert. Die Füllhöhe des Drucktopfes richtete sich nach den dargelegten Belastungsfällen und wird durch den spezifischen Füllungsgrad η beschrieben. Es wurde ein Bereich von $\eta = 0,5 \dots 2$ für das Versuchsprogramm festgelegt. Ein Direktkontakt zwischen Partikel und Beanspruchungsfläche liegt dabei nur für Werte von $\eta = 0,5 \dots 1$ vor. Für den unteren Wert des spezifischen Füllungsgrades entspricht der Durchmesser des Einzelpartikels der doppelten Spaltweite s_0 zu Beginn der Kompression. Bei einem für Zementklinker üblichen Verdichtungsverhältnis von $\delta_s/\delta_0 = s_0/s = 1,7 \dots 1,8$, ergibt sich somit ein Verhältnis von Partikeldurchmesser zu Arbeitsspaltweite von $d_p/s = 3,4 \dots 3,6$. Partikel mit diesen Abmessungen bilden die obere Grenze des Untersuchungsbereiches, da diese in der Vergangenheit für die Schäden an Gutbett-Walzenmühlen verantwortlich gemacht wurden [26]. Die untere Grenze stellen die Versuche mit $\eta = 2$ dar, wobei hier der Partikeldurchmesser bei den oben genannten Verdichtungsverhältnissen in etwa der zu erwartenden Arbeitsspaltweite s entspricht. Für

den Klinker D wurde der Einfluß des spezifischen Füllungsgrades über alle verwendeten Fraktionen untersucht. Um die Abhängigkeit vom Versuchsmaterial darzustellen, wurden zusätzlich exemplarisch Versuche mit den Klinkern A bis C für die Fraktion 3,15/5 mm durchgeführt (Anlage A).

Weiterhin wurde für ausgewählte Fraktionen auch der Einfluß der Preßgeschwindigkeit untersucht und ausgewählte Proben mit einer Preßgeschwindigkeit von 7 und 200 mm/s beansprucht.

Da der Walzenspalt von Gutbett-Walzenmühlen von der Walzengeometrie und dem verwendeten Aufgabematerial abhängig ist, ändern sich beim Betrieb von Gutbett-Walzenmühlen bei einem konstanten spezifischen Füllungsgrad auch die Korndurchmesser der Partikel, die für die Drucküberhöhungen verantwortlich gemacht werden. Um zu untersuchen, ob die Ergebnisse auf den gesamten Bereich der Gutbettzerkleinerung anwendbar sind, wurde deshalb in einer Versuchsreihe der Partikeldurchmesser der eingebetteten Einzelpartikel bei einem gleichbleibenden spezifischen Füllungsgrad variiert. Verwendet wurden dazu die Korngrößen 25, 35 und 45 mm.

5.2.2 Statistische Absicherung der Versuchswerte

Zur statistischen Absicherung der Meßergebnisse wurde eine Mindestversuchszahl ermittelt. Voraussetzung dafür ist eine normalverteilte Grundgesamtheit der Versuchswerte. Zur Prüfung auf Normalverteilung, wurde der sogenannte χ^2 -Anpassungstest genutzt. Er stellt eine rechnerische Methode dar, um zu beurteilen, ob die gemessenen Werte einer normalverteilten Grundgesamtheit folgen [51]. Der Test erfolgt durch einen Vergleich der aufgenommenen empirischen Stichprobenverteilung mit einer angenommenen theoretischen Grundgesamtheit, indem über die unbekannte Verteilungsfunktion F der Grundgesamtheit eine Hypothese der Form $H_0: F(x) = F_0(x)$ aufgestellt wird. Mit der Testgröße χ_r^2 wird die Abweichung zwischen empirischer und vorgegebener Verteilung beurteilt. Erforderlich dazu ist die Kenntnis des Erwartungswertes μ und der Streuung σ^2 , die nach der Maximum-Likelihood-Methode aus dem Mittelwert \bar{x} und der empirischen Streuung s_{emp}^2 geschätzt werden können [51]. Für diese Parameter gilt:

$$\bar{x} = \frac{1}{n_v} \sum_{i=1}^{n_v} x_i \quad (45)$$

und

$$s_{\text{emp}}^2 = \frac{1}{n_v - 1} \sum_{i=1}^{n_v} (x_i - \bar{x})^2 \quad (46)$$

Zur Konstruktion der Testgröße für die Prüfung von H_0 wird der Wertebereich in m sich nicht überschneidende Klassen geteilt und die Meßwerte der Stichprobe entsprechend ausgezählt. Die Anzahl der Werte in den einzelnen Klassen entspricht der absoluten Klassenhäufigkeit h_j ($j = 1, 2, \dots, m$). Das Maß für die Abweichung zwischen empirischer und theoretischer Verteilung stellt die Differenz zwischen beobachteter Häufigkeit h_j und der theoretischen Häufigkeit $n_v p_j$ dar. Zur Bestimmung von $n_v p_j$ werden für jede Klasse Argumente a_j aus der Klassenobergrenze O_j , dem Mittelwert \bar{x} und der empirischen Standardabweichung s_{emp} berechnet.

$$a_j = \frac{O_j - \bar{x}}{s_{emp}} \quad (47)$$

Mit Hilfe der Gleichung (47) werden anschließend die Werte der Verteilungsfunktion $\Phi(a_j)$ nach [51, S. 386] ausgelesen. Aus der Differenz der $\Phi(a_j)$ -Werte zweier Klassen kann damit die Wahrscheinlichkeit p_j der j -ten Klasse gebildet werden.

$$p_j = \Phi(a_j) - \Phi(a_{j-1}) \quad (48)$$

Mit Gleichung (48) erhält man eine Aussage darüber, wie groß die Wahrscheinlichkeit ist, mit der die betrachtete Zufallsgröße x der Grundgesamtheit in die j -te Klasse fällt. Voraussetzung dabei ist, daß die Hypothese H_0 zutrifft, die Werte also normalverteilt sind. Zur abschließenden Prüfung der Hypothese H_0 wird schließlich die Testgröße

$$\chi_r^2 = \sum_{j=1}^i \frac{(h_j - n_v p_j)^2}{n_v p_j} \quad (49)$$

berechnet und nach der Wahl der Irrtumswahrscheinlichkeit α mit dem kritischen Wert $\chi_{j-1; 1-\alpha}^2$ entsprechend [51, S. 391] verglichen. Im Falle einer normalverteilten Stichprobe muß die Ungleichung

$$\chi_r^2 < \chi_{j-1; 1-\alpha}^2 \quad (50)$$

erfüllt werden.

Für die vorliegenden Untersuchungen wurde der χ^2 -Test an zwei Versuchsreihen der Klinker A und B durchgeführt. Die entsprechenden Ergebnisse befinden sich in den Anlagen B und

C. Dazu wurden jeweils 30 Einzelversuche durchgeführt. Die Ergebnisse der Tests zeigen, daß die Versuchswerte einer normalverteilten Grundgesamtheit zugeordnet werden können. Die erforderliche Einzelversuchanzahl kann auf der Basis der gezeigten Normalverteilung der Meßergebnisse mit einer Konfidenzschätzung ermittelt werden [51]. Konfidenzintervalle können aus Stichproben berechnet werden und stellen Bereiche dar, in denen der wahre aber unbekannte Parameter mit der Wahrscheinlichkeit α liegt. Da die Streuung σ^2 mit der empirischen Streuung der Stichprobe s_{emp}^2 entsprechend Gleichung (46) abgeschätzt werden muß, ergibt sich das Konfidenzintervall zu

$$\bar{x} - t_{n_V-1; 1-\frac{\alpha}{2}} \frac{s_{\text{emp}}}{\sqrt{n_V}} < \mu < \bar{x} + t_{n_V-1; 1-\frac{\alpha}{2}} \frac{s_{\text{emp}}}{\sqrt{n_V}} \quad (51)$$

mit den Konfidenzgrenzen

$$g_u = \bar{x} - t_{n_V-1; 1-\frac{\alpha}{2}} \frac{s_{\text{emp}}}{\sqrt{n_V}} \quad (52)$$

und

$$g_o = \bar{x} + t_{n_V-1; 1-\frac{\alpha}{2}} \frac{s_{\text{emp}}}{\sqrt{n_V}} \quad (53)$$

Dabei bezeichnet $t_{n_V-1; 1-\alpha/2}$ das Quantil der t-Verteilung (mit $n_V - 1$ Freiheitsgraden) der Ordnung $q = 1 - \alpha/2$ und wurde [51, S. 390] entnommen. Die erforderliche Einzelversuchanzahl kann aus dem Vergleich der obigen Konfidenzgrenzen mit Sollwerten ermittelt werden. Diese werden unter Vorgabe einer Genauigkeit ε berechnet.

$$g_{u,\text{soll}} = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{x} \quad (54)$$

bzw.

$$g_{o,\text{soll}} = (1 + \varepsilon) \cdot \bar{x} \quad (55)$$

Bei $\varepsilon = 0,10$, also einer Genauigkeit von $\pm 10\%$, waren damit 6 bis 12 Wiederholungen pro Versuchsreihe erforderlich.

5.3 Versuchsablauf und Versuchsdurchführung

Vor Beginn eines jeden Versuchs wurde das elastische Verhalten der hydraulischen Presse zum Abgleich der Wegmessung bestimmt. Dazu wurde ein Druckversuch ohne Aufgabegut mit der größtmöglichen Kraft durchgeführt. Aus dem aufgezeichneten Kraft-Weg-Verlauf ist die elastische Verformung in Abhängigkeit der Belastung und der Nullpunkt der Messung ablesbar (Abbildung 22).

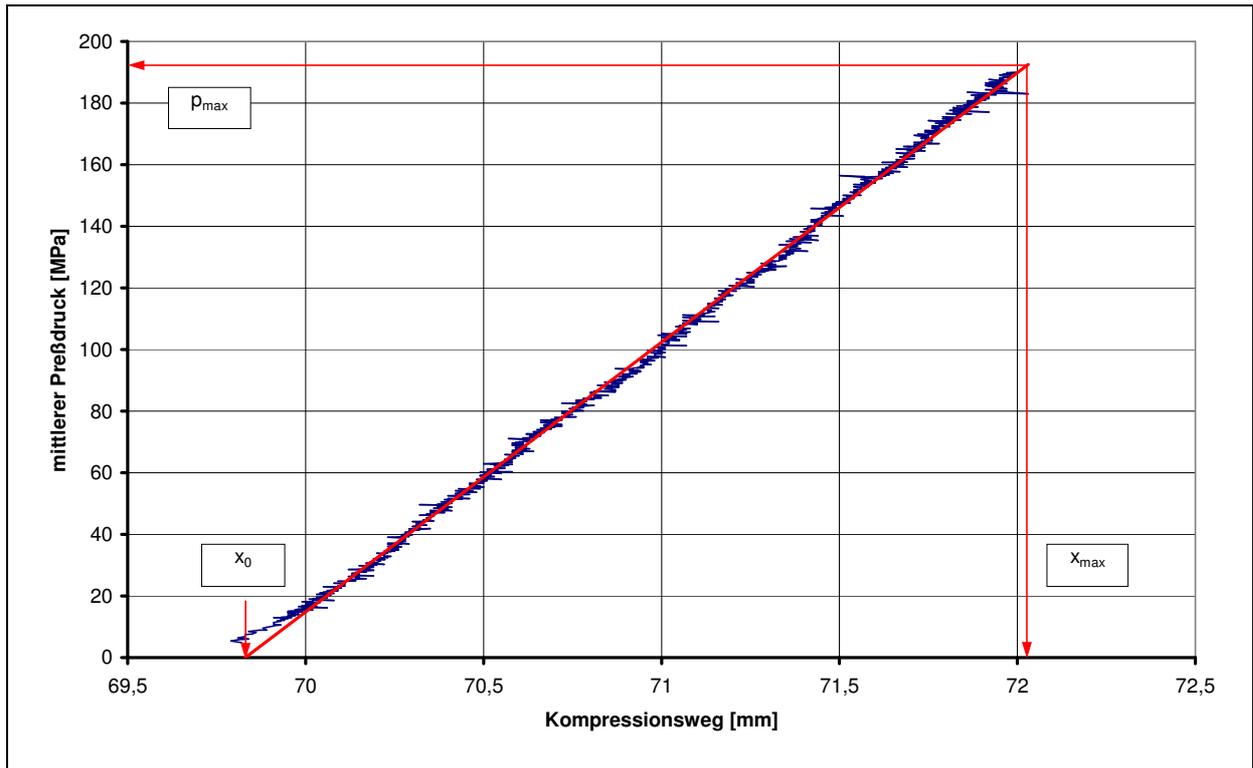


Abbildung 22: Ermittlung der elastischen Verformung der hydraulischen Stempelpresse

Da der Verlauf der elastischen Verformung als nahezu linear angesehen werden kann, wurde folgende Näherungsgleichung für das elastische Verhalten der Presse ermittelt

$$\Delta x(p) = \frac{x_{\max} - x_0}{p_{\max}} \cdot p \quad (56)$$

Mit Gleichung (56) und den Wegmeßdaten wurde bei den nachfolgenden Versuchen der tatsächliche Kompressionsweg des Preßstempels errechnet.

Der Ablauf eines Druckversuches gestaltete sich anschließend wie folgt:

1. Nullabgleich der Wegmessung
2. Positionieren des Einzelpartikels auf dem Druckstift
3. Einbringen des Gutbettmaterials in den Drucktopf
4. Vergleichmäßigen des Materials mittels Schablone
5. Positionierung des Stempels und Herstellung der Betriebsbereitschaft der Meßgeräte
6. Start der Messung und manuelles Auslösen des Preßvorganges
(Kompressionsphase)
7. Zurückfahren des Stempels nach dem Erreichen der maximalen Pressung
(Expansionsphase)
8. Messung beenden
9. Entnahme der Schülpe zur weiteren Analyse

Als Meßwerte wurden die mittlere Preßkraft, die Preßkraft in der Drucktopfmitte und der Preßweg aufgenommen, woraus die Kraft-Weg-Verläufe und die Kompressionskurven ermittelt wurden. Die stochastische Absicherung erfolgte mit den Gleichungen (52) bis (55). Für das Konfidenzintervall wurde ein Wert von $\pm 10\%$ vorgegeben, um die Anzahl der Versuchsreihen nicht zu groß werden zu lassen.

Zu Beginn der Versuchsreihen wurde die Druckverteilung über dem Drucktopfboden analysiert. Es ist zu erwarten, daß sich, wie bereits in Abschnitt 3.4.3 beschrieben, eine Dichte- bzw. Druckverteilung im Gutbett ausbildet. Deshalb wurde zur Bewertung der nachfolgenden Versuche mit den eingebetteten Einzelpartikeln, der Druck in der Drucktopfmitte bei der Beanspruchung eines idealen Gutbettes in Vorversuchen experimentell ermittelt. Bei allen verwendeten Klinkern wurden dabei ideale Gutbettfraktionen bis zu einem Druck von 200 MPa beansprucht und der Quotient aus dem gemessenen Druck in der Mitte der Bodenplatte und dem globalen mittleren Gutbettdruck gebildet (Tabelle 5).

Tabelle 5: Drucküberhöhung in der Drucktopfmitte

Fraktion	Klinker A	Klinker B	Klinker C	Klinker D
0,18/0,35 mm	1,26	-	-	-
0,8/1,25 mm	1,25	1,27	1,27	1,26
2/3,15 mm	1,28	1,28	1,26	1,28
3,15/5 mm	1,28	1,30	1,32	1,27
5/8 mm	1,33	1,29	1,30	1,30
11,2/16 mm	1,34	1,30	1,32	1,31

Die Versuchsergebnisse zeigen, daß der Druck in der Mitte der Bodenplatte $p_{B,max}$, bei Gutbettbeanspruchung, um den Faktor 1,25 ... 1,34 höher ist, als der globale mittlere Preßdruck. Mit diesem Faktor wurden die nachfolgend ermittelten Druckwerte unter den Einzelpartikeln normiert, wenn sie auf den mittleren Preßdruck bezogen wurden.

Nach den Druckversuchen erfolgte eine Korngrößenanalyse der Schülpen und für ausgewählte Fraktionen ein Point-Load-Test sowie eine radiometrische Dichteuntersuchung des Schülpenmaterials.

5.4 Einfluß der Versuchsparameter auf die Oberflächenbelastung

Die Beanspruchung eines Gutbettes ist durch Umordnungsvorgänge, Zerkleinerungsvorgänge und elastisch-plastische Deformationen gekennzeichnet. Bei den vorliegenden Untersuchungen kommt es zudem noch zur Einzelkornbeanspruchung des eingebetteten groben Partikels. Diese Partikel unterliegen, je nachdem wie sie ins Gutbett eingelagert sind, einer Vorzerkleinerung mit einer anschließenden Zerkleinerung im Gutbett. Bei kleinen spezifischen Füllungsgraden kommt es zunächst zur Einzelbeanspruchung des Partikels. Die Bruchstücke werden nur durch das lose Gutbett an ihrer Verteilung gehindert. Bei vollständiger Überdeckung des Partikels mit Material wird das eingebettete Partikel nur mit dem Gutbett beansprucht.

Typische Versuchsprodukte (Schülpen) sind in Abbildung 23 dargestellt. Bei allen entnommenen Schülpen mit dem eingebetteten Einzelpartikel war der Bereich des Einzelkorns deutlich vom umgebenden Gutbett zu unterscheiden. Die Schülpen waren zunächst fest, zerfielen aber größtenteils nach wenigen Tagen. Lediglich der Bereich des Einzelkorns war beständiger und auch noch nach Tagen fest.

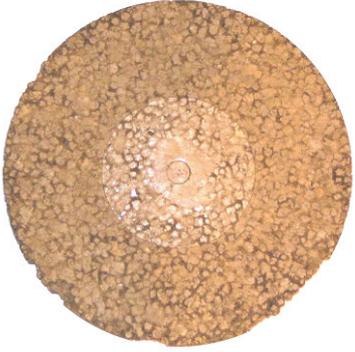
 <p>Schülpe; Klinker D 0,8/1,25 mm; $\eta = 0,75$</p>	 <p>Schülpe; Klinker D 0,8/1,25 mm; $\eta = 1,0$</p>	 <p>Schülpe; Klinker D 0,8/1,25 mm; $\eta = 1,5$</p>
 <p>Schülpe; Klinker D 0,8/1,25 mm; $\eta = 2,0$</p>	 <p>Schülpe; Klinker D 0,18/0,35 mm; $\eta = 1,0$</p>	 <p>Schülpe; Klinker D 2/3,15 mm; $\eta = 1,0$</p>
 <p>Schülpe; Klinker D 3,15/5 mm; $\eta = 1,0$</p>	 <p>Schülpe; Klinker D 5/8 mm; $\eta = 1,0$</p>	 <p>Schülpe; Klinker D 11,2/16 mm; $\eta = 1,0$</p>
 <p>Schülpe; Klinker D 25/25 mm; $\eta = 1,0$</p>		

Abbildung 23: Typische Schülpen aus den Drucktopfversuchen

5.4.1 Kraft-Weg-Verlauf und Verdichtungsverhalten

Erste qualitative Aussagen können aus der Betrachtung der Kraft-Weg-Kurven gewonnen werden. Als Meßwerte wurden Zeit, Stempelposition, mittlere Preßkraft und Kraft in der Drucktopfmitte aufgenommen. Ein typischer Meßwertverlauf ist in Abbildung 24 dargestellt. Die Preßkräfte sind bereits in Druckwerte umgerechnet und über dem Preßweg aufgezeichnet. Der mittlere Preßdruck zeigt den typischen Verlauf, wie er bereits in [4 – 6, 9] beschrieben wurde. Demgegenüber erweist sich der Druckverlauf unter dem Einzelkorn jedoch als qualitativ und quantitativ abweichend. Im ersten Teil der Druckkurve unter dem Einzelkorn ist deutlich der Bereich der Einzelkornbruchvorgänge zu erkennen. Die Werte lagen für alle Versuchsmaterialien im Bereich von ca. 100 MPa. Vergleichende Untersuchungen mit Einzelpartikeln, die nicht in ein Gutbett eingelagert waren, ergaben ein Eintreten des Bruchereignisses bei 30 ... 40 MPa, bezogen auf die Druckstiftfläche.

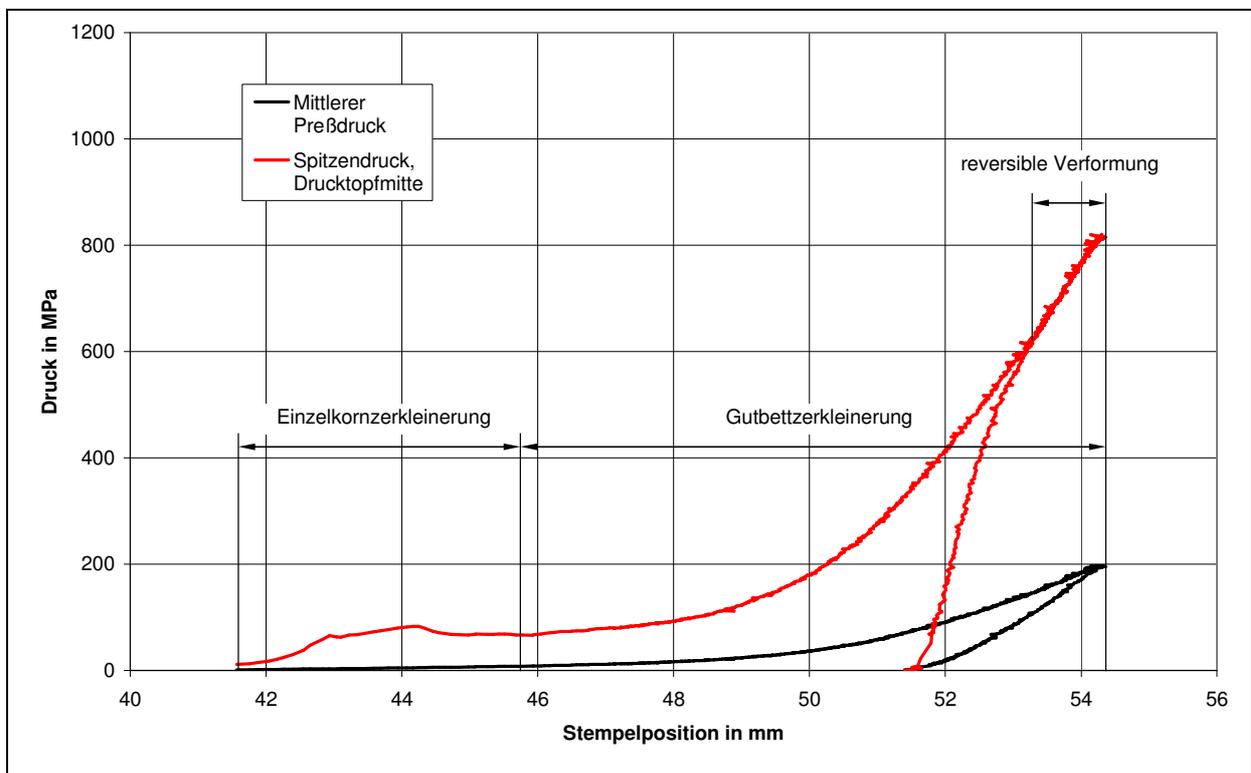


Abbildung 24: Typischer Meßwertverlauf

(Klinker A, Fraktion 2/3, 15mm mit Partikel \varnothing 25 mm, $\eta = 1$, $v = 7$ mm/s)

Dieses Verhalten deutet auf eine stützende Wirkung des Gutbettes hin, auch wenn die Gutbettdrücke (maximal 10 MPa) in dieser Phase der Kompression noch sehr gering sind. Im nachfolgenden Kurvenverlauf verhält sich der Druck unter den Einzelpartikeln nahezu proportional zum Preßdruck, sinkt jedoch im Verhältnis dazu etwas ab. Bei der anschließenden Expansion folgen die Meßwerte zunächst dem Verlauf der Kompressionskurve, ohne das Auftreten einer Hysterese. Es kann somit angenommen werden, daß

die Verdichtung im Bereich des Einzelkorns bei Werten von annähernd $\delta \approx 1$ liegt und sich der Klinker nur noch reversibel, also elastisch verformt. Die Zone dieser elastischen Verformung lag stets bei Druckwerten von > 600 MPa.

Aus den Kraft-Weg-Kurven wurden die Verdichtungsverläufe mit der relativen Schülpdichte nach Gleichung (10) ermittelt (Abbildung 25). Dazu wurde aus der Stempelposition, dem Drucktopfdurchmesser und der Einwaage des Versuchsmaterials die momentane Dichte ermittelt. Setzt man diese ins Verhältnis zur Reindichte, ergibt sich die relative Schülpdichte δ .

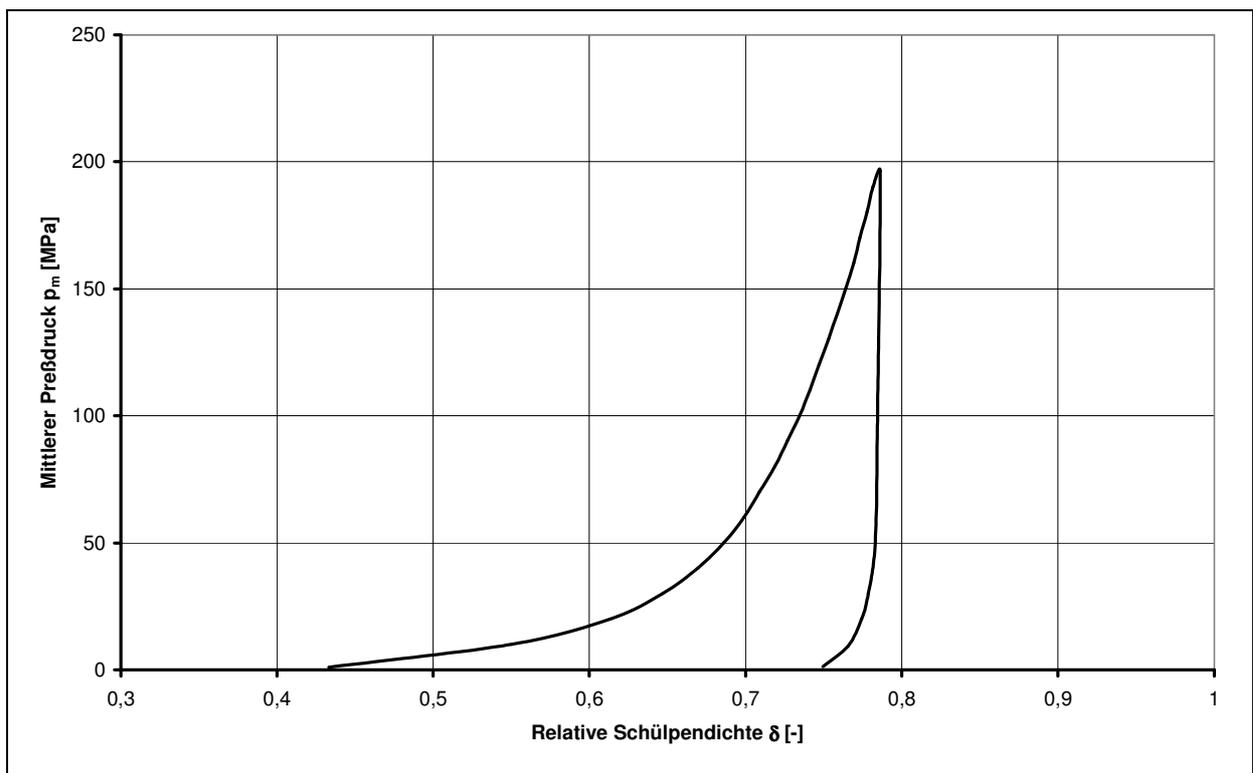


Abbildung 25: Typischer Verdichtungsverlauf

(Klinker A, Fraktion 2/3,15mm mit Partikel \varnothing 25 mm, $\eta = 1$, $v = 7$ mm/s)

Die so ermittelten p - δ -Kurven lassen sich unabhängig von der Gutbetthöhe miteinander vergleichen. Alle vier verwendeten Klinker zeigten nahezu ein identisches Verdichtungsverhalten. Die erzielten Verdichtungswerte lagen für alle Materialien und Fraktionen in einem Bereich von $\delta = 0,77 \dots 0,79$ bei einem mittleren Preßdruck von $p_m = 195$ MPa, wobei die höchsten Verdichtungen stets bei Verwendung des Klinkers B erreicht wurden. Mit einem zunehmenden spezifischen Füllungsgrad ist ein tendenzieller Anstieg der Verdichtungswerte zu verzeichnen. In Abbildung 26 sind die Verdichtungswerte für mittlere Preßdrücke von $p_m = 50, 100, 150$ und 195 MPa, Fraktion 3,15/5 mm für alle vier Klinker dargestellt. Dieses Verhalten deutet darauf hin, daß über das eingebettete

Einzelpartikel mit abnehmendem Füllungsgrad eine immer größere Kraft abgeleitet wird (siehe Abschnitt 5.4.2.2) und höhere Druckwerte zu erwarten sind.

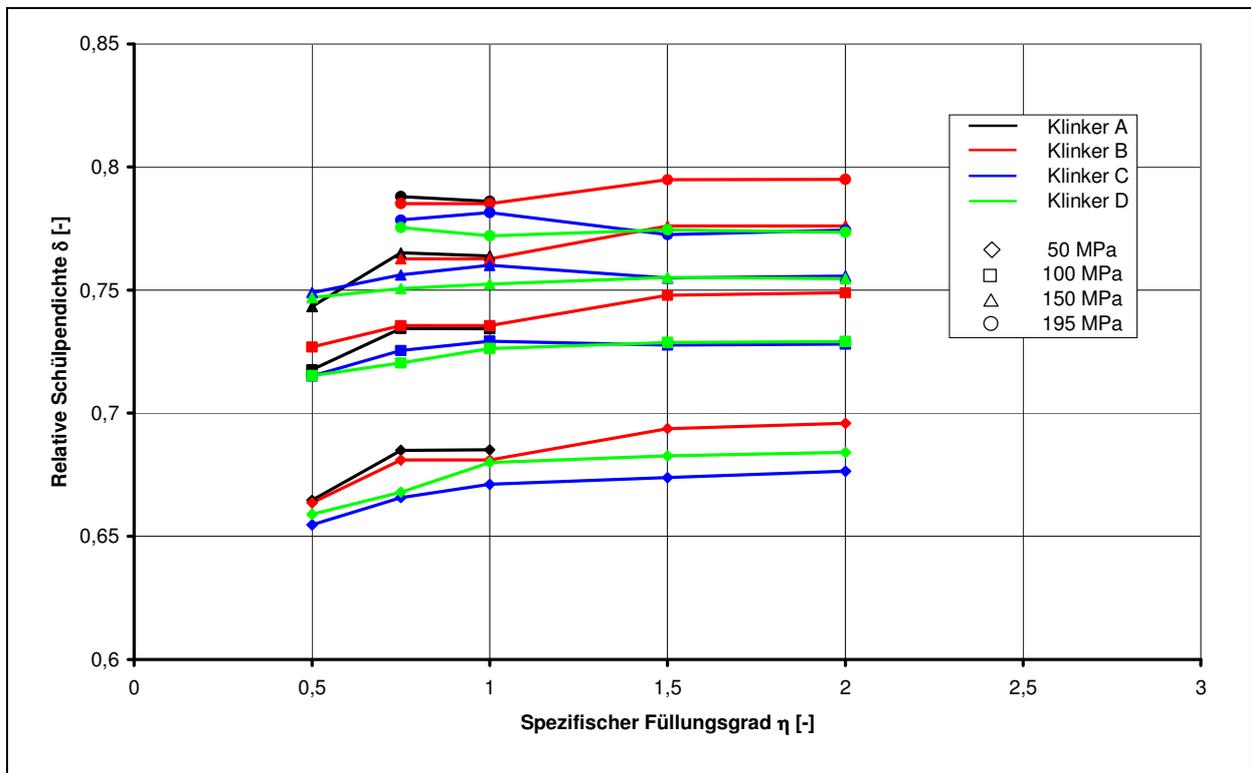


Abbildung 26: Verdichtungswerte in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades

5.4.2 Einfluß der Maschinen- und Verfahrensparameter

5.4.2.1 Mittlerer Preßdruck

Einer der wichtigsten verfahrenstechnischen Parameter bei der Gutbettzerkleinerung ist der Preßdruck. Er wird bei technischen Anwendungen im Wesentlichen durch den Hydraulikdruck, die Walzengeometrie und die Materialeigenschaften bestimmt. Üblicher Weise liegt der Preßdruck im Bereich von 50 bis 200 MPa. Dementsprechend wurden die Proben bei den vorliegenden Untersuchungen jeweils bis zur maximalen Preßkraft von ca. 4000 kN beansprucht, was bezogen auf die Stempelfläche einem mittlere Preßdruck von 195 MPa entspricht. Die Preßkraft auf das Gutbett und das Einzelpartikel in der Drucktopfmitte wurde fortlaufend aufgezeichnet. Aus den in Abschnitt 5.4.1 gezeigten Meßschrieben wurden die Kraftverläufe ermittelt und anschließend in die Druckverläufe überführt. Um die Einflüsse der Versuchsanordnung auszuschließen, wurde der Druck in der Drucktopfmitte hinsichtlich der in Abschnitt 5.3 ermittelten Drucküberhöhung mit einem entsprechenden Faktor normiert. Somit erhält man ein bereinigtes Verhältnis zwischen Gutbettdruck und Druck unter dem Einzelpartikel nach Ausbildung der Gutbettsituation.

Zur Darstellung der Abhängigkeit des Druckes unter dem Einzelpartikel vom mittleren Preßdruck können beide Größen entsprechend Abbildung 27 gegenübergestellt werden.

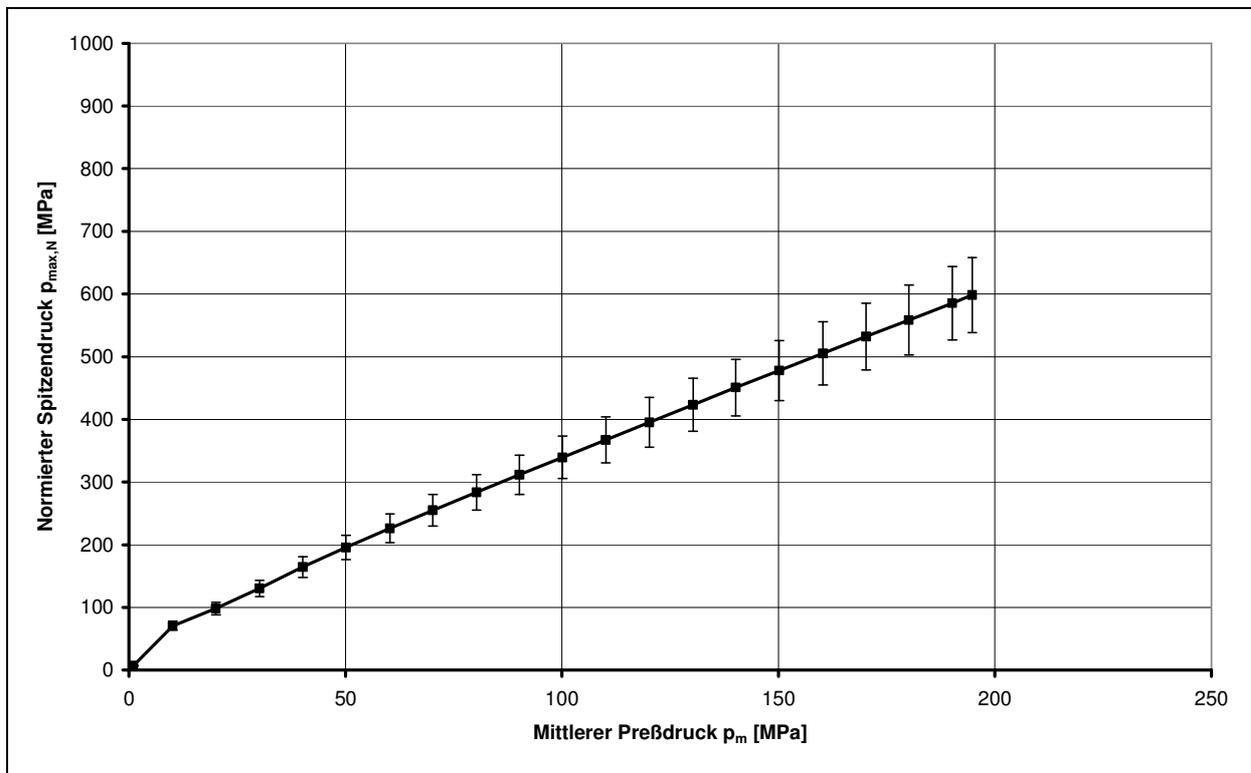


Abbildung 27: Verhältnis zwischen mittlerem Preßdruck und normiertem Spitzendruck
(Klinker D, Fraktion 3,15/5 mm, $\eta = 1$, $v = 7$ mm/s)

Es ist ersichtlich, daß zwischen beiden Größen eine Proportionalität besteht, wobei der Bereich bis zu einem mittleren Gutbettdruck von $p_m = 50 \dots 100$ MPa in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades noch von den Effekten der Einzelkornzerkleinerung (siehe Abbildung 24) überlagert wird. Die Kurven zeigen einen leicht degressiven Anstieg, da es mit fortschreitender Kompression der Schülpe zu einer zunehmenden Abplattung des Einzelpartikels kommt und sich die Kraft auf eine größere Fläche verteilt. In Abbildung 27 ist der Bereich des Konfidenzintervalls dargestellt, in dem die Meßwerte mit einer Wahrscheinlichkeit von 95 % liegen.

5.4.2.2 Spezifischer Füllungsgrad

Der spezifische Füllungsgrad wurde entsprechend Tabelle 2 im Bereich von $\eta = 0,5 \dots 2$ variiert. Übertragen auf den realen Anwendungsfall beschreibt er das Verhältnis zwischen der Geometrie des Einzelpartikels und des Walzenspaltes.

Ein Direktkontakt zwischen dem eingebetteten Einzelpartikel und den Zerkleinerungswerkzeugen liegt nur für $\eta = 0,5 \dots 1$ vor. Bei höheren Werten des spezifischen Füllungsgrades kommt es zu einer vollständigen Überdeckung des Einzelpartikels mit Gutbettmaterial.

Prinzipiell gestalten sich die Ergebnisse für die verwendeten Versuchsmaterialien wie in Abbildung 28 beispielhaft für die Fraktion 3,15/5 mm des Klinkers D dargestellt. Alle übrigen Druckdiagramme sind Anlage D zu entnehmen. Die Druckwerte unter dem Einzelpartikel sind normiert und über dem mittleren Preßdruck p_m aufgetragen. Die maximalen Druckwerte werden bei allen untersuchten Materialien bei einem spezifischen Füllungsgrad von $\eta = 0,5$ erzielt. Hier wird das Einzelpartikel bereits vor der Kompression des Gutbettes beansprucht und zerkleinert. Da sich die Bruchstücke nicht frei verteilen können, kommt es zur Ausbildung einer lokalen Schülpe, die im Verlauf der Gutbettbeanspruchung weiter komprimiert wird. Dadurch entstehen lokale Zonen höherer Dichte, die als Druckbrücken wirken und extrem hohe Druckwerte im Bereich von $p_{\max,N} = 550 \dots 750$ MPa bereits bei einem mittleren Preßdruck von 100 MPa erzeugen. Die Werte für $\eta = 0,75$ und $\eta = 1$ sind bei allen untersuchten Klinkerfraktionen nahezu identisch. Bei einem spezifischen Füllungsgrad von $\eta = 0,75$ werden die Partikel zwar bereits vor der Beanspruchung des Gutbettes zerkleinert, die Bruchstücke bilden aber, wie auch aus Abbildung 23 ersichtlich, einen größeren Beanspruchungsbereich. Somit verteilt sich die Kraft auf eine größere Fläche und der Druck gleicht sich dem Niveau von $\eta = 1$ an.

An den Versuchsergebnissen für spezifische Füllungsgrade von $\eta = 1,5$ und 2 wird die „quasi-hydrostatische“ Wirkung des umgebenden Gutbettes besonders deutlich. Im Anfangsbereich der Kompression wirkt das Gutbett nahezu allseitig auf das eingebettete Einzelpartikel, wodurch das Einzelpartikel entsprechend gestützt und die Zerkleinerung stärker behindert wird. Die erzeugten Druckwerte unter dem Einzelpartikel liegen zu Beginn der Kompression über den Werte für $\eta = 0,5 \dots 1$. Erst mit dem Bruch des Einzelpartikels sinken die Werte überproportional ab und liegen schließlich ab einem mittleren Gutbettdruck von $p_m = 50 \dots 100$ MPa unter den Druckwerten der übrigen Versuchsreihen.

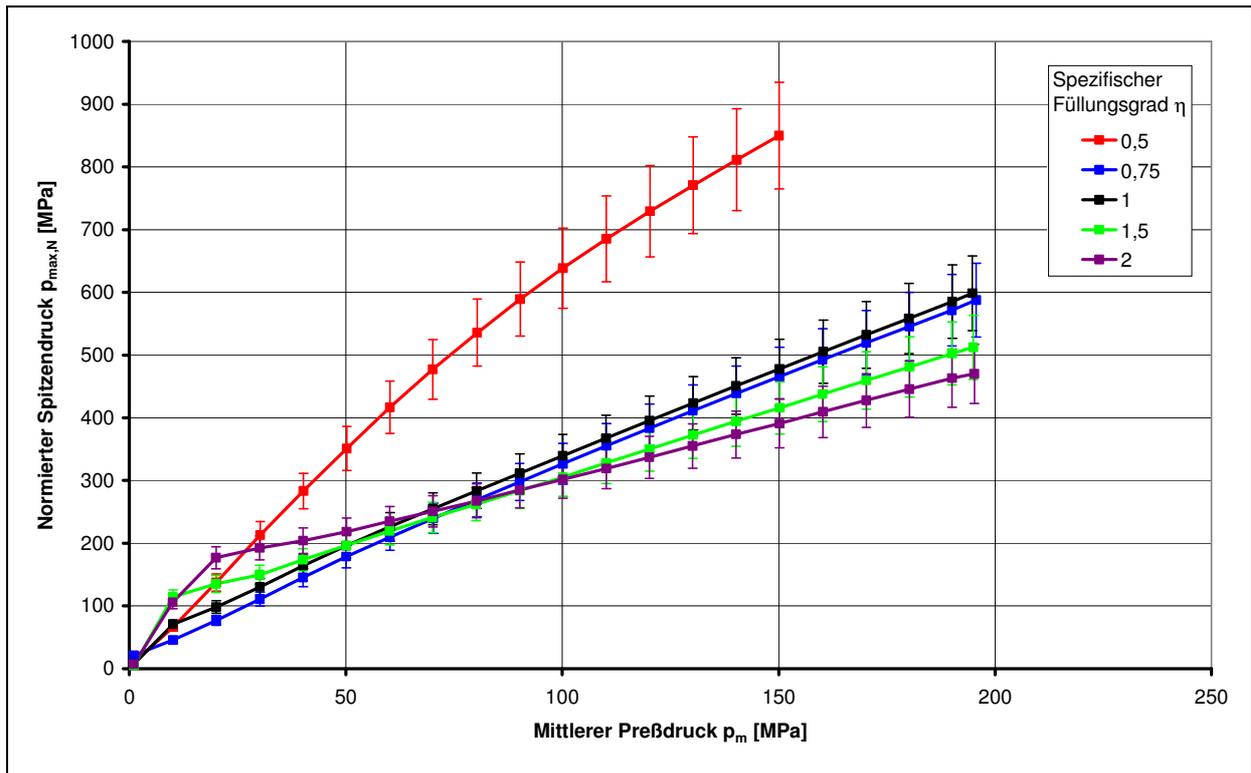


Abbildung 28: Normierter Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Fraktion 3,15/5 mm (Klinker D, $v = 7$ mm/s)

Mit zunehmender Partikelgröße des Gutbettes bzw. mit $k \rightarrow 1$ wird der Einfluß des Füllungsgrades geringer. Wie aus Abbildung 29 zu erkennen ist, haben die Druckwerte für die Fraktion 11,2/16 mm bei spezifischen Füllungsgraden von $\eta = 1 \dots 2$ nahezu einen identischen Verlauf.

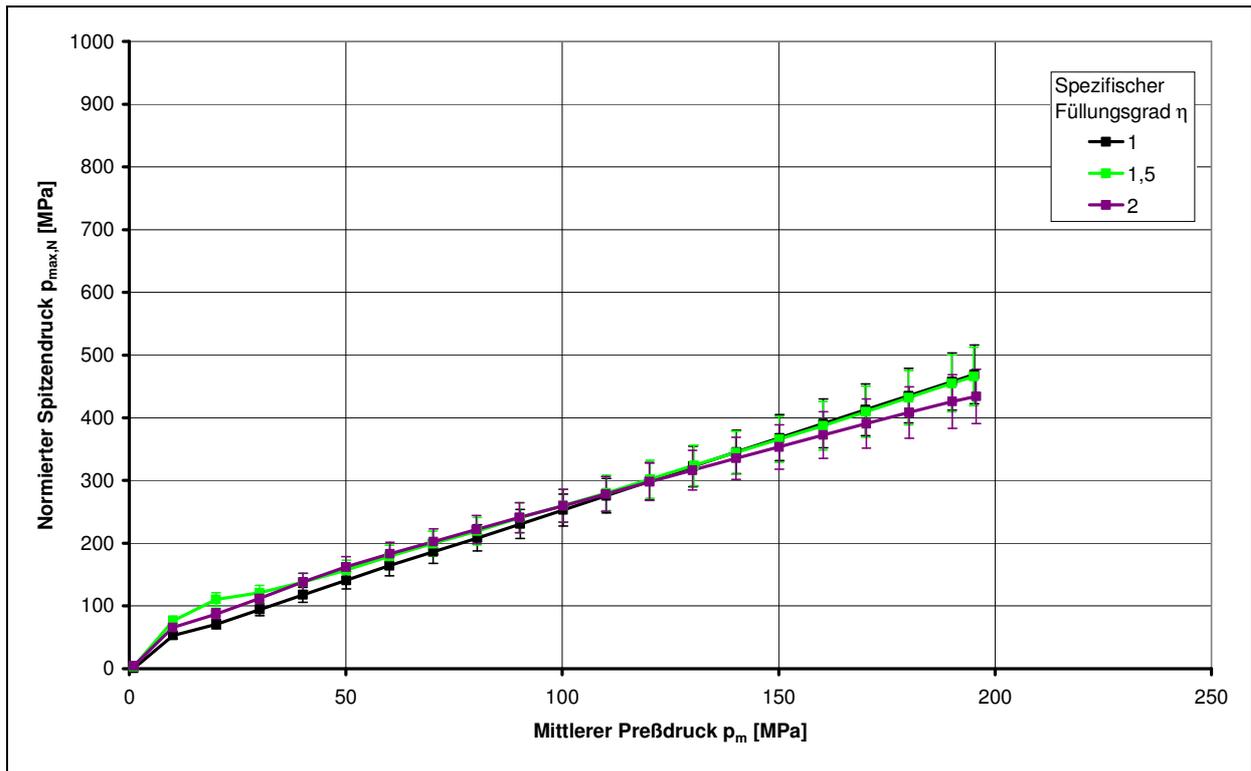


Abbildung 29: Normierter Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Fraktion 11,2/16 mm (Klinker D, $v = 7$ mm/s)

Um den Einfluß des spezifischen Füllungsgrades darzustellen, wird dieser dem Quotienten aus dem normierten maximalen Druck unter dem Einzelpartikel $p_{max,N}$ und dem mittleren Preßdruckes p_m gegenübergestellt. Diese als Drucküberhöhung x^* bezeichnete Größe ist definiert als

$$x^* = \frac{p_{max,N}}{p_m} \quad (57)$$

Eine Übersicht über den tendenziellen Verlauf der Drucküberhöhung x^* in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades ist in den Abbildungen 29 bis 32, am Beispiel der Fraktion 3,15/5 mm, dargestellt. Die Diagramme zeigen die Druckwerte für $p_m = 50, 100, 150$ und 195 MPa. Es wird deutlich, daß die Drucküberhöhung mit einem zunehmenden mittleren Preßdruck aufgrund der allmählichen Abplattung des Einzelpartikels absinkt. Für die Abhängigkeit vom spezifischen Füllungsgrad ergibt sich, daß die Kurven ihr Maximum bei Werten von $\eta = 0,5$ erreichen und tendenziell mit größer werdendem η fallen. Abweichend davon steigen die Werte bei $p_m = 50$ MPa mit zunehmendem Füllungsgrad wieder leicht an, da hier die abstützende Wirkung und somit der „quasi-hydrostatische“ Effekt des Gutbettes am stärksten ist.

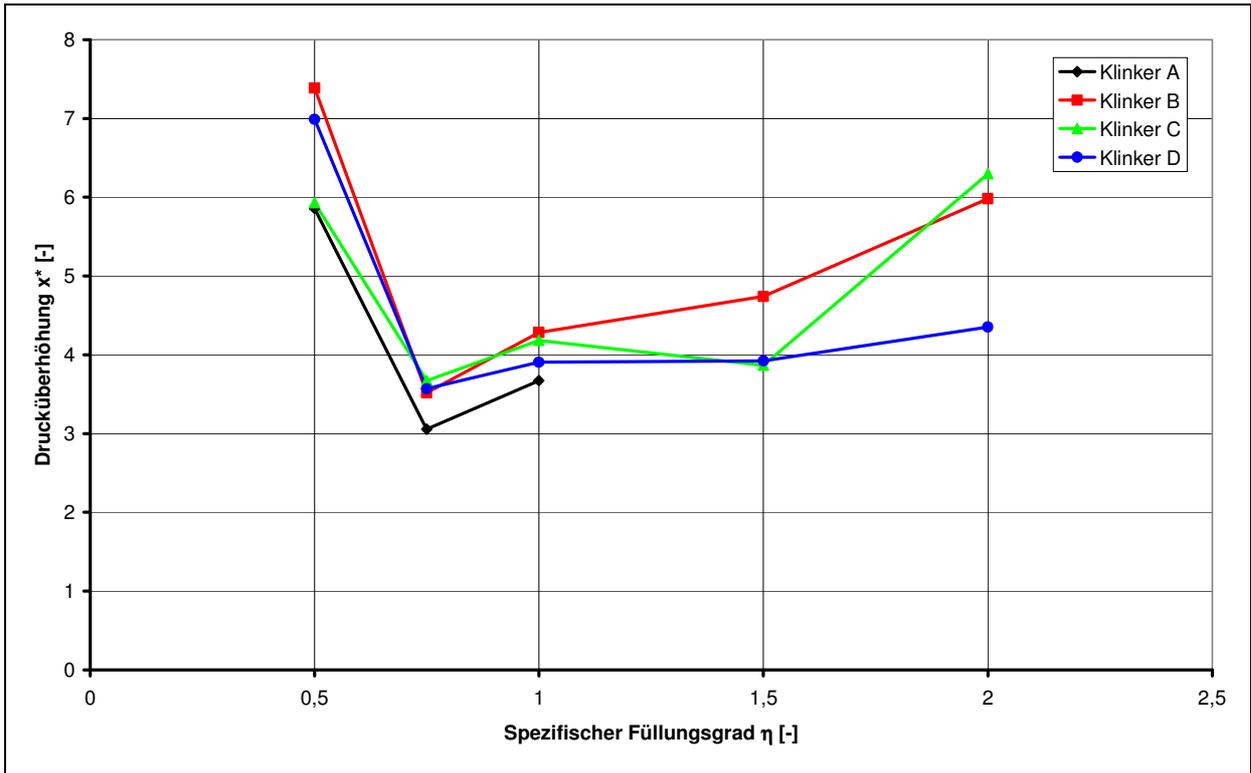


Abbildung 30: Drucküberhöhung in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades bei $p_m = 50$ MPa
(Klinker D, Fraktion 3,15/5 mm, $v = 7$ mm/s)

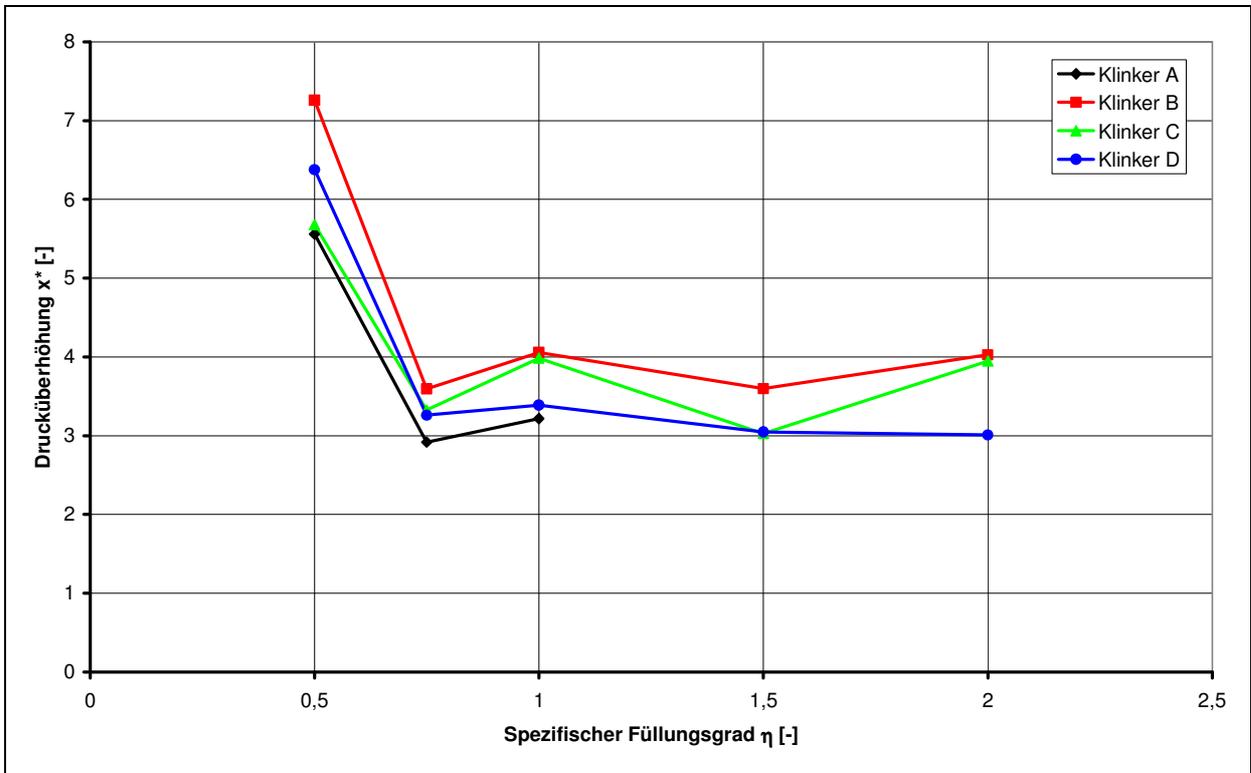


Abbildung 31: Drucküberhöhung in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades bei $p_m = 100$ MPa
(Klinker D, Fraktion 3,15/5 mm, $v = 7$ mm/s)

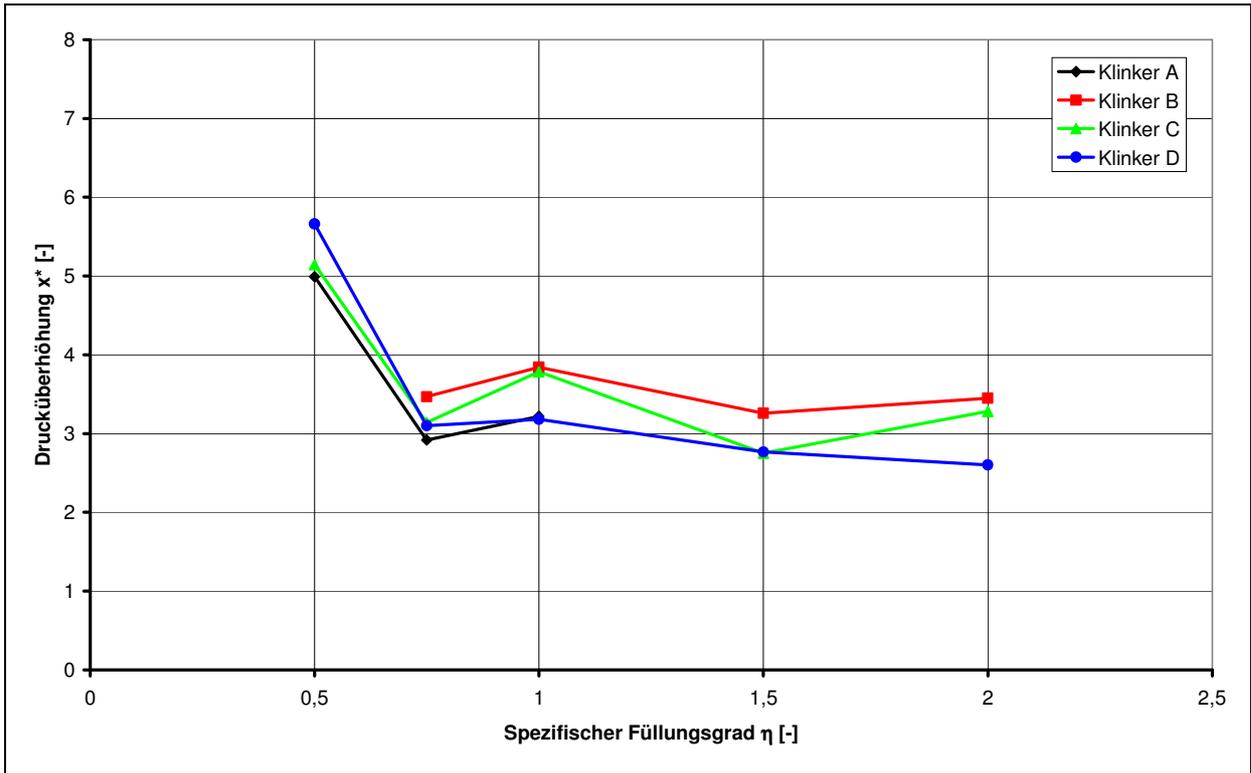


Abbildung 32: Drucküberhöhung in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades bei $p_m = 150$ MPa
(Klinker D, Fraktion 3,15/5 mm, $v = 7$ mm/s)

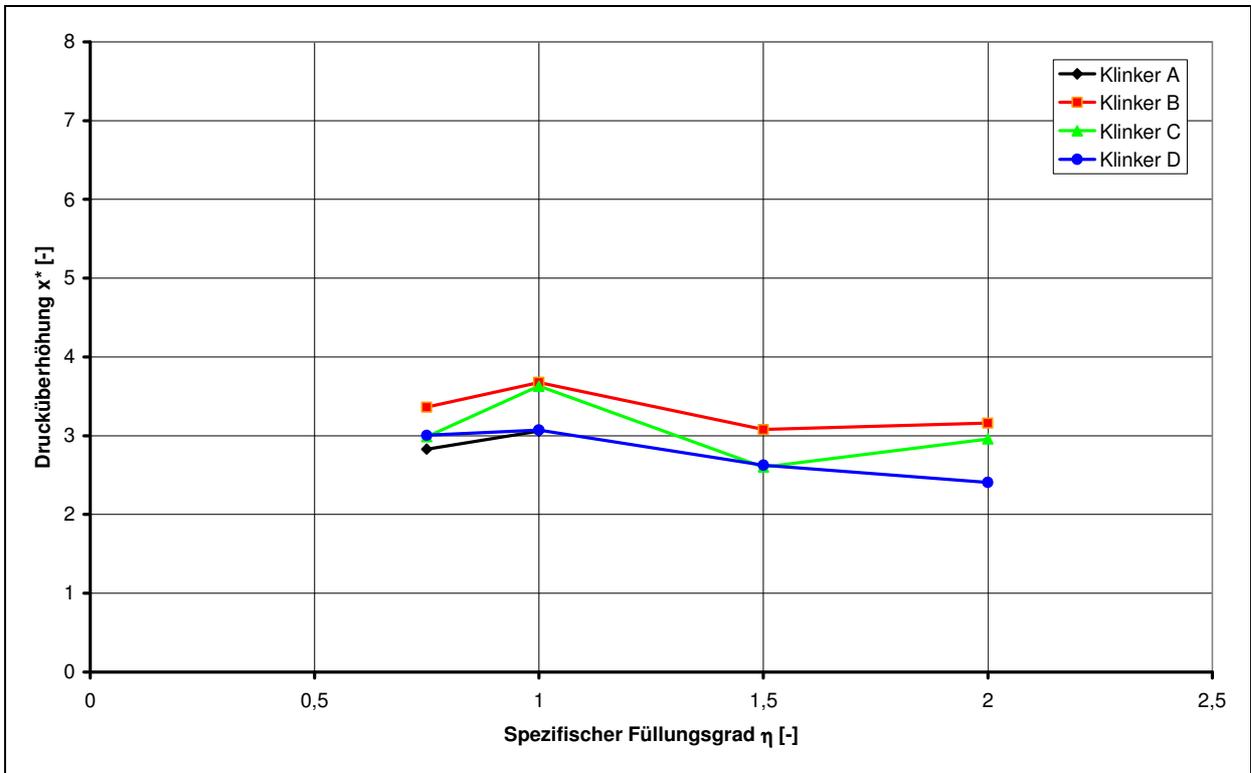


Abbildung 33: Drucküberhöhung in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades bei $p_m = 195$ MPa
(Klinker D, Fraktion 3,15/5 mm, $v = 7$ mm/s)

5.4.2.3 Preßgeschwindigkeit

Zur Untersuchung des Einflusses der Preßgeschwindigkeit auf die Druckbelastung wurden Versuche mit Preßgeschwindigkeiten von 7 mm/s und 200 mm/s durchgeführt. Dazu wurde die hydraulische Stempelpresse mit der Druckspeicheranlage betrieben. Diese ermöglicht Preßgeschwindigkeiten, die denen von Gutbett-Walzenmühlen in praktischen Anwendungen entsprechen.

Der Einfluß der Preßgeschwindigkeit auf das Kompressionsverhalten wurde anhand zweier Versuche mit den Fraktionen 0,8/1,25 mm und 3,15/5 mm bei einem Füllungsgrad von $\eta = 1$ untersucht. Aufgrund der Charakteristik des Versuchsstandes konnten bei den hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten nur mittlere Preßdrücke bis 175 MPa realisiert werden. Die Ergebnisse der Versuche sind in den folgenden Abbildungen dargestellt.

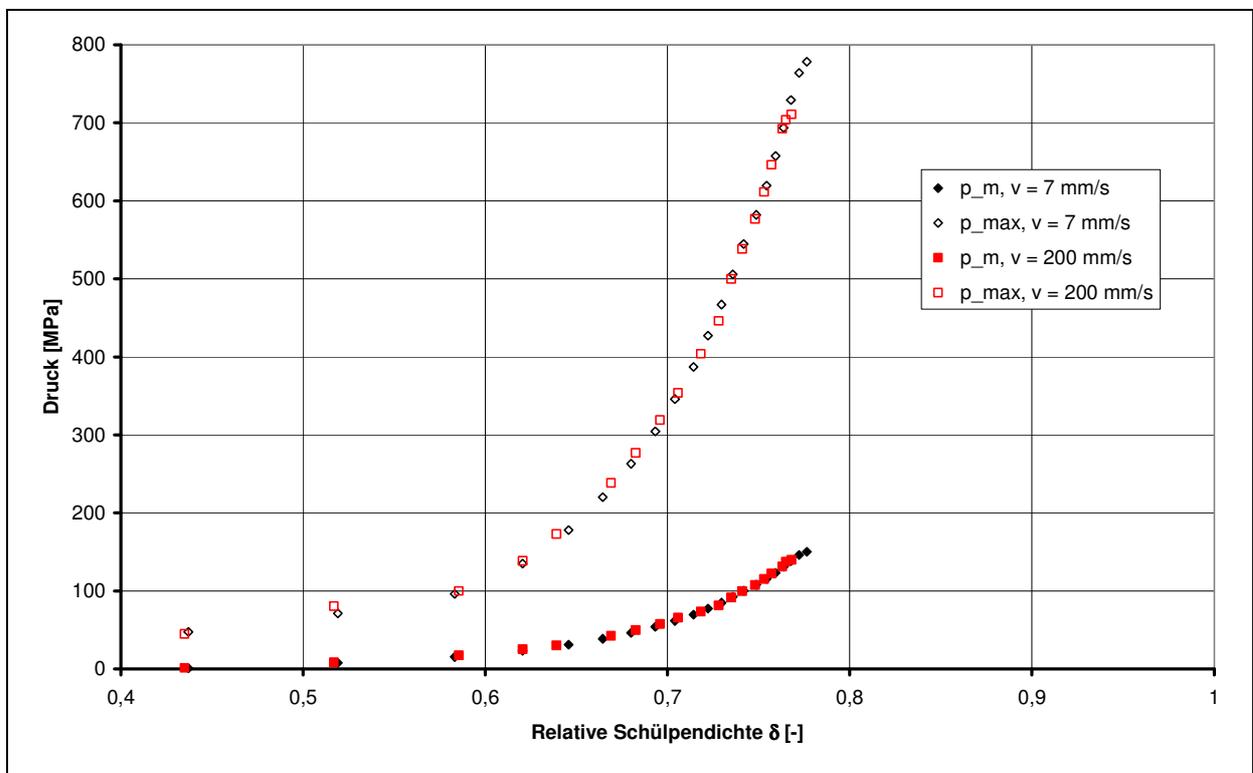


Abbildung 34: Kompressionsverlauf in Abhängigkeit der Preßgeschwindigkeit
(Klinker C, Fraktion 0,8/1,25 mm, $\eta = 1$)

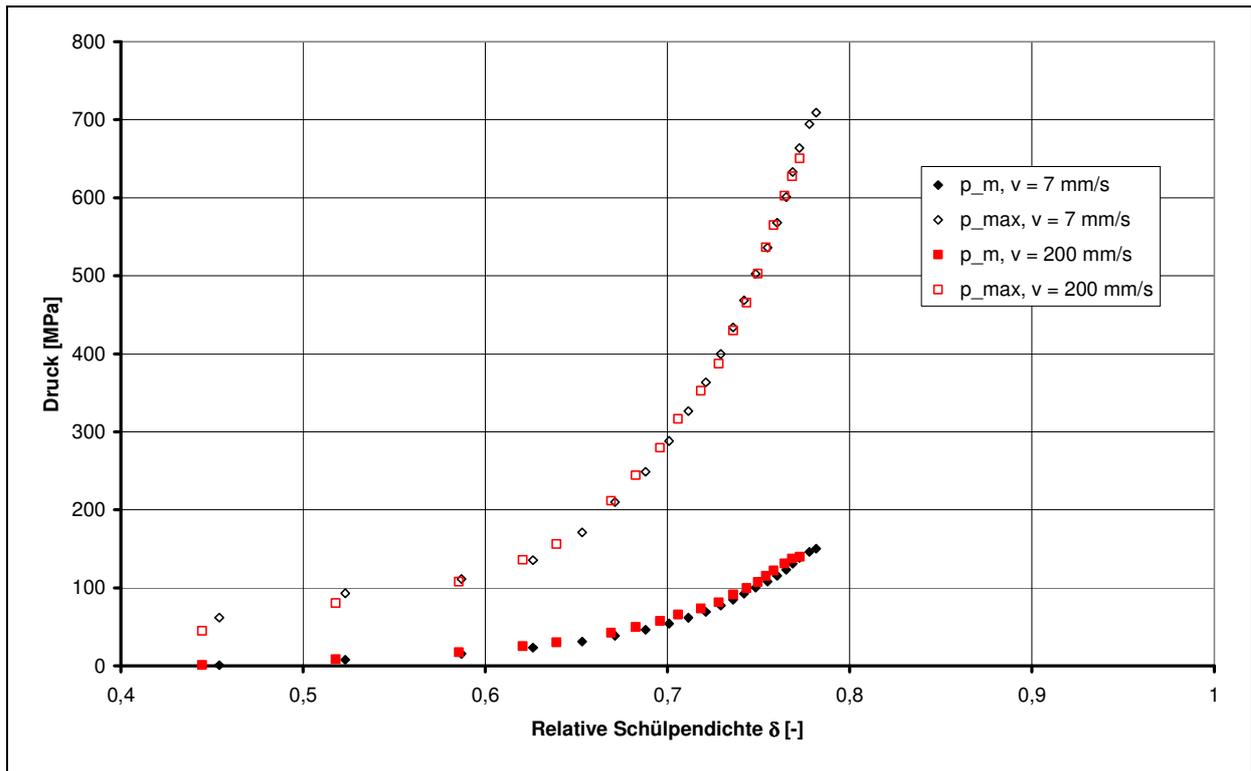


Abbildung 35: Kompressionsverlauf in Abhängigkeit der Preßgeschwindigkeit
(Klinker C, Fraktion 3,15/5 mm, $\eta = 1$)

Es ist ersichtlich, daß sich sowohl bei der minimalen Geschwindigkeit von 7 mm/s, als auch bei 200 mm/s die gleichen Verdichtungs- und Druckverläufe einstellen. Somit besteht bei Zementklinker in den verwendeten Korngrößenbereichen keine Abhängigkeit zwischen Druckverlauf und Beanspruchungsgeschwindigkeit.

Diese Ergebnisse stehen im Widerspruch zu den in [6] und [41] erzielten Ergebnissen. Die Ursache für dieses Verhalten ist mit großer Wahrscheinlichkeit in der größeren Ausgangskörnung des Gutbettes zu suchen.

5.4.3 Einfluß der Materialparameter

5.4.3.1 Mittlerer Partikeldurchmesser des Gutbettes

Die Abhängigkeit der Drucküberhöhung vom mittleren Korndurchmesser des Gutbettes wurden anhand von Versuchen mit unterschiedlichen Gutbettfraktionen bei einem spezifischen Füllungsgrad von $\eta = 1$ entsprechend Anlage A untersucht. Als Maß für die Variationsbreite dient das Durchmesser Verhältnis k nach Gleichung (41), welches im Bereich von $k = 24,4$ (Fraktion 0,8/1,25 mm) bis $k = 1$ (Fraktion 25/25 mm) variiert wurde. Für die untere Grenze des Untersuchungsbereiches (Einkornschicht aus Partikel $\varnothing 25$ mm) werden zwar die Bedingungen für ein ideales Gutbett nicht mehr erfüllt, allerdings erreichen hier die k -Werte ihr Minimum. Für den Klinker D wurden zusätzliche Versuche mit Grieben

durchgeführt, für die das Durchmesser Verhältnis $k = 94,3$ beträgt. Diese bilden die obere Grenze des Untersuchungsbereiches.

Zur Veranschaulichung der Ergebnisse sind die Druckwerte unter dem Einzelpartikel wieder normiert dem mittleren Preßdruck gegenüber gestellt (Abbildung 36 bis 39).

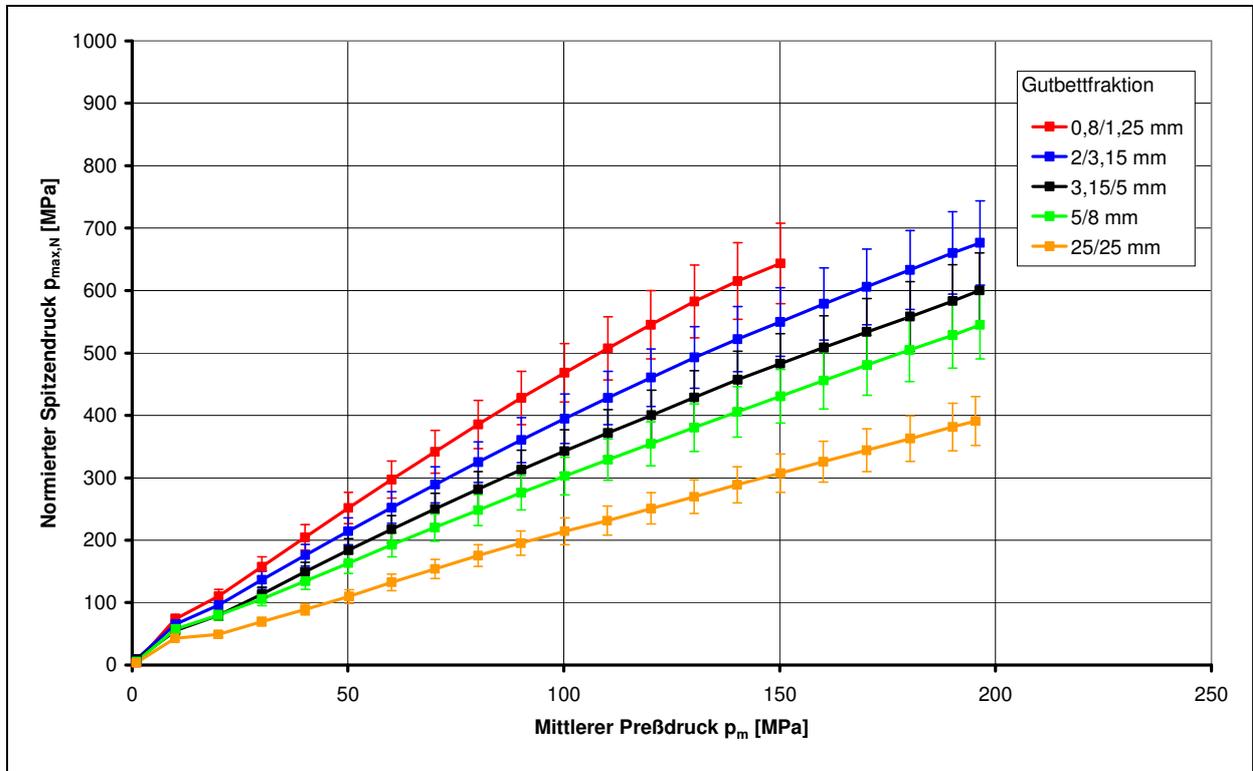


Abbildung 36: Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der mittleren Korngröße, Klinker A ($\eta = 1, v = 7 \text{ mm/s}$)

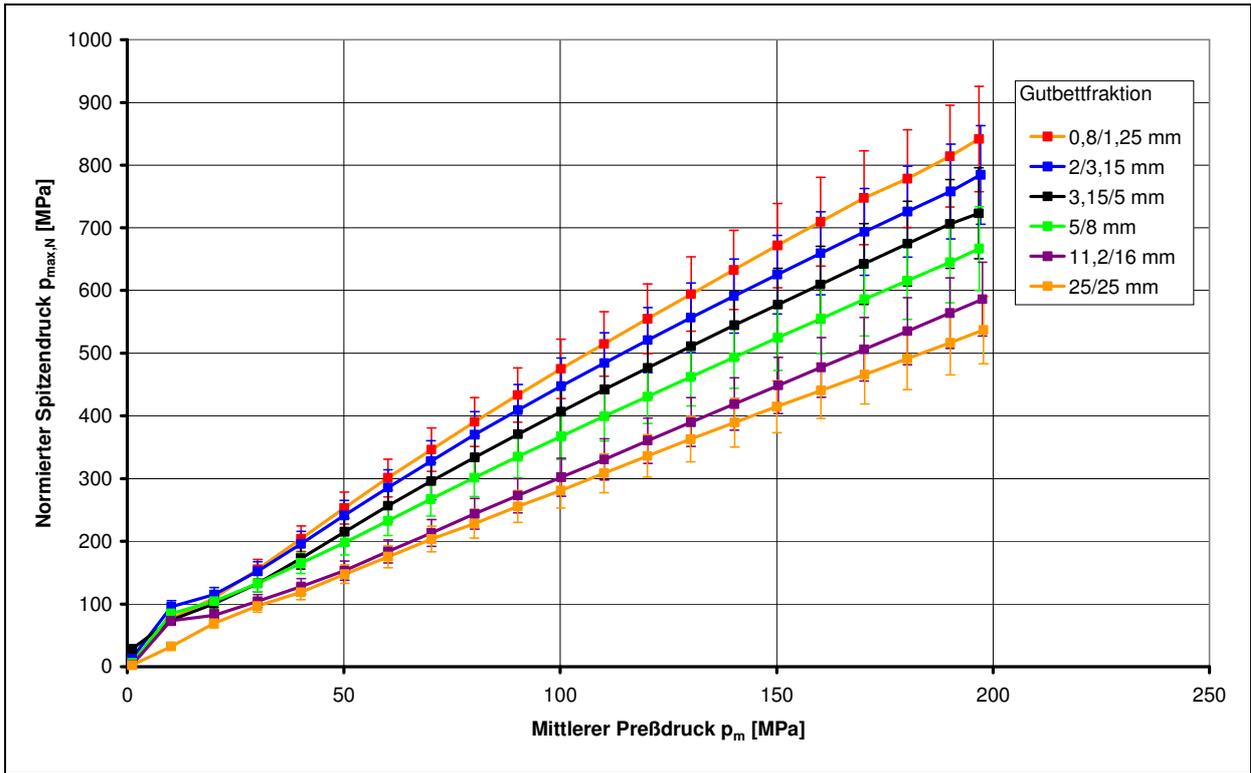


Abbildung 37: Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der mittleren Korngröße, Klinker B
 $(\eta = 1, v = 7 \text{ mm/s})$

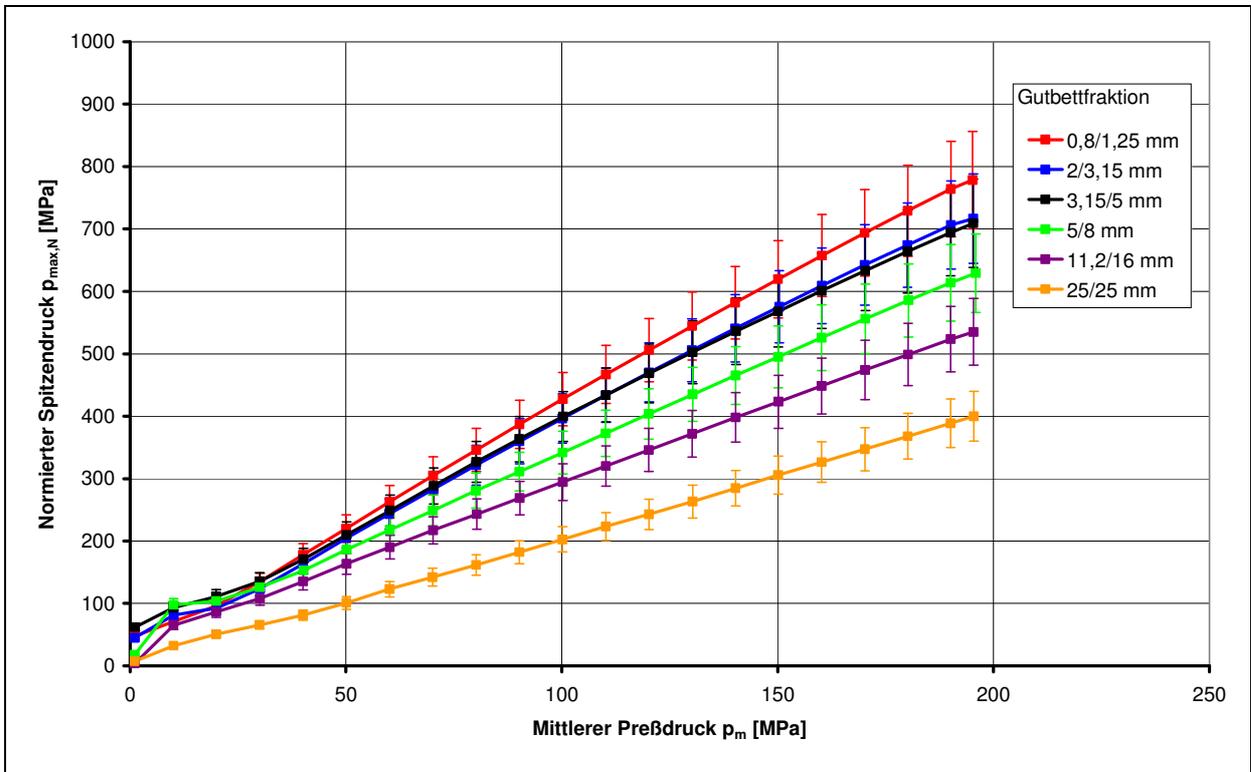


Abbildung 38: Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der mittleren Korngröße, Klinker C
 $(\eta = 1, v = 7 \text{ mm/s})$

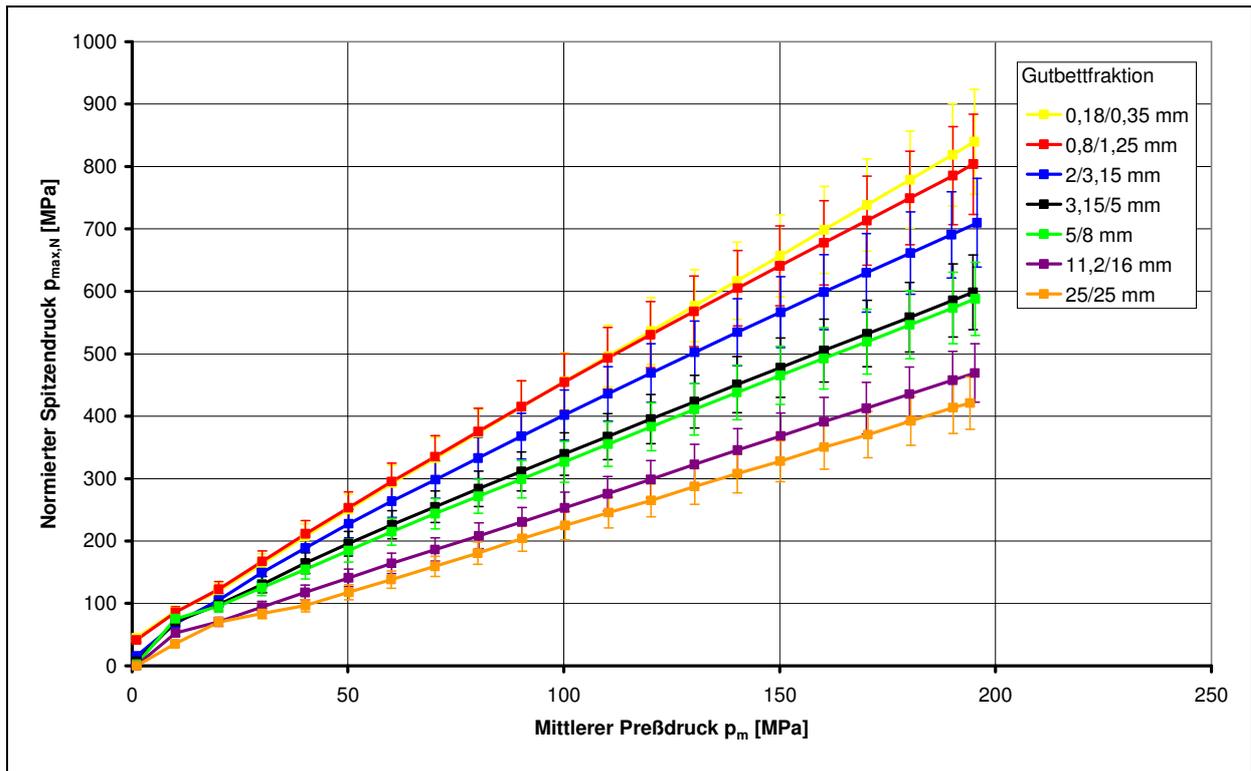


Abbildung 39: Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der mittleren Korngröße, Klinker D
 $(\eta = 1, v = 7 \text{ mm/s})$

Die Druckwerte unter den Einzelpartikeln steigen mit zunehmender Feinheit des Gutbettmaterials. Die maximalen Werte werden für die Griesse bzw. für die Fraktion 0,8/1,25 mm, also dem Material mit der größten Feinheit erzielt und liegen in Abhängigkeit des Klinkermaterials im Bereich von 750 ... 900 MPa bei einem mittleren Preßdruck von $p_m = 200 \text{ MPa}$. Trotzdem werden selbst für die Einkornschicht noch Druckwerte von über 400 MPa erreicht.

Offensichtlich erhöht sich die „quasi-hydrostatische“ Stützwirkung des Gutbettes mit feiner werdendem Material. Eine mögliche Ursache ist die Erhöhung der Kontaktstellenzahl zwischen Einzelpartikel und Gutbett. Dadurch werden die Zwischenräume im Gutbett kleiner und die Bruchstücke des Einzelpartikels werden stärker daran gehindert, in das Gutbett auszuweichen.

Mit der Darstellung der Drucküberhöhung x^* in Abhängigkeit des mittleren Partikeldurchmessers des Gutbettes läßt sich eine Aussage über den Verlauf der Abhängigkeit von der Feinheit des Gutbettmaterials treffen. Dazu wurden beispielhaft die Werte bei 150 MPa aus Abbildung 36 bis 39 ausgelesen und über dem Durchmesser Verhältnis k aufgetragen.

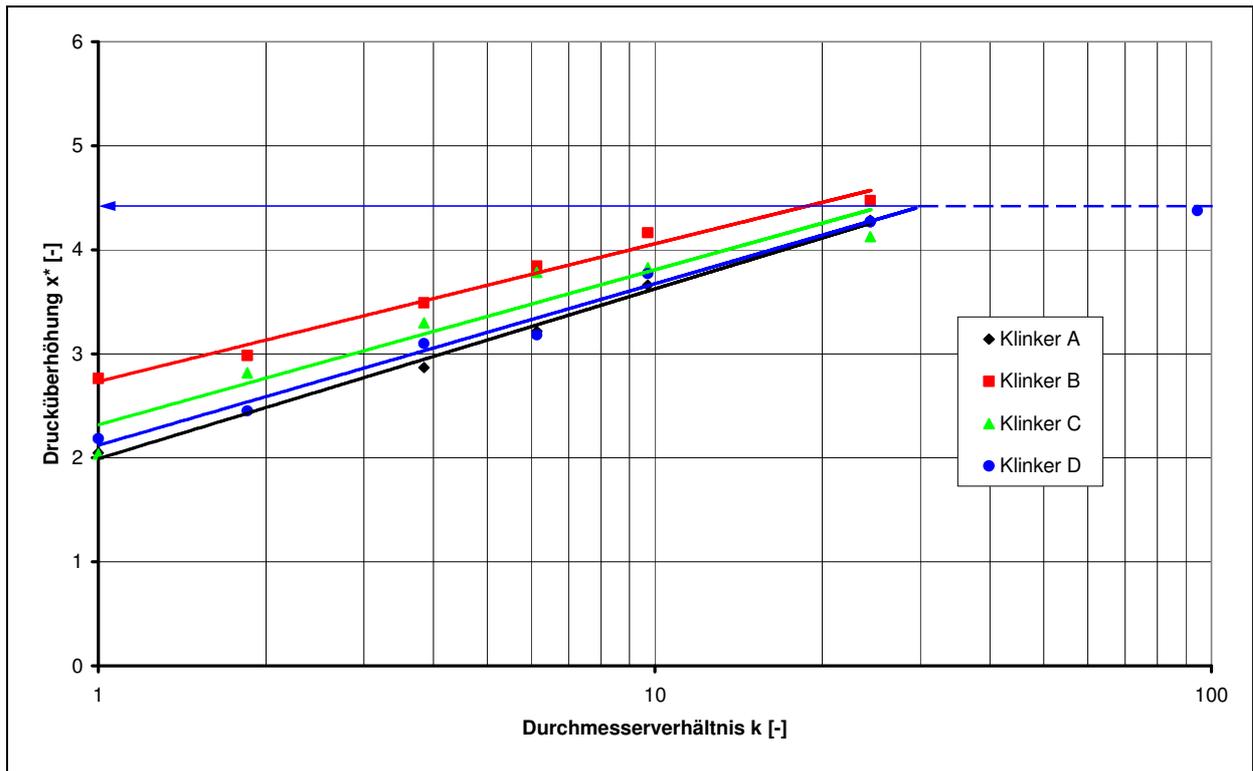


Abbildung 40: Drucküberhöhung in Abhängigkeit des Durchmesserhältnisses ($p_m = 150 \text{ MPa}$)

Bei Darstellung im halb-logarithmischen Netz ist zu erkennen, daß die Werte bis zu $k \approx 25$ einer logarithmischen Funktion folgen. Oberhalb dieses Durchmesserhältnisses ergibt sich ein nahezu konstanter Verlauf. Die Werte streben einem Grenzwert von ca. 4,4 entgegen. Somit ist auch für $k \rightarrow \infty$, also einem gegen Null gehenden mittleren Partikeldurchmesser des Gutbettes, keine weitere Zunahme der Druckwerte zu erwarten.

5.4.3.2 Partikeldurchmesser des Einzelkorns

Der Walzenspalt ist nach Gleichung (34) vom Walzendurchmesser, Kompressionswinkel und Verdichtungsverhältnis abhängig, wobei der Spalt bei gleichem Aufgabematerial vor allem mit dem Walzendurchmesser wächst. Dadurch ergeben sich bei konstantem spezifischen Füllungsgrad andere Korngrößen der groben Einzelpartikel, die für die kritischen Drucküberhöhungen verantwortlich sind.

Zur Untersuchung dieser Einflußgröße auf die Oberflächenbelastung der Walzen wurden Gutbetten mit Einzelkörnern vom Durchmesser $d_p = 25, 35$ und 45 mm bei einem gleichbleibenden spezifischen Füllungsgrad von $\eta = 1$ im Drucktopf beansprucht. Die Ergebnisse sind in Abbildung 41 dargestellt.

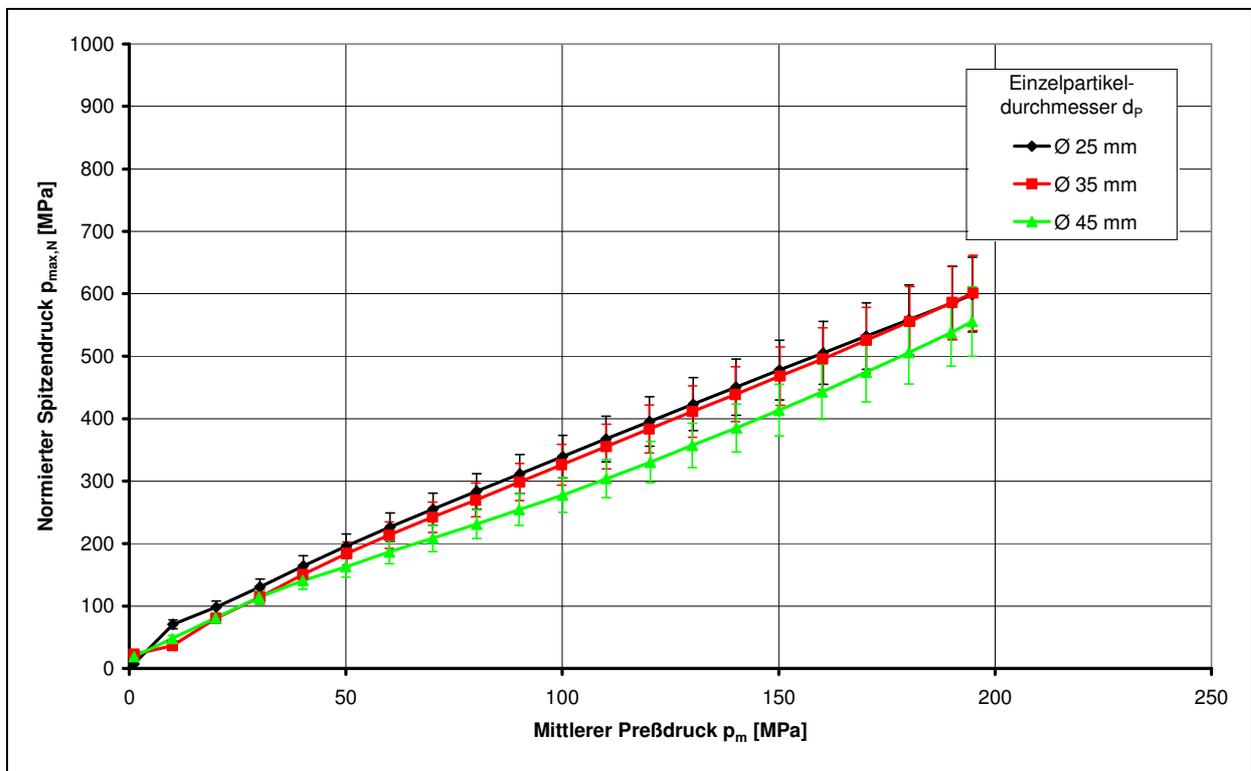


Abbildung 41: Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit des Partikeldurchmessers d_p
(Klinker D, $\eta = 1$, $v = 7$ mm/s)

Die Druckverläufe unterscheiden sich nur geringfügig voneinander und liegen im Streubereich der einzelnen Versuchsreihen. Dieses Verhalten zeigt, daß trotz der unterschiedlichen Partikeldurchmesser und Gutbetthöhen die gleichen Verdichtungswerte im Bereich des Einzelpartikels erreicht werden. Möglicherweise kommt es auch zu einer Überlagerung mit dem Einfluß des Durchmesserverhältnisses k , welches von $k = 6,1$ ($\varnothing 25$ mm) über $k = 8,6$ ($\varnothing 35$ mm) bis hin zu $k = 11,0$ ($\varnothing 45$ mm) bei Verwendung der Gutbettfraktion 3,15/5 mm schwankt. Dies scheint aber gerade den Einfluß des

Einzelkorndurchmessers zu kompensieren. Aufgrund der analogen Druckverläufe können somit die Druckwerte, die in den vorangestellten Abschnitten ermittelt wurden, für den gesamten Bereich der Beanspruchungsfälle in Gutbett-Walzenmühlen verallgemeinert werden.

5.4.3.3 Klinkermaterial

Durch eine vergleichende Darstellung der vier untersuchten Materialien läßt sich die Variationsbreite für das Aufgabegut Klinker abschätzen. Als Ausgangspunkt dienen die in Tabelle 3 dargestellten Stoffwerte der Versuchsmaterialien. Die Kornform (Sphärizität) kann als Einflußgröße ausgeschlossen werden, da alle verwendeten Klinker eine typisch kugelige Form besitzen. Somit ist zu untersuchen, wie sich die Druckwerte in Abhängigkeit der PLT-Festigkeit und der Mahlbarkeit entwickeln.

Ein Vergleich der Festigkeitswerte nach dem Point-Load-Test mit dem Mahlbarkeitsindex nach Zeisel ist in Abbildung 42 dargestellt.

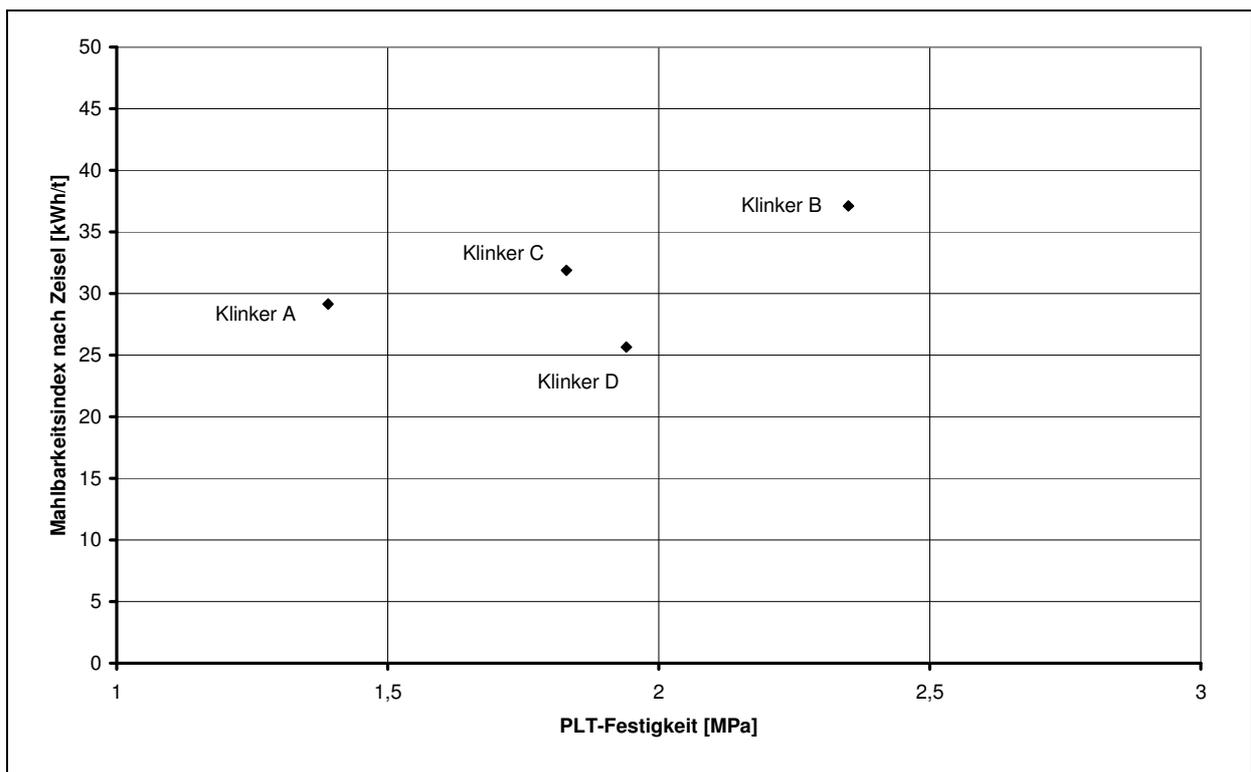


Abbildung 42: Zusammenhang zwischen PLT-Festigkeit und Mahlbarkeit nach Zeisel

Es ist keine eindeutige Abhängigkeit zwischen beiden Größen zu erkennen, da für den Klinker D die Mahlbarkeitskennwerte trotz hoher PLT-Festigkeit sehr niedrig waren.

Ein Vergleich der Druckwerte mit der Mahlbarkeit und PLT-Festigkeit ist in den Abbildungen 43 und 44 dargestellt. Dazu sind die Druckwerte unter dem Einzelpartikel bei einem mittleren Preßdrücken von 150 MPa den beiden Materialkenngrößen gegenübergestellt.

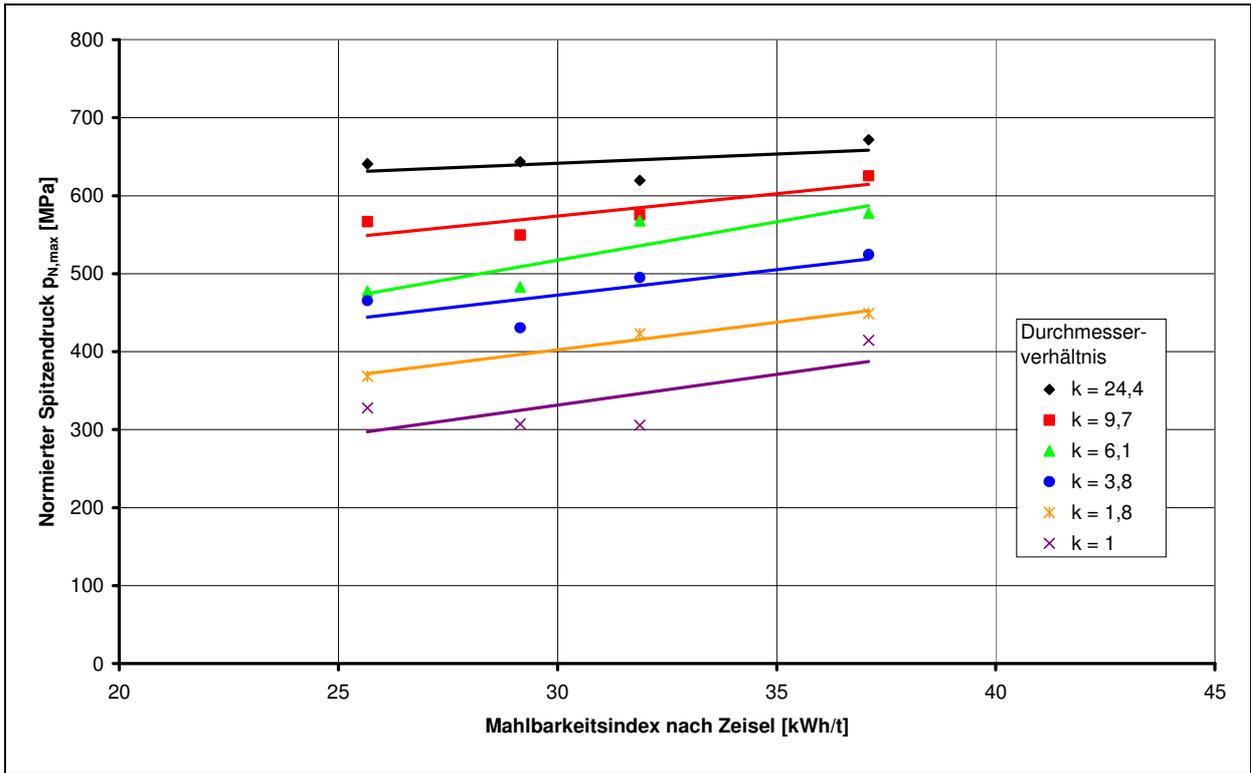


Abbildung 43: Druck unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der Mahlbarkeit nach Zeisel, $p_m = 150 \text{ MPa}$
 $(\eta = 1, v = 7 \text{ mm/s})$

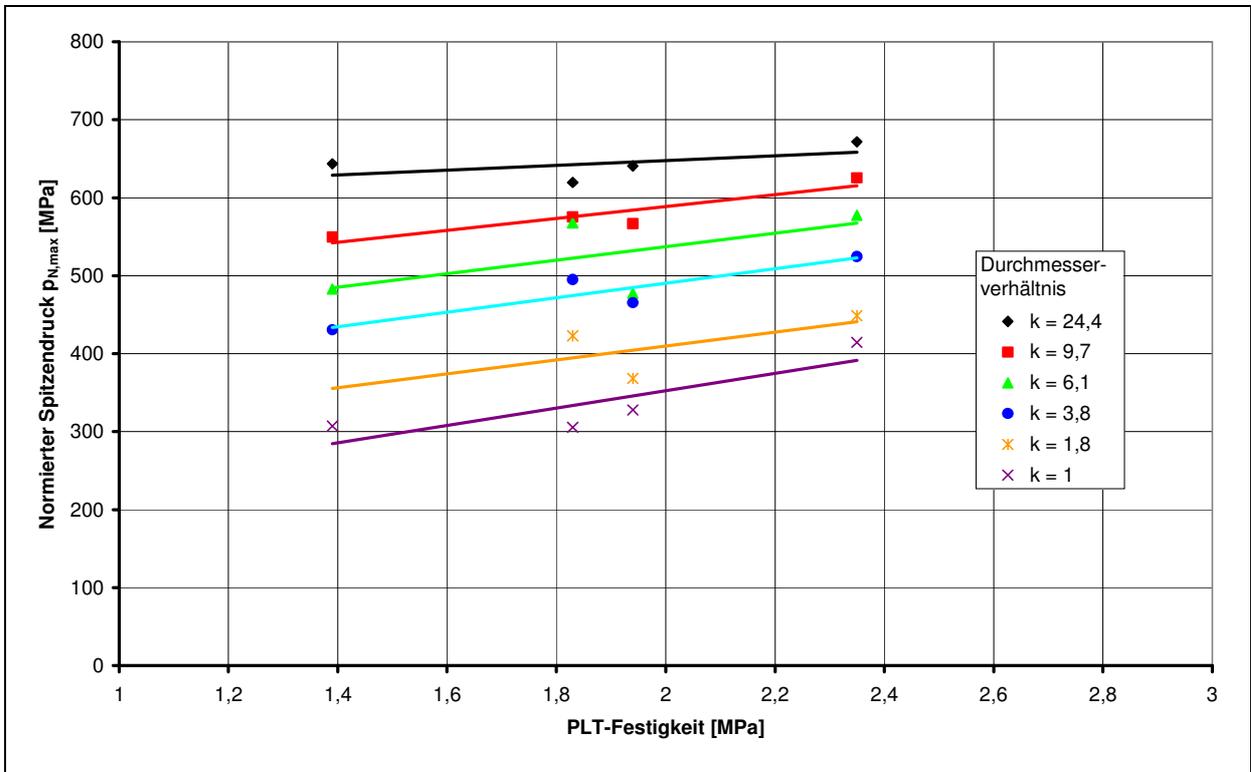


Abbildung 44: Druck unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der PLT-Festigkeit, $p_m = 150 \text{ MPa}$
 $(\eta = 1, v = 7 \text{ mm/s})$

Tendenziell ist mit einer Erhöhung des Mahlbarkeitsindex' und der PLT-Festigkeit auch eine Erhöhung der Druckwerte zu verzeichnen. Die Erhöhung der Druckwerte liegt im Bereich von 5 ... 26 % bei den Mahlbarkeitskennwerten und 5 ... 35 % bei der PLT-Festigkeit. Die prozentuale Erhöhung der Druckwerte nimmt dabei mit einer zunehmenden Feinheit bzw. einem steigendem Durchmesser Verhältnis k des Gutbettmaterials ab. Somit ergibt sich auch hier ein Sättigungsbereich bei hohen Feinheiten. Ein tabellarischer Vergleich der minimalen und maximalen Druckwerte in Abhängigkeit der Materialparameter Mahlbarkeit und PLT-Festigkeit, ist den Tabellen 6 und 7 bzw. Anlage E zu entnehmen.

Tabelle 6: Druckwerte in Abhängigkeit der Mahlbarkeitsindizes ($p_m = 150$ MPa)

Klinker	Mahlbarkeitsindex	Druckwerte der Fraktionen bei einem mittleren Preßdruck von 150 MPa [MPa]					
		$k = 24,4$	$k = 9,7$	$k = 6,1$	$k = 3,8$	$k = 1,8$	$k = 1$
D	25,66	640,73	566,75	477,75	465,37	368,24	327,93
B	37,10	671,70	625,43	577,45	524,53	448,75	414,55
Erhöhung [%]		4,83	10,35	20,87	12,71	21,86	26,41

Tabelle 7: Druckwerte in Abhängigkeit der PLT-Festigkeit ($p_m = 150$ MPa)

Klinker	PLT-Festigkeit [MPa]	Druckwerte der Fraktionen bei einem mittleren Preßdruck von 150 MPa [MPa]					
		$k = 24,4$	$k = 9,7$	$k = 6,1$	$k = 3,8$	$k = 1,8$	$k = 1$
A	1,39	643,49	549,59	482,87	430,68		307,28
B	2,35	671,70	625,43	577,45	524,53	448,75	414,55
Erhöhung [%]		4,38	13,80	19,59	21,79	-	34,91

5.4.3.4 Versuche mit Gipspartikeln

Bei der Zementmahlung werden je nach Zementsorte auch Zuschlagstoffe, wie z.B. Gips mit vermahlen. Somit kann neben dem Auftreten von großen Klinkerpartikeln auch eine Belastung durch diese Partikel erfolgen. Einer der wichtigsten Stoffe ist in diesem Zusammenhang Gips, da dieser für das Abbindeverhalten des Zements verantwortlich ist. Die Gipskörner besitzen zwar eine geringere Festigkeit als der Zementklinker, jedoch kann durch die hohe Plastizität eine Verteilung der Bruchstücke zusätzlich behindert werden.

In Abbildung 45 sind die Ergebnisse der Versuche mit Gips- und Zementklinkerpartikeln dargestellt.

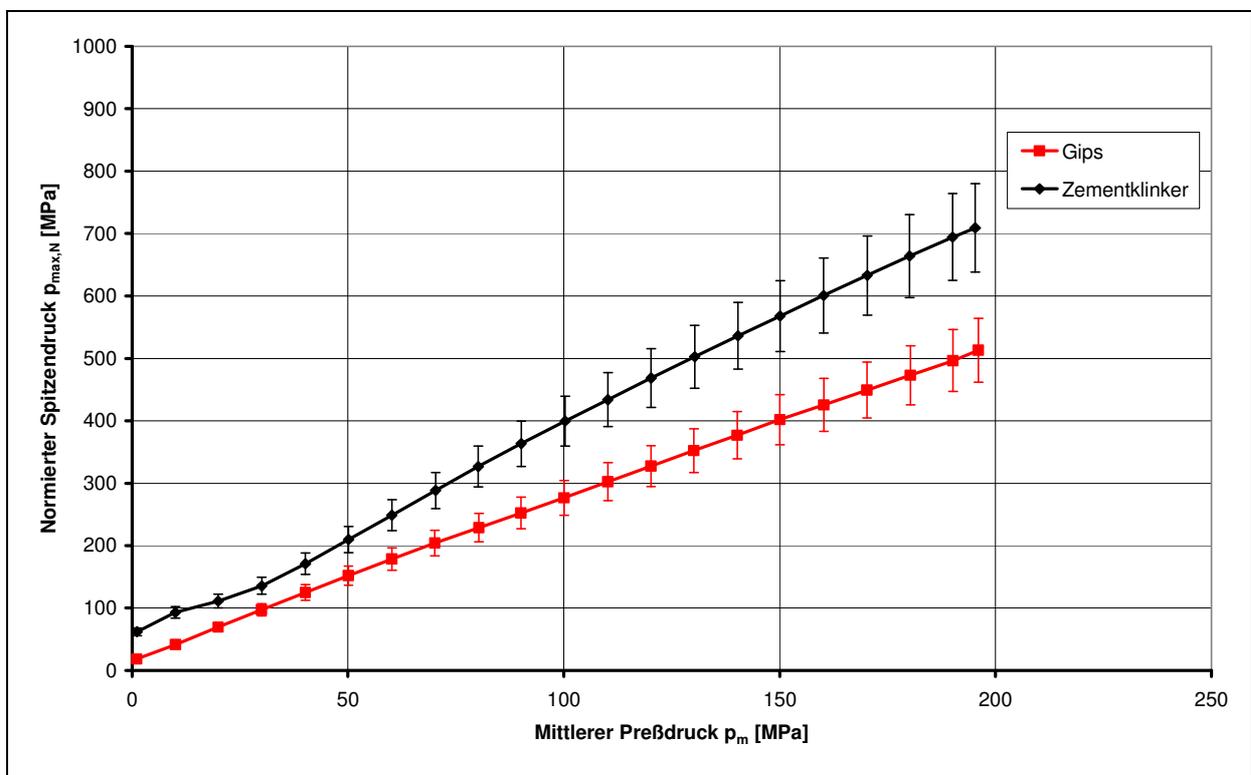


Abbildung 45: Druckverlauf unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit des Einzelpartikelmaterials
(Gutbettmaterial: Fraktion 3,15/5 mm, Klinker D)

Als Gutbettmaterial wurde bei beiden Versuchsreihen der Klinker C, Fraktion 3,15/5 mm bei einem spezifischen Füllungsgrad von $\eta = 1$ verwendet. Die Druckwerte, die durch die Gipspartikel hervorgerufen werden, liegen deutlich unter denen mit den eingebetteten Zementklinkerkörnern und erreichen maximal 500 MPa bei einem mittleren Preßdruck von 200 MPa. Außerdem wird das plastische Verhalten der Gipspartikel deutlich, da im unteren Druckbereich keine Einzelkornbruchvorgänge zu erkennen sind.

5.4.4 Radiometrische Dichteanalyse

Der Zusammenhang zwischen Druck und Verdichtung wurde bereits mehrfach untersucht und beschrieben. *Schwechten* stellte hierfür die in Gleichung (18) dargestellte Beziehung zur Beschreibung des Verdichtungsverhaltens bei der Kompression eines Gutbettes auf [5].

Um den Zusammenhang für den Belastungsfall mit im Gutbett eingelagerten Einzelpartikeln zu untersuchen, wurde eine Dichteanalyse einzelner Schülpfen mittels der radiometrischer Durchstrahlungsmethode durchgeführt. Hierbei wird die Schwächung der Kernstrahlung beim Durchgang durch stoffliche Materie genutzt. Die Strahlungsintensität I beim Durchgang durch einen Körper ist nach dem Schwächungsgesetz von der Dichte ρ , der Dicke der Probe h , dem Massenschwächungskoeffizient μ' und der unbeeinflussten Strahlungsintensität I_0 abhängig [52]. Es gilt

$$I = I_0 \cdot B \cdot \exp(\mu' \rho h) \quad (58)$$

Unter Voraussetzung einer konstanten Dicke der zu analysierenden Probe ist die Intensität I somit eine Funktion der Dichte. Da für die Messung ein enges Strahlungsbündel vorliegen muß, und dies nur näherungsweise gewährleistet werden kann, wird die daraus resultierende Vergrößerung der Strahlungsintensität durch den Zuwachsfaktor B berücksichtigt [52]. Da dieser unbekannt ist, erfolgte die Umrechnung der Intensitätswerte so, daß die mittlere Strahlungsintensität aller Meßpunkte gleich der mittleren Schülpfendichte gesetzt wurde. Diese kann aus den Kompressionskurven entnommen werden. Der berechnete Quotient aus Dichte und Intensität dient als Umrechnungswert für die radiometrischen Meßwerte.

Die Meßanordnung für die Untersuchungen bestand aus der Strahlungsquelle (Americium 241), einer Szintillationssonde, dem Zählgerät und der zu analysierenden Probe. Für die Untersuchungen wurden Schülpfen des Klinkers C genutzt, da diese eine entsprechende mechanische Stabilität aufzeigten, um in der Versuchsanordnung eingespannt zu werden. Es wurde die Fraktion 3,15/5 mm mit den spezifischen Füllungsgraden $\eta = 0,75 \dots 2$ und eine Schülpe mit einem idealen Gutbett verwendet. Die Meßpunkte waren in zwei senkrecht zueinander stehenden Koordinatenrichtungen über der Grundfläche der Schülpfen angeordnet (Abbildung 46), so daß durch eine Mittelwertbildung ein mittleres Dichteprofil erstellt werden konnte. Die Ergebnisse der Messung sind in Abbildung 47 dargestellt. Es ist zu erkennen, daß sich im Bereich des zerkleinerten Einzelpartikels eine deutliche Dichtezunahme einstellt. Die Werte erreichen Dichten zwischen 2600 und 2800 kg/m^3 und steigen mit der Zunahme des gemessenen Spitzendruckes unter dem Einzelpartikel. Die relative Dichte liegt damit in einem Bereich von $\delta = 0,83 \dots 0,89$. Die entsprechenden Druckwerte sind in Klammern den Kurvenverläufen beigelegt. Die Dichte des umgebenden Gutbettes liegt demgegenüber nur bei ca. $2300 \dots 2350 \text{ kg/m}^3$ ($\delta = 0,73 \dots 0,75$). Bei den

Dichteverläufe für $\eta = 1 \dots 2$ und $\eta \rightarrow \infty$ (Gutbett) nimmt die Dichte der Schülpe ausgehend vom Rand allmählich zu. Lediglich bei $\eta = 0,75$ ist zu erkennen, daß es im Bereich der Meßpunkte 2 und -2 zu einem Abfall der Dichtewerte kommt. Das deutet darauf hin, daß das Einzelpartikel, welches in diesem Fall vor der Kompression des Gutbettes zerkleinert wird, beim Bruch entsprechendes Material in Richtung der Meßpunkte 3 und 4 verdrängt. Dies könnte auch die Ursache für das Absinken der Druckwerte gegenüber einem spezifischen Füllungsgrad von $\eta = 1$ sein.

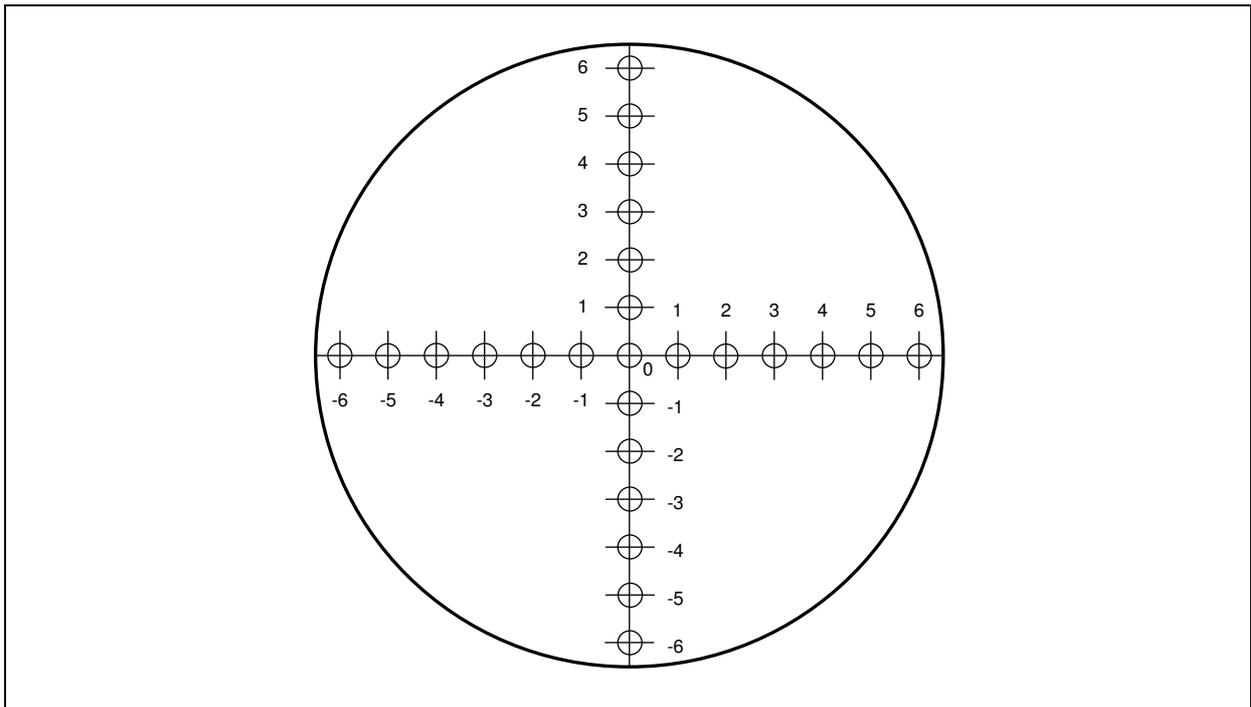


Abbildung 46: Lage der Meßpunkte bei der radiometrischen Dichteanalyse

Der Zusammenhang zwischen Verdichtungszustand und Druck kann für Gutbetten mit Gleichung (18) beschrieben werden. In Abbildung 48 ist für den Klinker C (Fraktion 3,15/5 mm) der Verdichtungsverlauf mit dieser Gleichung berechnet und in einen Druckbereich von bis zu 1000 MPa approximiert. Vergleicht man den Kurvenverlauf mit den Meßwerten, die sich aus der Dichteanalyse der Schülpfen ergeben, so ist zu erkennen, daß auch die Druckwerte unter dem Einzelpartikel tendenziell dem Verdichtungsverlauf folgen. Somit ist es möglich, die Druckwerte mittels des Verdichtungszustandes abzuschätzen.

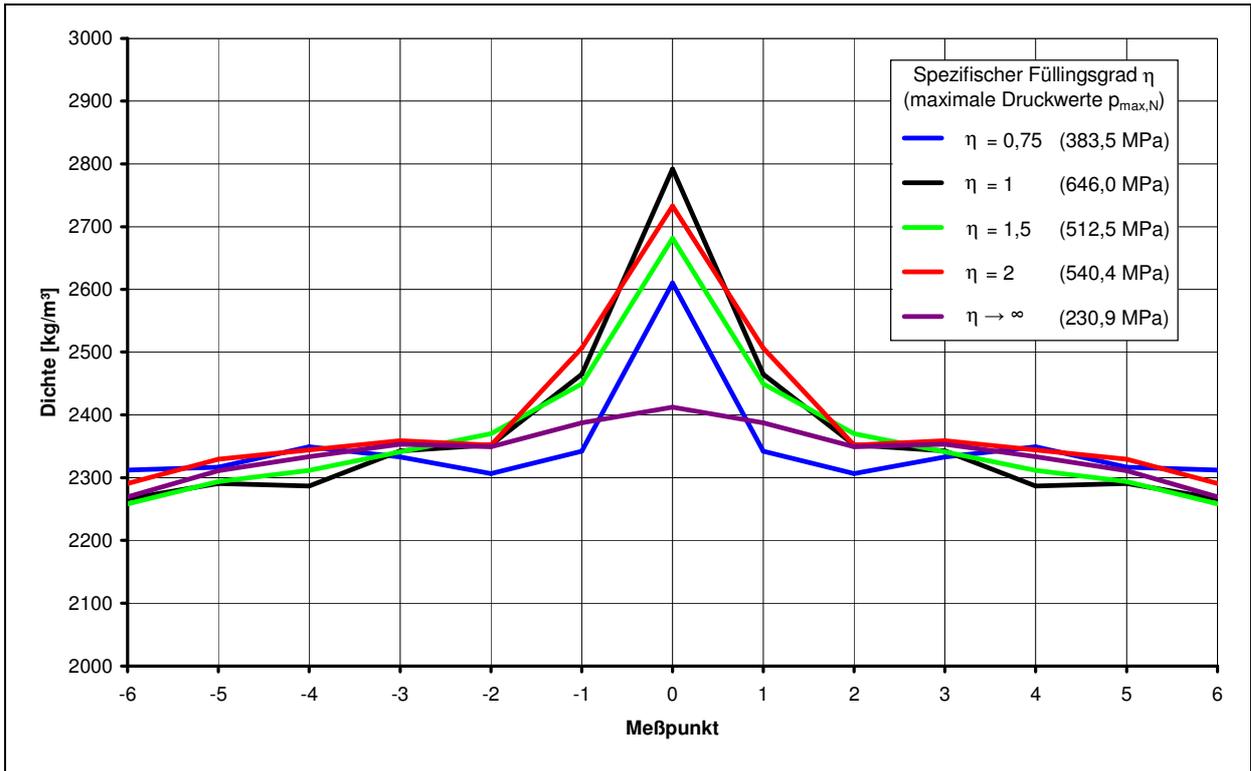


Abbildung 47: Dichteverlauf der Schülpfen in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades η

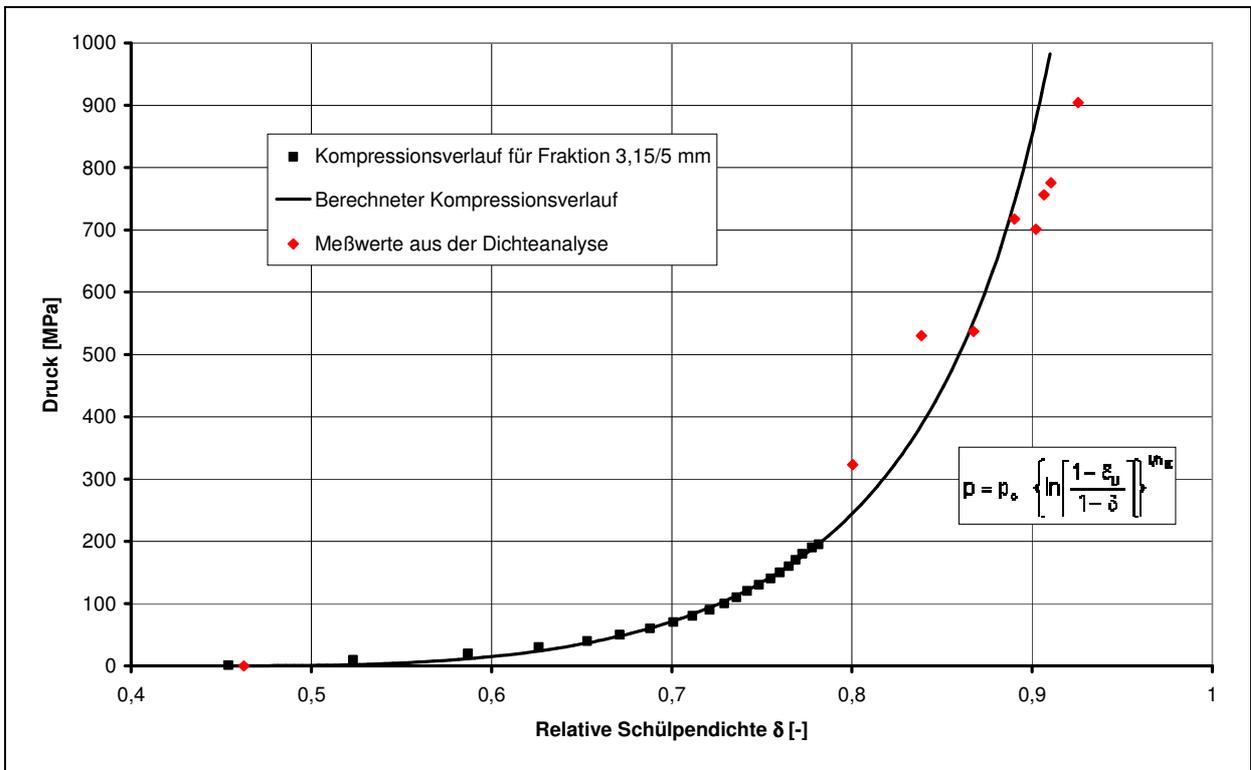


Abbildung 48: Zusammenhang zwischen Druck und Verdichtung

5.4.5 Auswirkungen auf das Zerkleinerungsverhalten

Nach der Durchführung der Druckversuche wurden die Schülpfen hinsichtlich ihrer Korngrößenverteilungen analysiert. Da bei den Klinkern A, B und D die Schülpfen nicht beständig waren, konnte die Desagglomeration direkt auf der Analysesiebmaschine erfolgen. Die Schülpfen des Klinkers C erwiesen sich demgegenüber als mechanisch beständiger und wurden deshalb in einem Pflugscharmischer desagglomert. Die Analyse erfolgte anschließend mit einer Analysesiebmaschine vom Typ AS 200 Control der Firma Retsch. In Abbildung 49 sind exemplarisch die Korngrößenverteilungen mit und ohne eingebettetem Einzelartikel für den Klinker B dargestellt.

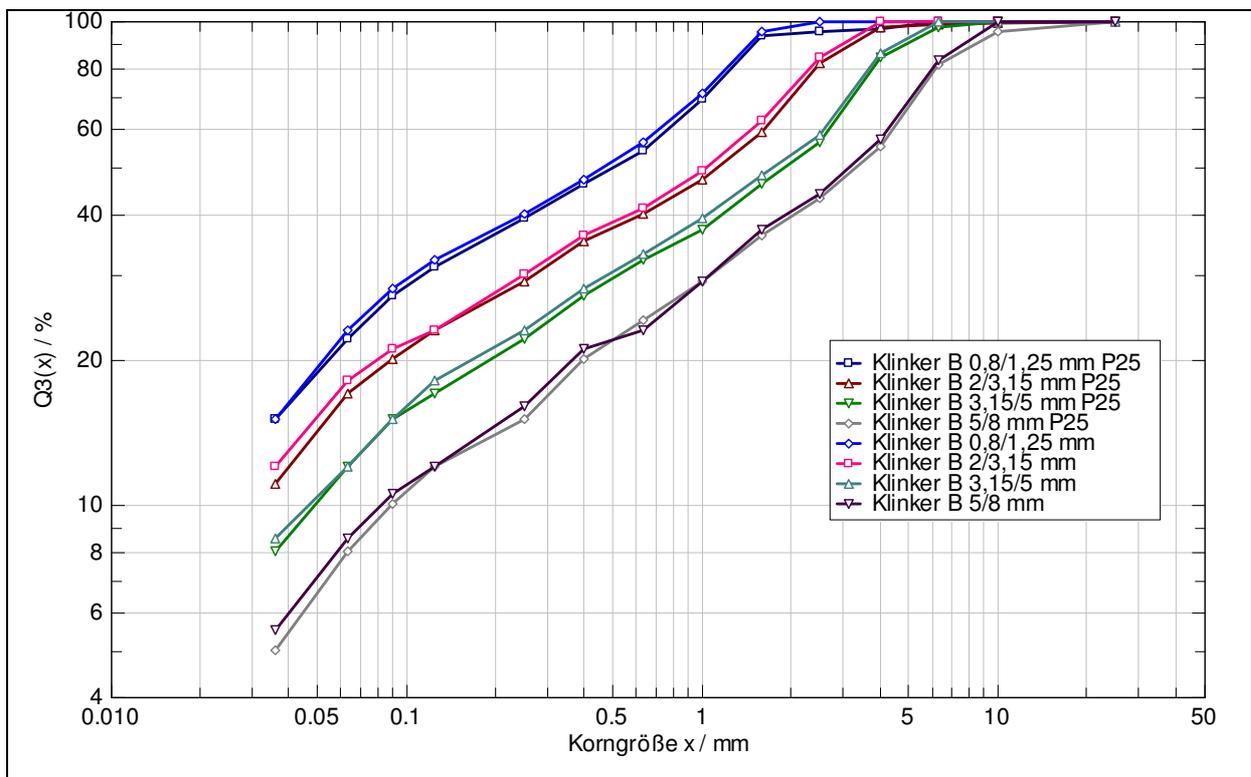


Abbildung 49: Korngrößenverteilungen mit und ohne eingebettetes Einzelartikel

Es wird deutlich, daß sich die Körnungslinien kaum voneinander unterscheiden. Trotzdem war in den Schülpfen mit den eingebetteten Einzelpartikeln stets ein höherer Grobgutanteil zu verzeichnen. Dieser entsprach in etwa der Einwaage des Einzelpartikels. Aufgrund des geringen Masseanteils des Einzelpartikels bezogen auf die Masse der Probe hatte der erhöhte Grobgutanteil aber keinen Einfluß auf die Produktkorngrößenverteilung.

Weiterhin hat auch die Kraft, die über das eingebettete Partikel abgeleitet wird, einen druckmindernden Einfluß auf das Gutbett. Die Druckminderung, die durch das eingebettete Partikel bewirkt wird, ist in Tabelle 8 in Abhängigkeit des Spitzendrucks unter dem Einzelpartikel dargestellt. Für den Bereich des Einzelpartikels wurde angenommen, daß

dieser bei der Verdichtung einen zylindrischen Körper ausbildet. Der Durchmesser soll dabei dem Durchmesser des Einzelpartikels entsprechen (Abbildung 50).

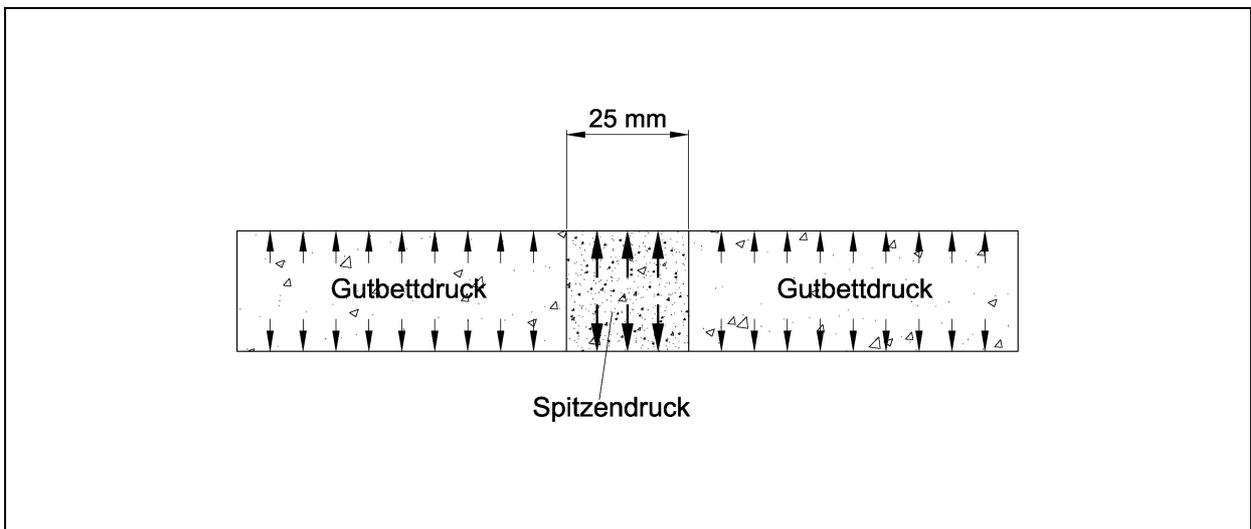


Abbildung 50: Druckmindernder Einfluß des Einzelpartikels

Tabelle 8: Resultierender Druck im Gutbett mit eingebettetem Einzelpartikel

Spitzendruck unter dem Einzelpartikel [MPa]	Resultierender Gutbettdruck [MPa]
195	195,0
300	192,4
400	189,9
500	187,4
600	184,9
700	182,4
800	179,9

Bei den vorliegenden Gutbettdrücken von ca. 200 MPa hat aber offensichtlich die Druckminderung keinen wesentlichen Einfluß auf das Zerkleinerungsergebnis. Ist im Aufgabegut ein größerer Anteil an groben Partikeln zu erwarten, können diese das Zerkleinerungsergebnis allerdings verschlechtern. Zudem können Probleme mit der Desagglomeration der zerkleinerten Einzelpartikel auftreten. Aus einer PLT-Analyse wird deutlich, daß die Festigkeit der eingebetteten Einzelpartikel nach der Beanspruchung wesentlich höher ist, als die des umgebenden Gutbettes. In Abbildung 51 sind die PLT-Festigkeiten für die Einzelpartikel vor und nach der Verdichtung sowie für das Gutbettmaterial dargestellt.

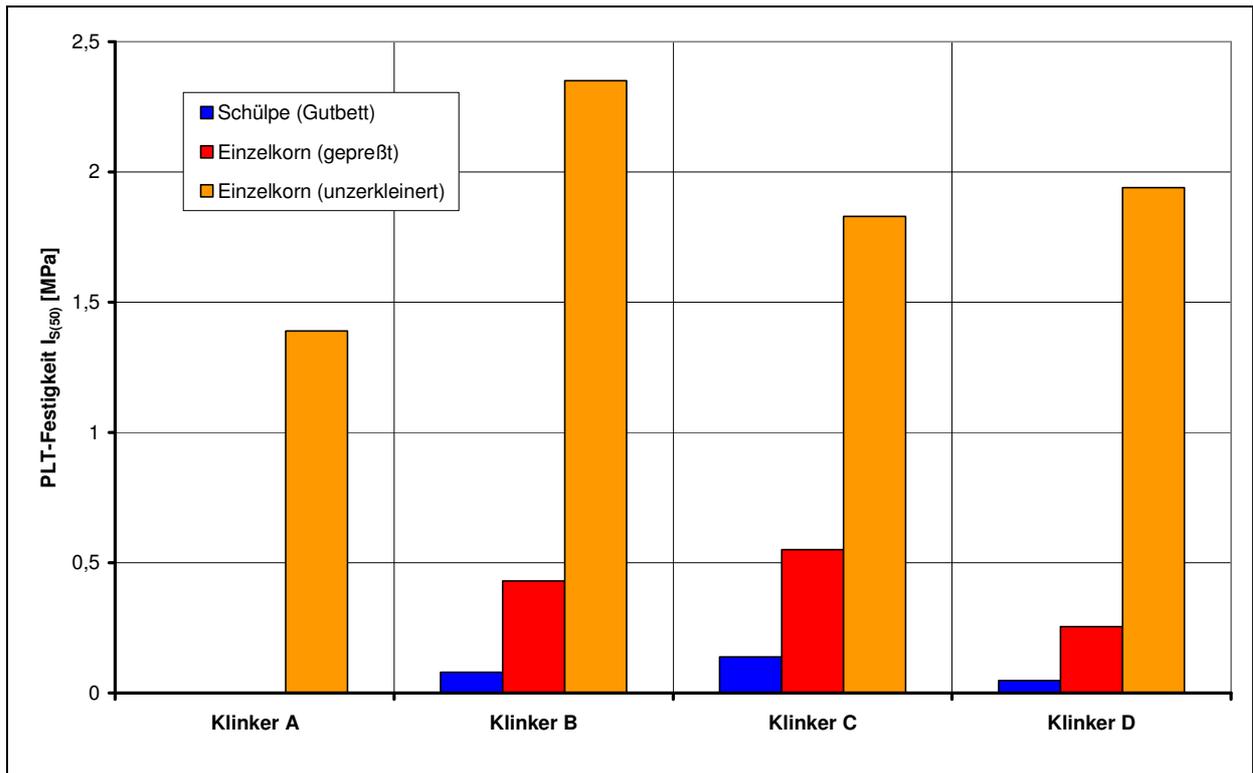


Abbildung 51: Vergleich der PLT-Festigkeiten bei unterschiedlichen Beanspruchungszuständen

Die lokalen Schülpfen der beanspruchten Einzelpartikel haben nach der Zerkleinerung und Verdichtung zwar eine wesentlich geringere Festigkeit als die unzerkleinerten Zementklinkerpartikel aber immer noch eine Festigkeit, die um das 5fache höher ist als die des umgebenden Gutbettes.

6 Modellbetrachtung zur Oberflächenbelastung

Auf der Basis der gewonnenen Untersuchungsergebnisse wird ein Modell zur Ermittlung der Belastung der Walzenoberfläche von Gutbett-Walzenmühlen entwickelt. Den Ausgangspunkt bildet eine zusammenfassende Darstellung der Haupteinflußgrößen. In Abhängigkeit dieser wird gezeigt, wie die Belastung sowohl aus der Gutbettbeanspruchung, wie auch beim Auftreten grober Einzelpartikel ermittelt werden kann. Auf der Basis dieser Erkenntnisse kann anschließend die Ermittlung der Lastkollektive erfolgen. Eine abschließende Betrachtung der Beanspruchung, welche durch Belastungen an der Walzenoberfläche hervorgerufen werden, zeigt die mögliche Schadenswirkung und liefert Grundlagen für die Konstruktion der Walzen.

6.1 Zusammenfassende Darstellung der Haupteinflußgrößen

Mit den durchgeführten Versuchen wurde gezeigt, daß die Oberflächenbelastung der Walzen von Gutbett-Walzenmühlen durch das Auftreten von groben, im Gutbett eingelagerten Einzelpartikeln, erheblich erhöht wird. Die wesentlichen Einflußgrößen sind dabei neben dem mittleren Preßdruck, der mittlere Partikeldurchmesser des Gutbettes und der spezifische Füllungsgrad. Hinsichtlich des Partikeldurchmessers des Gutbettes ergibt sich ab einer bestimmten Feinheit eine Sättigungszone, in der kein weiterer Druckanstieg zu erwarten ist. In Abbildung 52 sind die Drucküberhöhungen in der Drucktopfmitte in Abhängigkeit des Durchmesser-Verhältnisses und des mittleren Preßdruckes für alle untersuchten Klinker aufgetragen.

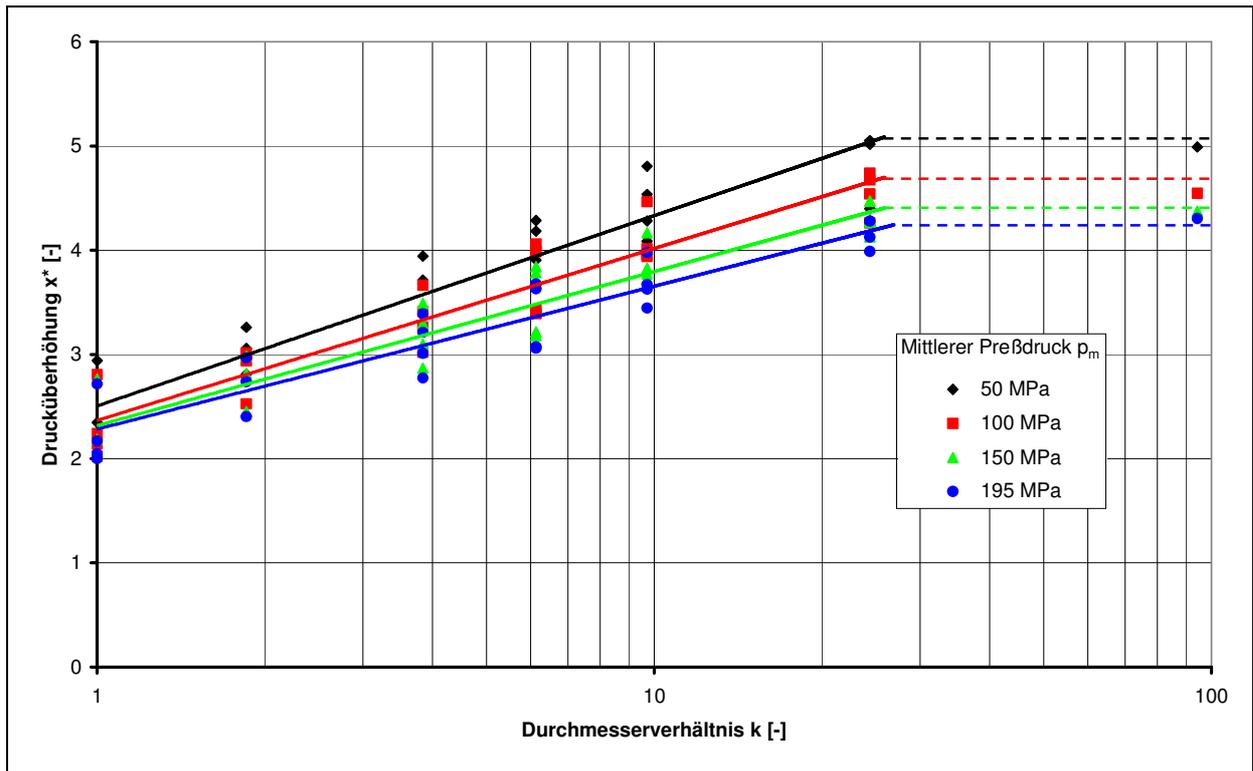


Abbildung 52: Drucküberhöhung in Abhängigkeit des Durchmesserhältnisses (alle Klinker)

Wie aus den Versuchswerten ersichtlich ist, steigt die Drucküberhöhung bis zu einem Durchmesser Verhältnis von $k = 24,4$ (Fraktion 0,8/1,25 mm) an. Für $k > 24,4$ stellt sich dann eine konstante Drucküberhöhung ein. Im realen Einsatzfall kann davon ausgegangen werden, daß aufgrund des in den meisten Fällen vorhandenen Feinanteils die Druckwerte in diesem Sättigungsbereich liegen. Die Drucküberhöhung im Sättigungsbereich x^*_s ist dann nur noch vom mittleren Preßdruck abhängig. Mit zunehmendem mittleren Preßdruck sinken die Werte der Drucküberhöhung von $x^* = 5,1$ bei 50 MPa bis auf $x^* = 4,3$ bei 195 MPa ab. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 53 dargestellt.

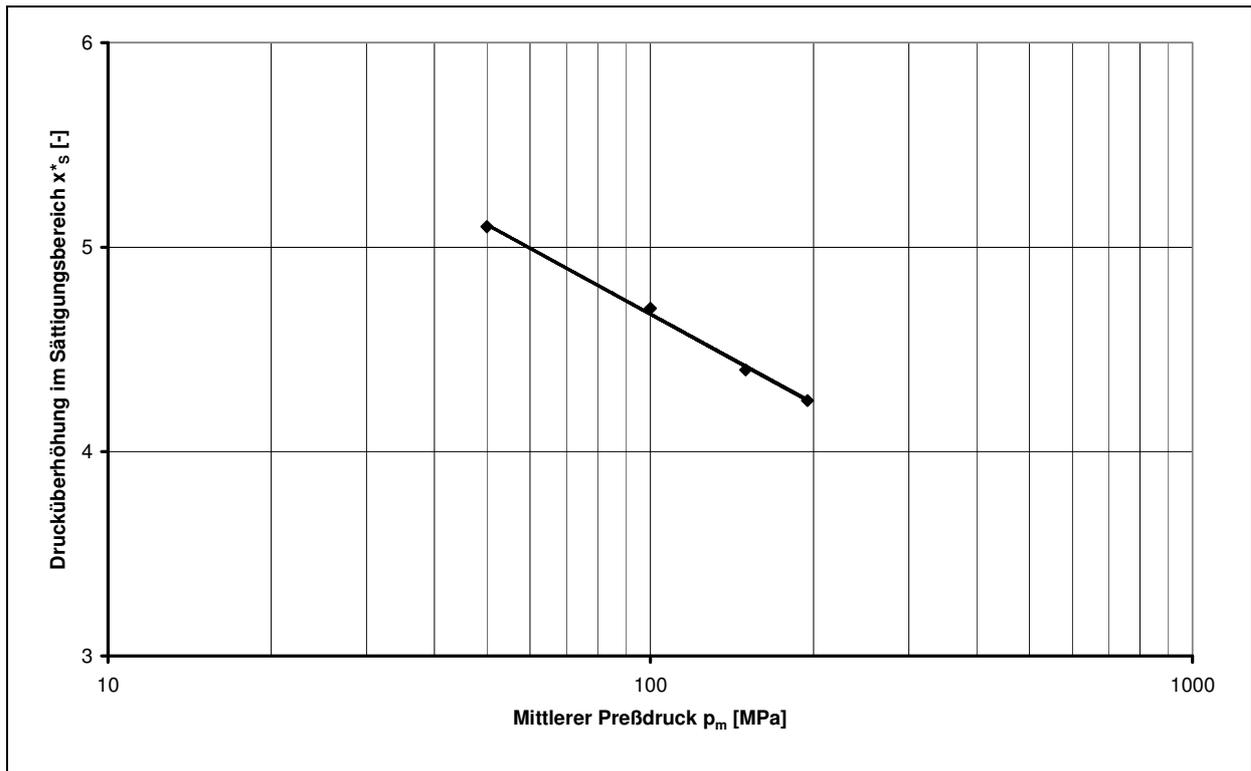


Abbildung 53: Drucküberhöhung x^*_s im Sättigungsbereich

Bei praktischen Anwendungen werden die Drucküberhöhungen bei üblichen Preßdrücken von 150 ... 200 MPa demnach im Bereich von $x^*_s \approx 4$ liegen. Die zu erwartenden Druckspitzen erreichen somit Werte von 800 MPa bei einem Füllungsgrad von $\eta = 1$.

In Abhängigkeit vom spezifischen Füllungsgrad können sich diese Werte noch verändern. Wie bereits im Abschnitt 5.4.2.2 beschrieben, kommt es bei Füllungsgraden von $\eta = 0,5$ zu einem sprunghaften Anstieg der Druckwerte. In Abbildung 54 sind noch einmal die Werte aller Klinker für die Fraktion 3,15/5 mm aufgetragen. Offensichtlich überlagern sich bei der Variation des spezifischen Füllungsgrades zwei Effekte. Zum einen kommt es bei $\eta < 1$ zur Beanspruchung des Einzelpartikels vor der Kompression des Gutbettes. Es bilden sich lokale Schülpen aus, die mit dem Gutbett weiter verdichtet werden und die genannten hohen Druckwerte verursachen. Andererseits erhöht sich mit einer vollständigen Überdeckung des Einzelpartikels mit Gutbettmaterial ($\eta \geq 1$) der „quasi-hydrostatische“ Effekt. Das führt vor allem im niedrigen Druckbereich ($p_m = 50 \dots 100$ MPa) zu einer Erhöhung der Druckwerte unter den Einzelpartikeln.

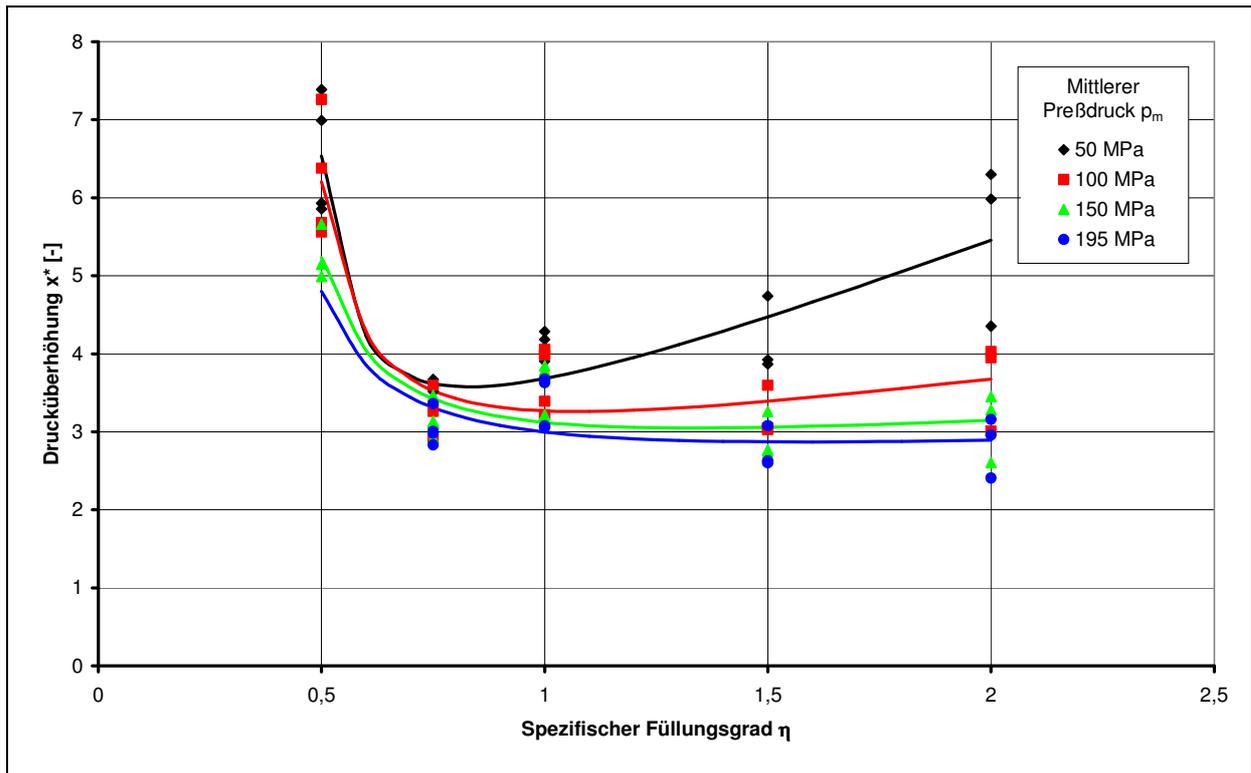


Abbildung 54: Drucküberhöhung in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades (alle Klinker)

Diese beiden genannten Effekte lassen sich gut durch einen hyperbolischen Ansatz der Form

$$\frac{p_{\max,N}}{p_m} = k_1 \cdot \frac{\eta^{k_2}}{\eta - k_3} \quad (59)$$

beschreiben. Mit den vorliegenden Datensätzen wurden die in Abbildung 54 gezeigten Kurven ermittelt, die sich mit diesem hyperbolischen Ansatz approximieren lassen. Die Regression erfolgte dabei nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate mit einem Bestimmtheitsmaß von $R = 0,81 \dots 0,85$. Die daraus ermittelten dimensionslosen Anpassungsparameter $k_1 \dots k_3$ sind in Abbildung 55 in Abhängigkeit des mittleren Preßdruckes dargestellt.

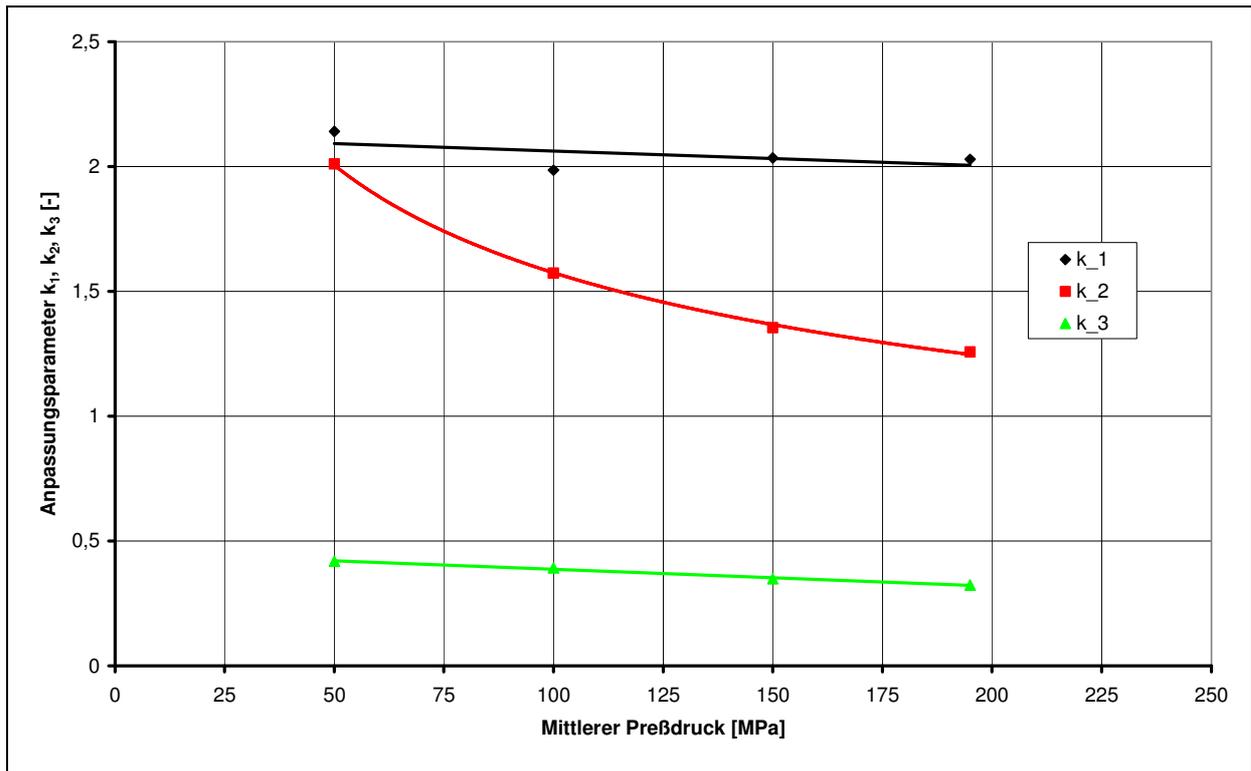


Abbildung 55: Anpassungsparameter der Regression

Die Anpassungsparameter k_1 und k_3 besitzen nahezu konstante Werte. Lediglich bei k_2 ist eine deutliche Abhängigkeit vom mittleren Preßdruck festzustellen.

Aufgrund der vorliegenden Untersuchungen kann i.d.R. von der Annahme ausgegangen werden, daß bei praktischen Anwendungen nur der spezifische Füllungsgrad für die auftretenden Drucküberhöhungen von ausschlaggebender Bedeutung ist. Wie bereits gezeigt ergibt sich für die Abhängigkeit vom Durchmesser Verhältnis k bei den häufig vorhandenen Feinheiten ($k \gg 1$) ein Sättigungsbereich. Damit gilt:

$$x^*_s = f(\eta) \quad (60)$$

Das bedeutet, daß die Druckwerte, die durch die großen Einzelpartikel hervorgerufen werden, im Wesentlichen von den geometrischen Verhältnissen im Walzenspalt abhängig sind. Sinnvollerweise ist beim Betrieb von Gutbett-Walzenmühlen ein möglichst großer Arbeitsspalt vorzusehen, um möglichst große spezifische Füllungsgrade zu erzielen. Der Arbeitsspalt ist nach Gleichung (34) vom Kompressionsverhalten und Walzendurchmesser abhängig. Da das Kompressionsverhalten materialspezifisch ist, sollten somit große Walzendurchmesser gewählt werden, um einen großen Arbeitsspalt zu gewährleisten und die auftretenden Druckbelastungen zu minimieren.

Nach der Betrachtung der Haupteinflüsse auf die Belastung der Walzenoberfläche erfolgt nun die Ermittlung des Belastungskollektivs.

6.2 Ermittlung des Belastungskollektivs

Während des Betriebes von Maschinen wirken auf die Bauteile gewollte und ungewollte Belastungen. Belastungen sind äußere Kräfte und Momente, die in Maschinenbauteilen Beanspruchungen hervorrufen. Gewollte Belastungen sind solche, die zur Erfüllung der Funktion der Bauteile erforderlich sind. Ungewollte Belastungen hingegen sind unerwünschte Vorgänge. Solche unerwünschten Belastungen treten bei Gutbett-Walzenmühlen durch die im Aufgabematerial enthaltenen groben Einzelpartikel auf, die die Walzenoberfläche zusätzlich schädigen können.

Hinsichtlich des zeitlichen Verlaufs besteht kein Unterschied zwischen Belastung und Beanspruchung. Für beide Erscheinungen sind die gleichen Verfahren zur Beschreibung und Analyse anwendbar [53]. Beispiele für zeitliche Verläufe von Belastungen sind in Abbildung 56 dargestellt.

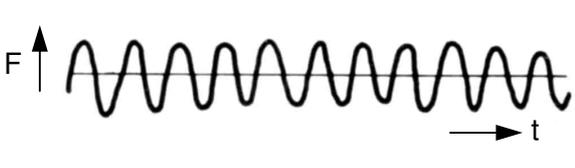
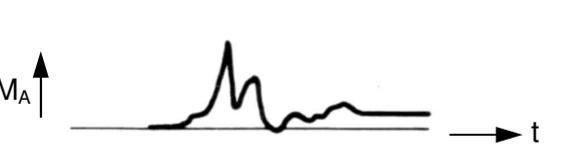
Beispiel	Belastungs-Zeit-Verlauf
Koppel eines Schwingförderers	
Stütze bei der Behälterfüllung	
Kupplung beim Anfahrvorgang	
Achsschenkel bei der Straßenfahrt	

Abbildung 56: Verschiedene Belastungs-Zeit-Verläufe

Diese wenigen Beispiele zeigen bereits die Vielfalt der möglichen Belastungen und der daraus resultierenden Beanspruchungen.

Die Ursachen für die auftretenden Beanspruchungen lassen sich in drei Bereiche unterteilen:

- Fertigungsprozeß
- Funktionserfüllung
- Schwingungssystem

Die fertigungsbedingten Beanspruchungen können zum Beispiel Eigenspannungen sein, wie sie auch beim Auftragen des Verschleißschutzes bei Gutbett-Walzenmühlen (Aufschweißung, Bandagen) auftreten. Die Beanspruchungen aus der Funktionserfüllung sind vor allem durch das Eigengewicht (Durchbiegung, Torsion) und das Zerkleinern und Verdichten von Material ohne die kritischen Partikel geprägt. Das Auftreten von groben Einzelpartikeln führt zu einer zusätzlichen dynamischen Beanspruchung der Walzenoberfläche.

Grundsätzlich werden statische und dynamische Belastungs-Zeit-Verläufe unterschieden. Ein statischer Verlauf ist zeitlich unverändert und tritt bei der Oberflächenbelastung der Gutbett-Walzenmühle nur bei Verwendung aufgeschrumpften Bandagen auf. Die dynamischen Verläufe lassen sich in die in Abbildung 57 dargestellten Fälle untergliedern.

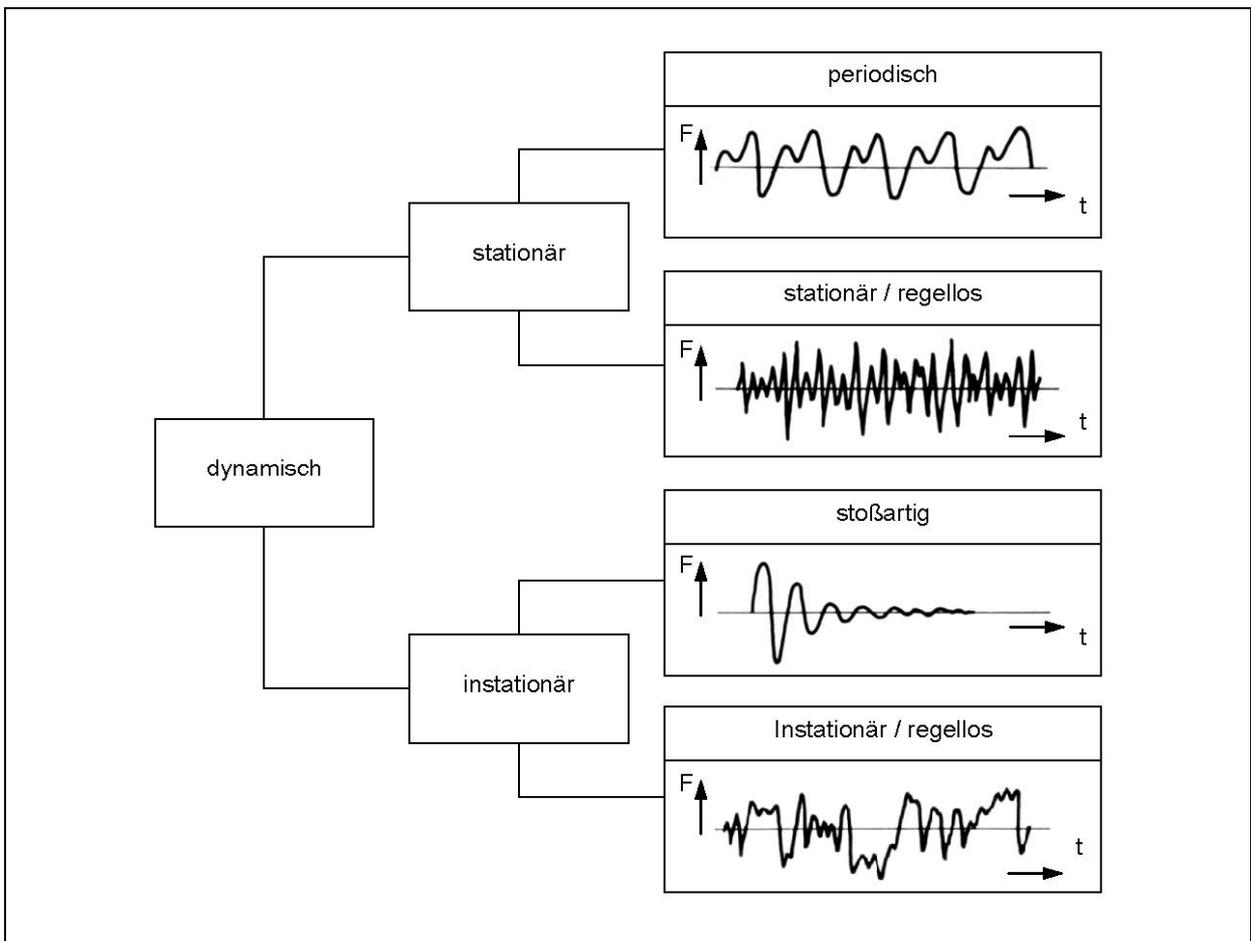


Abbildung 57: Gliederung der Belastung nach dem zeitlichen Verlauf nach [53]

Bei der Gutbett-Walzenmühle liegt bei der reinen Gutbettbeanspruchung im Betrieb ein stationärer, periodischer Verlauf der äußeren Belastung auf die Walzenoberfläche vor. Dieser ist abhängig von der Umfangsgeschwindigkeit, dem Walzendurchmesser und den Druckverhältnissen in der Gutbettzone. Das heißt, der zeitliche Verlauf ist durch periodische Wiederholungen nach einer endlichen Zeit gekennzeichnet. Die Belastungen unterscheiden sich beim Auftreten der groben Einzelpartikel nur in der Höhe der Amplituden. Von Bedeutung ist vor allem die Lage der Schwingspiele bezüglich der Nulllinie. Belastungen, deren Amplituden die Nulllinie schneiden, werden als wechselnd bezeichnet. Liegen die Amplituden oberhalb oder unterhalb der Nulllinie, liegt eine Schwellbelastung vor. Ausgehend vom Druckverlauf in der Gutbettzone der Mühle, ergibt sich folgender prinzipieller Belastungsverlauf für einen beliebigen Punkt auf der Walzenoberfläche bei einer kompletten Walzenumdrehung:

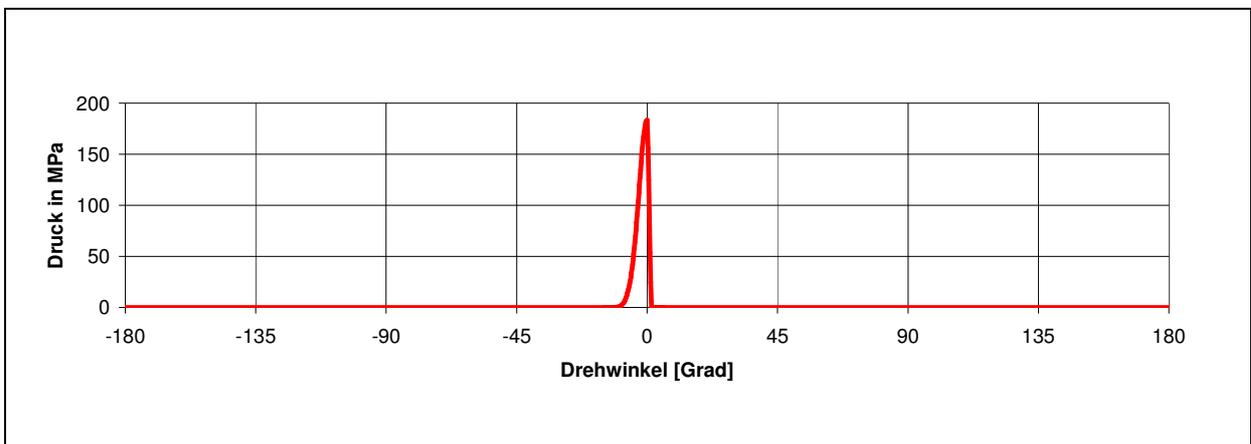


Abbildung 58: Prinzipieller Normaldruckverlauf aus der Gutbettbeanspruchung für eine Walzenumdrehung

Zur Ermittlung der Belastung können statistische Zählverfahren angewendet werden. Die Umsetzung des analogen Verlaufs in zählbare Ereignisse erfolgt dabei durch eine Einteilung des Wertebereichs in Klassen zur Einordnung der Funktionswerte (Druckwerte). Diese Verfahren werden auch Klassierverfahren genannt. Man unterscheidet ein- und mehrparametrische Verfahren in Abhängigkeit der Schwingspielkenngrößen. Die größte praktische Bedeutung erlangten einparametrische Verfahren zur Erfassung der Amplitude oder des Extremwertes und zweiparametrische Verfahren zur Erfassung der Schwingspielkenngrößen durch zwei Kennwerte (z.B. Maximum und Minimum oder Amplitude und Mittelwert). In Anlehnung an diese Verfahren kann auch die Ermittlung der Belastung der Oberfläche von Gutbett-Walzenmühlen erfolgen. Dazu wird ein einparametrisches Verfahren angewendet, wobei die Extremwerte in entsprechende Klassen eingeteilt werden.

Die Druckbelastungen, die bei der Zerkleinerung in Gutbett-Walzenmühlen auftreten, lassen sich in zwei Komponenten unterteilen, die Belastung aus der Gutbettzerkleinerung und die Belastungen, die durch die groben Einzelpartikel hervorgerufen werden.

Die aus der Gutbettbeanspruchung resultierende Belastung ist vom Preßdruck p_p und dem Kompressionsverhalten des Zerkleinerungsmaterials bestimmt. Ein Punkt auf der Walzenoberfläche wird beim Passieren der Gutbettzone dem Druck im Mahlsplatt ausgesetzt und die Belastung tritt damit zyklisch und schwellend auf. Allgemein gilt also:

$$p = p_p(t) \quad (61)$$

Für die Belastung der Walzen ist dabei nur der Maximalwert des Preßdruckes $p_{P,max}$ und die Häufigkeit der Ereignisse von Bedeutung. Zur Bestimmung von $p_{P,max}$ können die im Abschnitt 3.4 beschriebenen Beziehungen genutzt werden. Der zeitliche Verlauf bzw. die Häufigkeit des Auftretens der Ereignisse ist von der Walzendrehzahl n_W abhängig. Durch Multiplikation der maximalen Belastung mit der Walzendrehzahl erhält man die Belastungsrate B_G aus der reinen Gutbettbeanspruchung:

$$B_G = n_W \cdot p_{P,max} \quad (62)$$

Durch das Auftreten von großen Einzelpartikeln, werden die in Abschnitt 5 untersuchten hohen Belastungen auf der Walzenoberfläche hervorgerufen. Diese Lastspitzen $p_{E,max}$ überlagern die Dauerlast $p_{P,max}$, die vom Gutbett ausgeübt wird. Die Drücke $p_{E,max}$ treten zufällig mit der Häufigkeit n_E auf. Man erhält somit für die Belastungsrate B_E aus der Beanspruchung durch die eingebetteten Einzelpartikel:

$$B_E = n_E \cdot p_{E,max} \quad (63)$$

Die Beschreibung der Häufigkeit n_E kann mit statistischen Methoden erfolgen. Dazu müssen zunächst die Einzelpartikel charakterisiert und in entsprechende Klassen eingeteilt werden, denen dann ein aus Versuchen ermittelter Druck zugeordnet wird. Der Bereich der Klassen richtet sich nach den in Abschnitt 4 beschriebenen Belastungsfällen. Die obere Grenze bildet der maximale Aufgabekorndurchmesser $d_{P,max}$ nach Gleichung (37). Als untere Grenze wird in Anlehnung an das Versuchsprogramm von Partikeln ausgegangen, die einen Durchmesser besitzen, der der Arbeitsspaltweite s der Gutbett-Walzenmühle entspricht. Bei den üblichen Verdichtungsverhältnissen entspricht das einer Spaltweite zu Beginn der Kompression von $s_0 \approx 1,7 \dots 1,8 \cdot s$.

Um die Partikel stochastisch zu erfassen, werden alle Einzelpartikel nach Gleichung (63) in ein Raster mit der Klassenanzahl i eingeteilt. Die Belastung erhält man somit aus den Belastungen $B_{E,i}$ der einzelnen Klassen, mit $i = 1, 2, \dots, n$:

$$B_E = \begin{pmatrix} n_{E,1} \cdot p_{E,max,1} \\ n_{E,2} \cdot p_{E,max,2} \\ \vdots \\ n_{E,n} \cdot p_{E,max,n} \end{pmatrix} \quad (64)$$

Für die Anzahl der Klassen i bieten sich aus Gründen der einfachen Erfassung der Partikel z.B. die Kornklassen einer Siebanalyse an. Bevorzugt sollten dabei die Siebweiten nach bekannten Normreihe [54] verwendet werden.

Tabelle 9: Normreihen nach DIN 323 [54]

Normreihe		
R5	R10	R20
1,00	1,00	1,00
		1,12
	1,25	1,25
1,60	1,60	1,40
		1,60
	2,00	1,80
		2,00
2,50	2,50	2,24
		2,50
	3,15	2,80
		3,15
		3,55
4,00	4,00	4,00
		4,50
	5,00	5,00
		5,60
6,30	6,30	6,30
		7,10
	8,00	8,00
		9,00
$q_5 \approx 1,60$	$q_{10} \approx 1,25$	$q_{20} \approx 1,12$

Durch die Ermittlung der Volumen- oder Masseverteilung aus der Siebanalyse wird es möglich, über die Berechnung von äquivalenten Korngrößen die Anzahlverteilung der Einzelkörner zu ermitteln. Für die Darstellung sollen volumengleiche, kugelförmige Partikel verwendet werden, wobei die gesamte Fraktion das gleiche Volumen $V_{F,i}$ wie z_i Partikel mit dem Volumen V_i besitzen:

$$V_{F,i} = z_i \cdot V_i \quad (65)$$

Für z_i gilt nach Einführung des volumengleichen Durchmessers d_i :

$$z_i = \frac{6 \cdot V_{F,i}}{\pi \cdot d_i^3} \quad (66)$$

Für d_i wird der mittlere Fraktionsdurchmesser verwendet. Dieser ergibt sich aus:

$$d_i = \frac{d_{o,i} + d_{u,i}}{2} \quad (67)$$

Das Volumen der Fraktion $V_{F,i}$ kann durch deren Masse $m_{F,i}$ und die Rohdichte ρ_{Roh} ausgedrückt werden. Durch Einsetzen erhält man schließlich für die Partikelanzahl der i -ten Partikelklasse:

$$z_i = \frac{48 \cdot m_{F,i}}{\pi \cdot \rho_{Roh} \cdot (d_{o,i} + d_{u,i})^3} \quad (68)$$

Führt man den Massestrom $\dot{m}_{F,i}$ ein, so erhält man schließlich die Belastungsrate für die gesamte Walze:

$$\dot{z}_i = \frac{48 \cdot \dot{m}_{F,i}}{\pi \cdot \rho_{Roh} \cdot (d_{o,i} + d_{u,i})^3} \quad (69)$$

Der nächste Schritt der Modellierung besteht darin, zu ermitteln, an welchem Punkt der Walzenoberfläche und mit welcher Häufigkeit die Belastungen an diesen Stellen hervorgerufen werden. Dazu soll die Walzenoberfläche in kleine Flächenabschnitte mit der Länge l_i und der Breite b_i unterteilt werden (Abbildung 59).

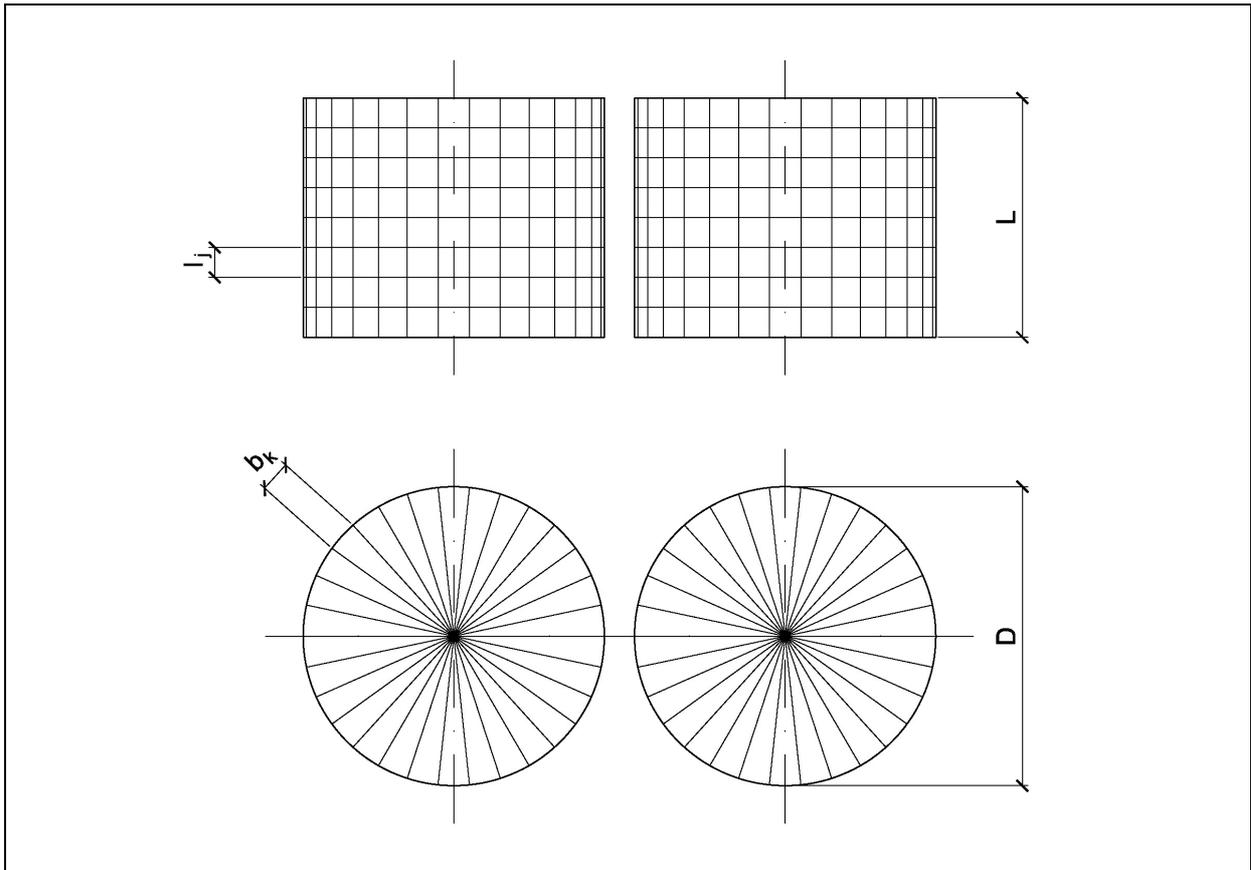


Abbildung 59: Segmentierung der Walzenoberfläche einer Gutbett-Walzenmühle

Die Segmentbreite soll sowohl in axialer wie auch radialer Richtung gleich der Arbeitsspaltweite, als unterem Grenzwert des Einzelkornbereiches, sein. Diese Festlegung wurde willkürlich getroffen und kann jederzeit angepaßt werden. Nach Abbildung 59 ist die Walzenlänge L die Summe aus den Segmentlängen l_j :

$$L = \sum_{j=1}^t l_j \quad (70)$$

Der Walzenumfang U ist analog die Summe aus den Bogenmaßabschnitten b_k :

$$U = \sum_{k=1}^u b_k \quad (71)$$

Die Anzahl der Flächenelemente (Ereignisorte) z_F ergibt sich demnach aus dem Quotient der Gesamtoberfläche A_O und der einzelnen Flächenelemente A_F :

$$z_F = \frac{A_o}{A_F} \quad (72)$$

Mit dem Walzendurchmesser und der Walzenlänge ergibt sich unter der Annahme $l_j = b_i = s$:

$$z_F = \frac{\pi \cdot L \cdot D}{s^2} \quad (73)$$

Aus den Gleichungen (69) und (73) kann die Belastungsrate $n_{E,i}$ eines jeden Segments der Walzenoberfläche ermittelt werden.

$$n_{E,i} = \frac{\dot{z}_i}{z_F} \quad (74)$$

In Abhängigkeit der Partikelgröße verursacht jede Klasse eine bestimmte Belastung, die aus Versuchen gewonnen werden kann (Abschnitt 5).

Schließlich wird in Gleichung (64) die Drucküberhöhung eingeführt. Somit erhält man für die Belastung B_E schließlich:

$$B_E = \begin{pmatrix} n_{E,1} \cdot x_1^* \\ n_{E,2} \cdot x_2^* \\ \vdots \\ n_{E,n} \cdot x_n^* \end{pmatrix} \cdot p_{P,max} \quad (75)$$

mit $x_i^* = f(\eta, k)$

Da der maximale Preßdruck $p_{P,max}$ nach [22] ein axiales Druckprofil ausbildet, kann die Gleichung für das Belastungskollektiv erweitert werden, so daß sich der Preßdruck für einen beliebigen Punkt auf der Walzenoberfläche ermitteln läßt. Die normierte Längenkoordinate λ aus Gleichung (27) hat den Wertebereich $-0,5 \leq \lambda \leq 0,5$. Diskretisiert man diese Koordinate in Abhängigkeit der Längenelemente l_j nach Abbildung 59 erhält man

$$\lambda_j = \frac{l_j \cdot \left(j - \frac{1}{2} \right) - \frac{L}{2}}{L} \quad (76)$$

mit $l_j = 1 \dots t$.

Die Anzahl der Längenelemente $j = t$ ergibt sich hierbei aus:

$$t = \frac{L}{s} \quad (77)$$

Neben dem axialen Druckprofil wird auch der Massestrom zu den Walzenrändern hin abfallen und beeinflusst damit die Belastungsrate $n_{E,i}$. Allgemein gilt für den Massestrom nach Gleichung (11):

$$\dot{m} = \delta \cdot \rho_R \cdot s \cdot L \cdot v_U \quad (78)$$

Durch eine Diskretisierung erhält man die Teilmasseströme \dot{m}_j in Abhängigkeit der Längenelemente l_j :

$$\dot{m}_j = \delta_j \cdot \rho_R \cdot s \cdot l_j \cdot v_U \quad (79)$$

Wobei sich die relative Schüttdichte δ_j durch Umstellen der Verdichtungsfunktion nach *Schwechten* [5] und dem Druckprofil nach *Lubjuhn* [22] abschätzen läßt:

$$\delta_j = 1 - \frac{1 - \delta_0}{e^{\left(\frac{p_j}{p_C}\right)^{n_k}}} \quad (80)$$

Mit

$$p_j = p_{P,\max} \left[1 - (2|\lambda_j|)^m \right] \quad (81)$$

Die Summe der Teilmasseströme \dot{m}_j entspricht dabei dem Gesamtmassestrom \dot{m} :

$$\dot{m} = \sum_{j=1}^t \dot{m}_j \quad (82)$$

Mit Hilfe der Diskretisierung des Druckes und Massestroms läßt sich die Belastungsrate für ein beliebiges Flächenelement genauer beschreiben. Durch Erweiterung der Gleichungen (69),(73) und (74) erhält man:

$$\dot{z}_{ij} = \frac{48 \cdot \dot{m}_{F,ij}}{\pi \cdot \rho_{\text{Roh}} \cdot (d_{o,i} + d_{u,i})^3} \quad (83)$$

und

$$z_{F,j} = \frac{\pi \cdot l_j \cdot D}{s^2} \quad (84)$$

bzw.

$$n_{E,ij} = \frac{\dot{z}_{ij}}{z_{F,j}} \quad (85)$$

Somit ergibt sich schließlich für das Belastungskollektiv:

$$B_E(\lambda_j) = \begin{pmatrix} n_{E,1j} \cdot x_1^* \\ n_{E,2j} \cdot x_2^* \\ \vdots \\ n_{E,nj} \cdot x_n^* \end{pmatrix} \cdot p_{p,\max} \left[1 - (2|\lambda_j|)^m \right] \quad (86)$$

mit $l_j = 1 \dots t$.

Die aus dem Belastungskollektiv nach Gleichung (86) erhaltenen Werte können anschließend zu einer Lebensdauerberechnung genutzt werden. Die Vorgehensweise soll anhand von Tabelle 10 und Anlage F verdeutlicht werden. Zunächst werden der Bereich der Einzelkörner in entsprechende Partikelklassen unterteilt und die Korngrenzen definiert. Mit Hilfe des spezifischen Füllungsgrades η , dem maximalen Preßdruck $p_{p,\max}$ in der Gutbettzone der Gutbett-Walzenmühle und der entsprechenden Drucküberhöhung, wird der maximale Druck unter den Einzelpartikeln $p_{E,\max}$ ermittelt. Das Korngrößenverhältnis k kann bei praktischen Anwendungen vernachlässigt werden, da die Druckwerte aufgrund der vorhandenen Feinheiten im Sättigungsbereich liegen (siehe Abschnitt 5.4.3.1). Die Belastungsrate \dot{z}_{ij} wird mit Hilfe des Fraktionsmassesstroms $\dot{m}_{F,ij}$ berechnet, wobei dieser aus der Probemasse der Siebanalyse m_p , der Fraktionsmasse $m_{F,l}$ und dem zu erwartenden Teilmassesstrom \dot{m}_j bestimmt werden kann:

$$\dot{m}_{F,ij} = \frac{m_{F,i} \cdot \dot{m}_j}{m_p} \quad (87)$$

Die Häufigkeit des Auftretens der einzelnen Partikel $n_{E,ij}$ und somit der Druckspitzen ergibt sich nach Gleichung (85). Die Anzahl der Ereignisorte $z_{F,j}$ wird dabei mit Gleichung (84) bestimmt.

Bei einer vorgegebenen Betriebsdauer kann schließlich aus der Belastungsrate je Walzensegment $n_{E,ij}$ die Anzahl der Lastspitzen pro Zeiteinheit ermittelt und für die Aufstellung des Lastkollektivs bzw. eine Lebensdauerberechnung genutzt werden.

Tabelle 10: Maske für die Ermittlung des Lastkollektivs

Kornklasse	untere Korngrenze	obere Korngrenze	spez. Füllungsgrad	Spitzendruck	Fraktionsmasse	Fraktionsmassestrom	Belastungsrate (gesamt)	Belastungsrate je Walzensegment
i	d_u	d_o	η	$p_{E,max}$	$m_{F,i}$	$\dot{m}_{F,ij}$	\dot{z}_{ij}	$n_{E,ij}$
	[mm]	[mm]	[-]	[MPa]	[kg]	[kg/s]	[s ⁻¹]	[s ⁻¹]
1								
2								
3								
⋮								
n-1								
n								

In Anlage F ist ein Beispiel für die Ermittlung eines Lastkollektivs für eine Gutbett-Walzenmühle mit einem Walzendurchmesser von $D = 1000$ mm und einer Walzenlänge von $L = 1000$ mm gegeben. Die Mühlen- und Verfahrensparameter entsprechen dabei den in Abbildung 11 verwendeten Daten für die Berechnung des Normal- und Schubspannungsverlaufs.

Nach der Aufstellung des Lastkollektivs ist es für die Konstruktion betriebssicherer Mahlwalzen wichtig die auftretenden Spannungen zu analysieren, die in den Walzenkörpern durch die äußeren Belastungen hervorgerufen werden.

6.3 Beanspruchung der Walzenoberfläche

Die aus den beschriebenen Oberflächenbelastungen resultierenden Beanspruchungen können ebenfalls, analog den Belastungen, in zwei Fälle unterteilt werden. Zum einen tritt durch die reine Gutbettbeanspruchung eine periodische Werkstoffbeanspruchung auf, deren maximaler Wert sich auf den Bereich des engsten Spaltes erstreckt. Die Belastung soll vereinfacht als Linienlast angesehen werden. Zum anderen treten durch die groben Einzelpartikel punktuelle Belastungen auf der Walzenoberfläche auf. Die mechanischen Ersatzmodelle sind in Abbildung 60 dargestellt.

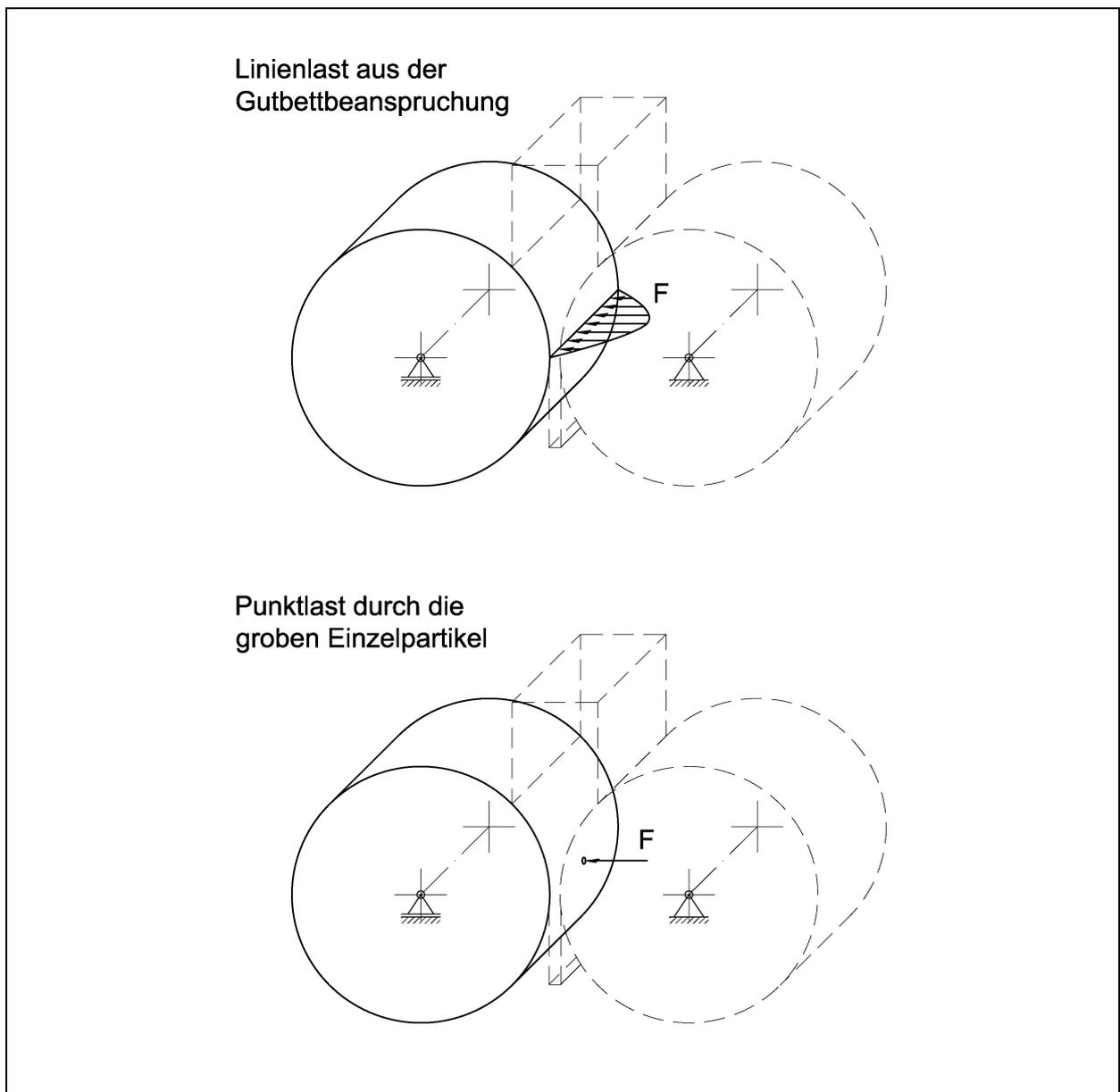


Abbildung 60: Mechanische Ersatzmodelle für die Oberflächenbelastung

Mit Hilfe der *Hertz*chen Theorie sollen die hervorgerufenen Spannungen im Walzenkörper nachfolgend abgeschätzt werden.

6.3.1 Werkstoffbeanspruchung aus der Gutbettbeanspruchung

Im vorliegenden Fall der Gutbett-Walzenmühle ist der Walzenumfang in Bezug auf die Beanspruchungszone sehr groß. Somit können die durch die Linienlast bzw. die aus der Gutbettbeanspruchung hervorgerufenen Spannungen mit dem *Hertz*schen Sonderfall des Linienkontaktes (Rolle – Ebene) beschrieben werden (Abbildung 61). *Hertz* [55] beschrieb die grundlegenden Zusammenhänge zwischen den Größen Belastung, Druckfläche, Flächenpressung und Annäherung bei der Berührung allseitig gekrümmter Körper. Die Voraussetzungen, auf denen dabei die Spannungs- und Verformungsermittlung beruht, sind

- Isotropie und Homogenität des Werkstoffs
- Gültigkeit des *Hook*schen Gesetzes
- Schubspannungsfreiheit in der Druckfläche (Reibungseinflüsse bleiben unberücksichtigt)
- die Druckflächen sind im Vergleich zu den Körperabmessungen sehr klein und eben.
- vereinfacht wird für den vorliegenden Fall angenommen, daß die Linienlast in axialer Richtung konstant ist.

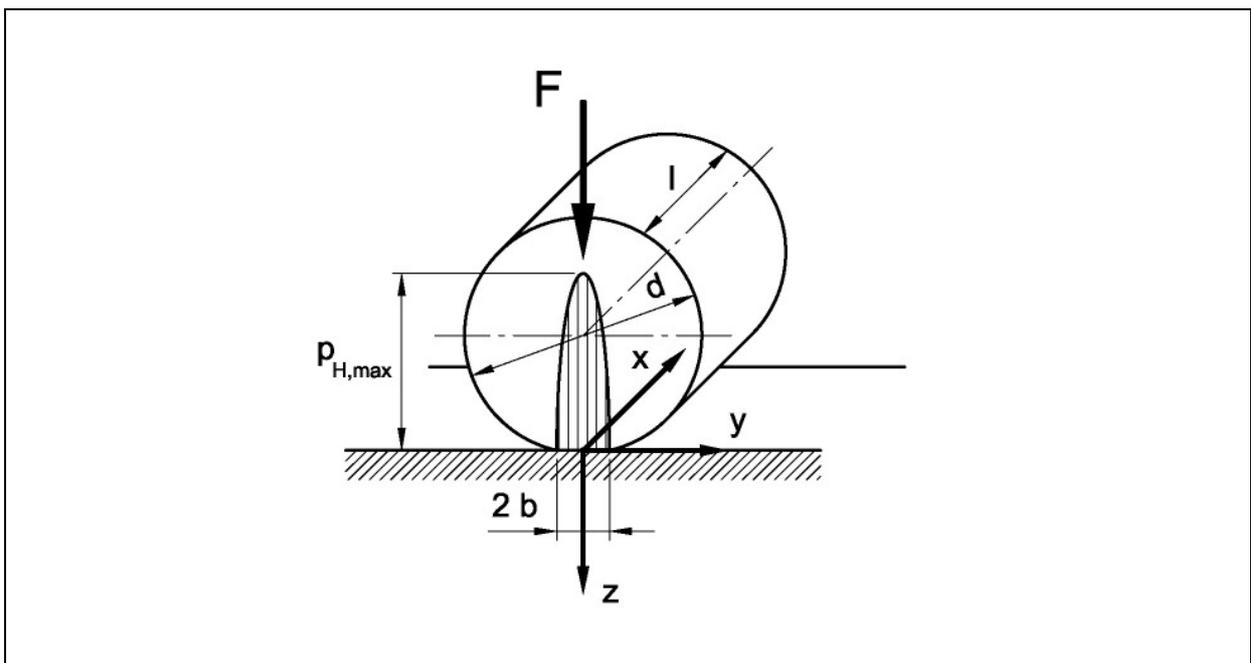


Abbildung 61: Geometrie bei *Hertz*scher Pressung und Linienkontakt (Zylinder-Ebene)

Die maximale Flächenpressung $p_{H,max}$ und die halbe Breite der Druckfläche b erhält man bei Linienberührung nach *Hertz* aus:

$$p_{H,max} = \sqrt{\frac{F \cdot E}{\pi \cdot d \cdot l \cdot (1 - \nu^2)}} \quad (88)$$

bzw.

$$b = \sqrt{\frac{4 \cdot F \cdot (1 - \nu^2) \cdot d}{\pi \cdot E \cdot l}} \quad (89)$$

Zur Abschätzung der Beanspruchung können die Oberflächenbelastungen verwendet werden, die durch die Kompression des Gutbettes entstehen. Dazu sind die im Abschnitt 3.4 angegebenen Beziehungen heranzuziehen. Die maximale Flächenpressung ergibt sich somit aus dem maximalen Druck in der Gutbettzone und die Breite der Druckfläche $2b$ aus dem Bereich der maximalen Belastung. Es soll gelten:

$$p_{H,\max} = p_{P,\max} \quad (90)$$

Der Bereich der maximalen Flächenpressung ist dabei sehr klein. Bei Betrachtung der in [22] dargestellten Druckdiagramme kann davon ausgegangen werden, daß sich diese über einen kleinen Winkel ($\varphi \approx 2 \dots 3^\circ$) erstreckt. Die Breite der Druckfläche ergibt sich damit in Abhängigkeit des Walzendurchmessers aus

$$2b \approx D \cdot \sin \varphi \quad (91)$$

Aufgrund der *Hertz*schen Pressung findet eine sich in die Tiefe des Halbraumes erstreckende Werkstoffbeanspruchung statt. Ausgehend von einer in Richtung der Druckflächenbreite $2b$ elliptisch und in Richtung der Länge l konstanten Druckverteilung, errechnen sich die Spannungen für den ebenen Spannungszustand folgendermaßen:

$$\frac{\sigma_z}{p_{H,\max}} = -\frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{z}{b}\right)^2}} \quad (92)$$

$$\frac{\sigma_y}{p_{H,\max}} = 2 \cdot \left(\frac{z}{b}\right) \cdot \frac{1 + 2 \cdot \left(\frac{z}{b}\right)^2}{\sqrt{1 + \left(\frac{z}{b}\right)^2}} \quad (93)$$

$$\frac{\tau}{p_{H,\max}} = \frac{z}{b} \frac{\left(\frac{z}{b}\right)^2}{\sqrt{1 + \left(\frac{z}{b}\right)^2}} \quad (94)$$

Die Schubspannungen erreichen nach der *Hertz*schen Theorie ihr Maximum unterhalb der Walzenoberfläche. In Abbildung 62 ist der prinzipielle Spannungsverlauf für den beschriebenen Sonderfall der Linienberührung dargestellt.

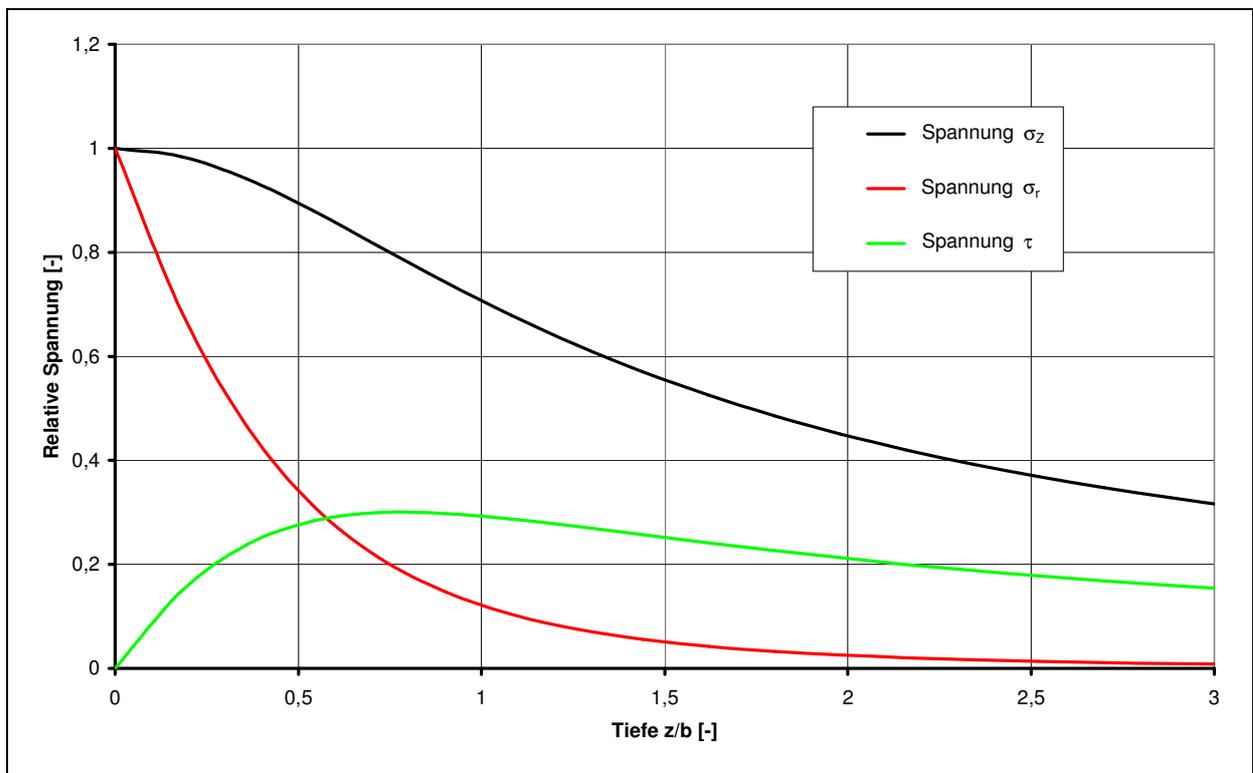


Abbildung 62: Spannungsverlauf nach der *Hertz*schen Theorie bei Linienbelastung

Die Eindringtiefe der Spannungen ist dabei von der Breite der Druckfläche abhängig. Da, wie bereits beschrieben, der Bereich der maximalen Druckbelastungen als sehr klein angenommen werden kann, reichen die kritischen Spannungen nur wenige Millimeter in den Walzenkörper hinein.

6.3.2 Werkstoffbeanspruchung durch die groben Einzelpartikel

Gegenüber der Beanspruchung durch das Gutbettmaterial ergeben sich durch die eingebetteten Einzelpartikel punktuelle Belastungen auf der Walzenoberfläche. Diese können nach *Hertz* durch den Fall der Punktberührung beschrieben werden. Da der Walzendurchmesser gegenüber dem Partikeldurchmesser sehr groß ist, kann mit guter Näherung der Sonderfall des Kontaktes zwischen Kugel und Ebene verwendet werden.

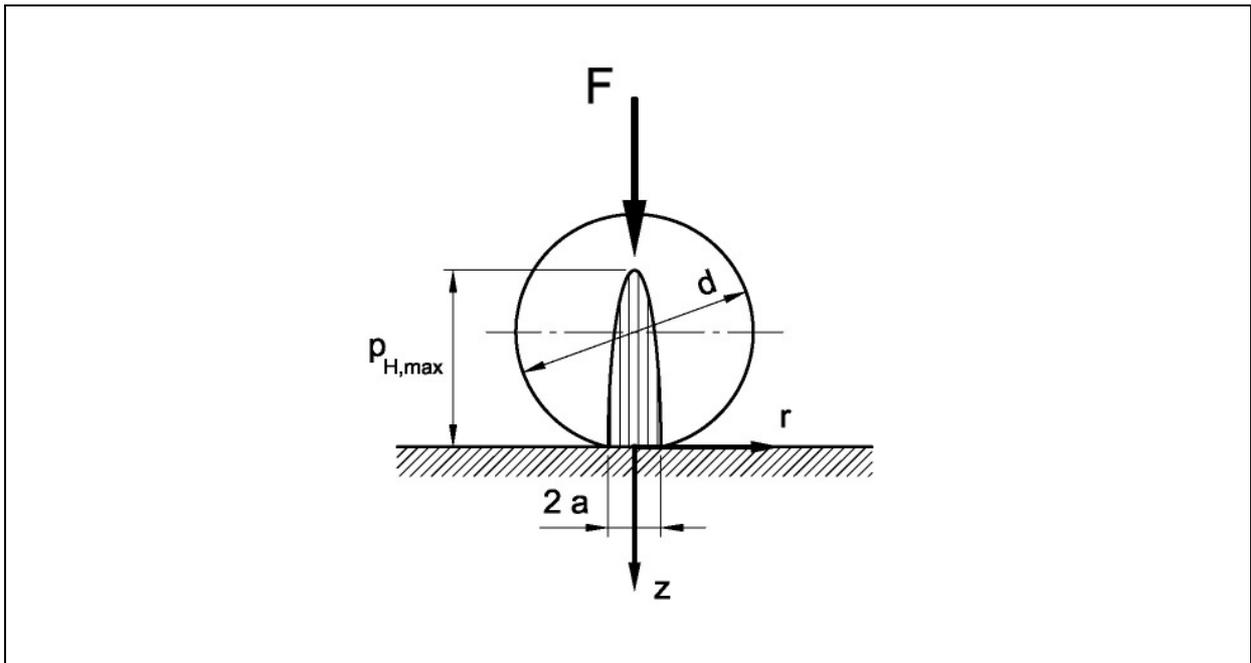


Abbildung 63: Geometrie bei *Hertz*scher Pressung und Punktberührung (Kugel-Ebene)

Die maximale *Hertz*sche Flächenpressung $p_{H,max}$ erhält man somit aus

$$p_{H,max} = \sqrt{\frac{6 \cdot F \cdot E^2}{\pi^3 \cdot (1 - \nu^2)^2 \cdot d^2}} \quad (95)$$

mit dem Halbdurchmesser der Kontaktfläche a

$$a = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot F \cdot (1 - \nu^2) \cdot d}{4 \cdot E}} \quad (96)$$

Die maximale Flächenpressung kann dabei mit Hilfe der in Abschnitt 5 ermittelten Druckwerte ermittelt werden. Zur Bestimmung des Durchmessers der Kontaktfläche wird angenommen, daß die eingebetteten Partikel während der Beanspruchung einen zylindrischen Körper ausbilden und nur plastisch verformt werden. Zur Veranschaulichung

sind in Abbildung 64 Anschliffe von Schülpfen dargestellt. Es ist zu erkennen, daß die eingebetteten Partikel nur abplatteten und annähernd eine zylindrische Form entsteht.

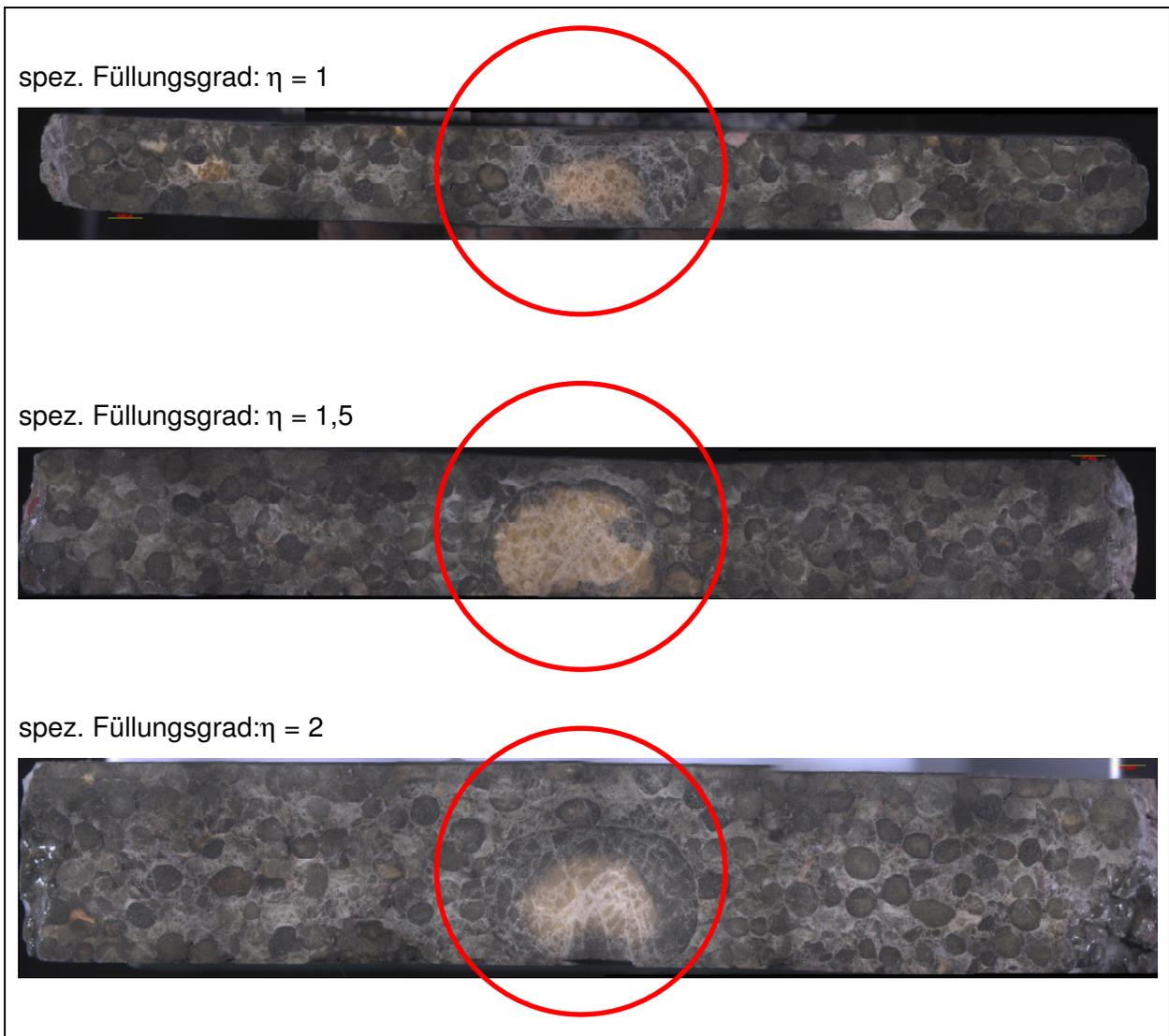


Abbildung 64: Anschliffe ausgewählter Schülpfen

Für die Kontaktfläche soll vereinfacht angenommen werden, daß diese dem Durchmesser des Einzelpartikels entspricht (analog Abbildung 50). Ausgehend von einer Druckfläche mit dem Durchmesser $2a \approx d_p$, ergeben sich somit nach *Hertz* folgende Spannungen für den ebenen Spannungszustand:

$$\frac{\sigma_z}{p_{H,max}} = -\frac{1}{\left(\frac{2z}{d_p}\right)^2 + 1} \quad (97)$$

$$\frac{\sigma_r}{p_{H,\max}} = -(1+\nu) \cdot \left[1 - \frac{2z}{d_p} \arctan\left(\frac{d_p}{2z}\right) \right] + \frac{1}{2 \left[\left(\frac{2z}{d_p}\right)^2 + 1 \right]} \quad (98)$$

$$\frac{\tau}{p_{H,\max}} = -\frac{3}{4} \cdot \frac{1}{\left(\frac{2z}{d_p}\right)^2 + 1} + \frac{1+\nu}{2} \left[1 - \frac{2z}{d_p} \arctan\left(\frac{d_p}{2z}\right) \right] \quad (99)$$

Die sich aus den obigen Gleichungen ergebenden Spannungsverläufe sind in Abbildung 65 dargestellt.

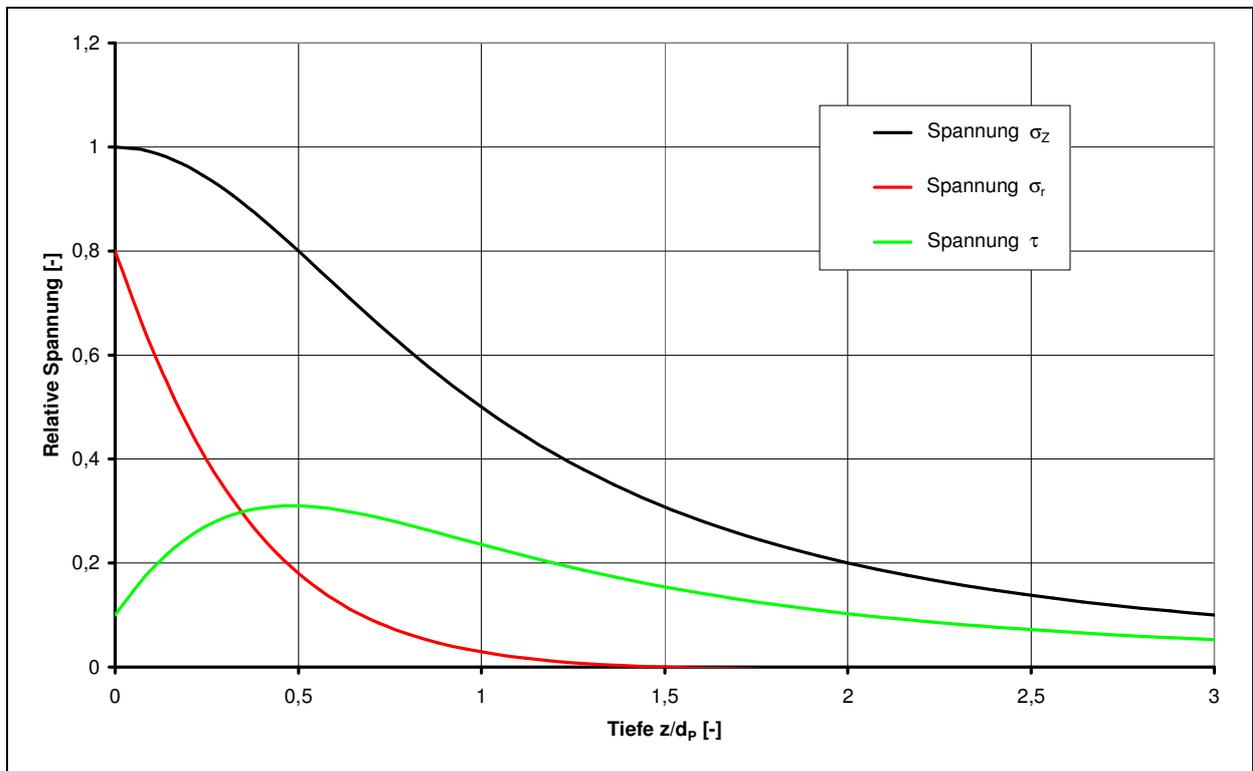


Abbildung 65: Spannungsverlauf nach der *Hertz'schen* Theorie für unterschiedliche Partikeldurchmesser

Die Eindringtiefe der Spannungen ist also vom Durchmesser der Druckfläche bzw. dem Partikeldurchmesser abhängig. Die Schubspannungen erreichen auch hier ihr Maximum unterhalb der Walzenoberfläche ($z/d_p = 0,3$). Mit einem größer werdenden Partikeldurchmesser wandert das Druckmaximum somit weiter in den Walzengrundkörper hinein.

In Abbildung 66 sind exemplarisch die Zugspannungsverläufe für Partikeldurchmesser von $d_p = 25, 35$ und 45 mm dargestellt.

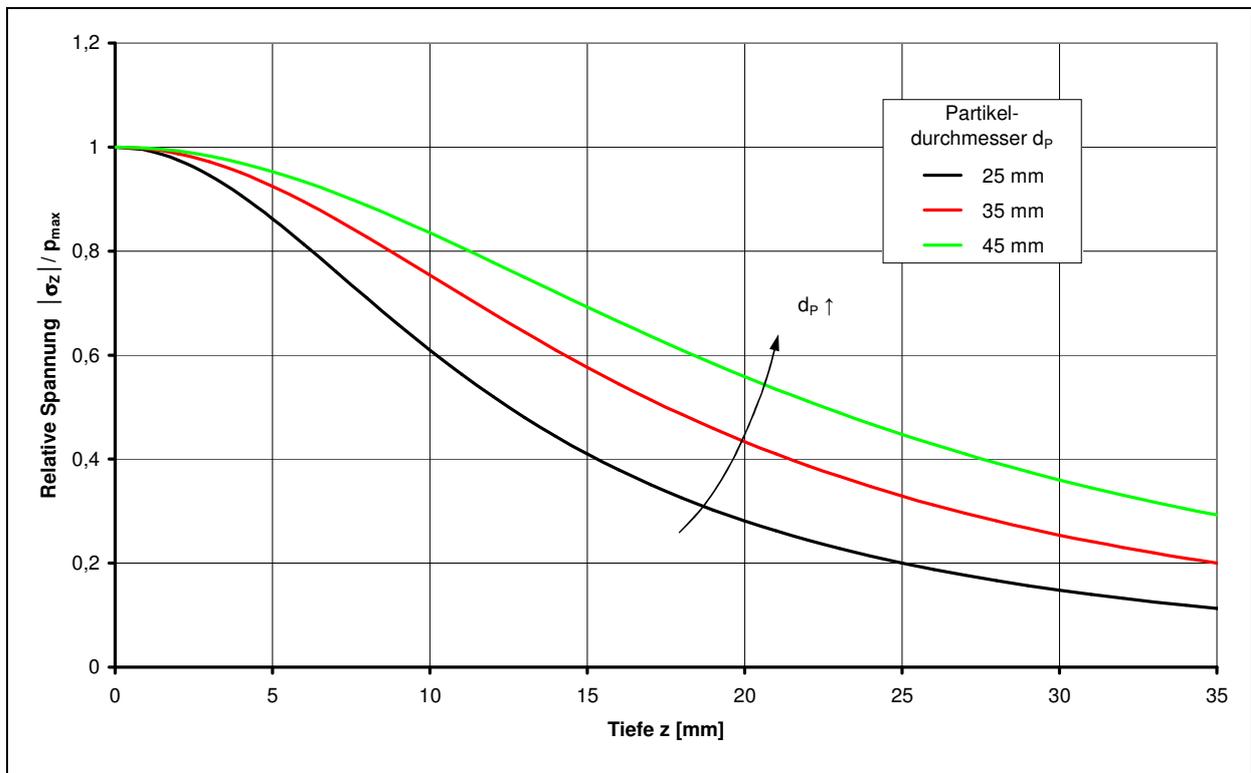


Abbildung 66: Spannungsverlauf nach *Hertz* in Abhängigkeit der Partikeldurchmesser d_p der Einzelpartikel

Bei einem Partikeldurchmesser von $d_p = 45$ mm wirken in einer Tiefe von $z = 30$ mm immer noch nahezu 40 % der Spannung an der Walzenoberfläche. Ein Rechenbeispiel für die sich nach *Hertz* einstellenden Spannungsverläufe ist in Anlage G für einen konkreten Fall gegeben. Die Werte wurden aus dem zuvor berechneten Lastkollektiv nach Anlage F mit den Gleichungen (97) bis (99) ermittelt.

6.3.3 Versagensmechanismen

Aufgrund der sich ausbildenden Spannungen kann es zu den in Abschnitt 3.3 beschriebenen Schädigungen der Walzen kommen. Die Versagensmechanismen lassen sich dabei in zwei Gruppen untergliedern. Diese sind der Spröbruch und der Dauerschwingbruch, als Folge eines Dauerschwingrisses.

Ein Spröbruch tritt bei Metallen durch Stoßbeanspruchung auf, wobei aufgrund der hohen Beanspruchungsgeschwindigkeit die Fließgrenze und Bruchfestigkeit zusammenfallen. Der Bruch erfolgt unmittelbar auf die elastische Formänderung. Als Kriterium für die Stoßbeanspruchung gilt eine Beanspruchungsgeschwindigkeit von mindestens $500 \text{ N/mm}^2 \cdot \text{s}$ [53]. Beim Betrieb von Gutbett-Walzenmühlen ergeben sich Werte, die oberhalb dessen

liegen. Für die Rechnung in Anlage G ergibt sich z.B. eine Beanspruchungsgeschwindigkeit von ca. $2650 \text{ N/mm}^2 \cdot \text{s}$. Eine Beanspruchung die über der Bruchfestigkeit liegt, wird also zum Sprödbruch (Peeling) führen.

Bei einer Schwingbeanspruchung treten hingegen infolge von geometrischen und metallurgischen Kerben Spannungsspitzen auf, die den Werkstoff kurzzeitig hoch beanspruchen. Nach einer Phase der Anrißbildung in den Bereichen, in denen die Spannungsspitzen auftreten, kommt es zur Rißausbreitung. Dadurch wird eine Verschärfung der Kerbwirkung und Verringerung des Bauteilquerschnittes bewirkt. Ist der Restquerschnitt so klein, daß die Beanspruchung die Bruchfestigkeit übersteigt, tritt ein statischer Gewaltbruch ein. Der Bruch aus dem Anteil der Rißausbreitung und dem statischen Gewaltbruch wird als Dauerschwingbruch bezeichnet [53]. Die maßgebenden Kriterien sind also das Vorhandensein von Rissen (z.B. Härterisse in der Walzenoberfläche) und eine Schwingbeanspruchung mit entsprechend hoher Amplitude. Derartige Beanspruchungen können zu den in Abschnitt 3.3 beschriebenen Dauerbruchschäden führen. Die Beurteilung der Beanspruchung kann dabei mit Hilfe von Betriebsdauerfunktionen (z.B. Wöhlerkurven) erfolgen. Dabei wird eine Einteilung in eine Zeit- und Dauerfestigkeit des Werkstoffes vorgenommen, die mit den auftretenden Spannungen verglichen wird. Die Grundlage hierfür sind die nach Abschnitt 6 ermittelbaren Lastkollektive. Für derartige Betrachtungen sind aber weiterführende Untersuchungen erforderlich, die vor allem die Festigkeit der Walzen ausgehend von deren konstruktivem Aufbau analysieren.

6.4 Schlußfolgerung aus der Modellbetrachtung

Nach der Zusammenfassung der Haupteinflußgrößen auf die Walzenbelastung sowie der Modellbetrachtungen zu den Walzenbelastungen und –beanspruchungen können die gewonnenen Erkenntnisse folgendermaßen zusammengefaßt werden.

Die auftretenden Belastungen an der Walzenoberfläche hängen maßgeblich vom mittleren Preßdruck p_m , dem Durchmesser Verhältnis k und dem spezifischen Füllungsgrad η ab. Aufgrund des sich über der Walzenlänge ausbildenden Druckprofils treten die höchsten Belastungen dabei in der Walzenmitte auf. In Hinblick auf das Durchmesser Verhältnis stellt sich ab einer bestimmten Feinheit ($k \approx 25$), die meistens bei technischen Anwendungen vorliegt, ein Sättigungsbereich ein. Somit können zur Vermeidung hoher Oberflächenbelastungen nur der mittlere Preßdruck und der spezifische Füllungsgrad verändert werden. Durch eine Begrenzung des mittleren Preßdruckes ergibt sich allerdings auch eine Verschlechterung des Zerkleinerungsergebnisses. Aus diesem Grund wird vorgeschlagen, zur Vermeidung hoher Belastungen vor allem den spezifischen Füllungsgrad optimal anzupassen. Dieser sollte in einem Bereich von $\eta > 0,5$ liegen, da sich für kleinere

Werte ein sprunghafter Anstieg der Druckwerte ergibt. Der spezifische Füllungsgrad kann dabei auf zwei unterschiedlichen Wegen beeinflusst werden. Zum einen ist es möglich, den maximalen Aufgabekorndurchmesser zu begrenzen, so daß Werte von $\eta \leq 0,5$ bei einem vorgegebenen Walzendurchmesser und der daraus resultierenden Arbeitsspaltweite vermieden werden. Dabei können der Gutbett-Walzenmühle entsprechende Klassier- und Zerkleinerungsaggregate vorgeschaltet werden, welche die groben Partikel abtrennen bzw. vorzerkleinern. Entsprechende Patente dazu wurden bereits angemeldet [56, 57]. Durch diese Schaltungsvarianten wird es zudem möglich, das Zerkleinerungsergebnis zu verbessern, da sich im Gutbett weniger lokale Druckbrücken ausbilden, die den Gutbettdruck absenken. Des Weiteren wird die aufgrund der höheren Festigkeiten problematische Desagglomeration der gepreßten groben Einzelpartikel umgangen und der Umlauffaktor der Mahlkreisläufe reduziert.

Ein zweiter Weg zur Beeinflussung des spezifischen Füllungsgrades ist die Wahl einer entsprechend großen Arbeitsspaltweite. Bei Neukonstruktionen und vorgegebenem Aufgabematerial kann der Walzendurchmesser so gewählt werden, daß sich entsprechende Arbeitsspaltweite einstellen und die kritischen spezifischen Füllungsgrade minimiert werden. Die aus den auftretenden mechanischen Belastungen resultierenden Beanspruchungen lassen sich mit Hilfe der *Hertz*schen Theorie abschätzen. Es zeigt sich, daß mit einer größer werdenden Kontaktfläche die Werkstoffbeanspruchung wächst. Die Kontaktfläche ist beim Auftreten von im Gutbett eingelagerten Einzelpartikeln (Punktkontakt) vor allem vom Partikeldurchmesser abhängig. Die Festigkeit und Dicke des Walzenmantels bzw. der Verschleißschicht ist bei der Konstruktion in Abhängigkeit des maximalen Aufgabekorndurchmessers zu wählen.

7 Zusammenfassung

Die Gutbett-Walzenmühle wird heute in vielen Industriezweigen eingesetzt. Über die Hälfte der Maschinen wird zur Zerkleinerung von Zementklinker verwendet, wobei der Einsatz vorzugsweise in Mahlkreisläufen erfolgt. Die Gutbett-Walzenmühle zeichnet sich durch eine energieeffiziente Arbeitsweise aus und stellt eine Alternative zu herkömmlichen Zerkleinerungsmaschinen, wie z.B. Kugel- und SAG-Mühlen, dar.

In der Vergangenheit kam es durch Schäden an den Walzenoberflächen zu Problemen mit der Betriebssicherheit dieser Maschinen. Hervorgerufen werden die Schäden u.a. auch durch punktuelle Überlastungen der Walzenoberfläche, die durch im Gutbett eingelagerte grobe Einzelpartikel verursacht werden können.

Eine Analyse des wissenschaftlich-technischen Kenntnisstandes zur Oberflächenbelastung zeigte, daß für die Auslegung und Konstruktion der Walzenoberflächen bisher nur unzureichende Erkenntnisse vorhanden sind. Diese beruhen im Wesentlichen auf den Beanspruchungen, die durch die reine Gutbettbelastung hervorgerufen werden. Die Berechnungsansätze basieren dabei vor allem auf dem Kompressionsverhalten des zu zerkleinernden Stoffes und den geometrischen Verhältnissen im Walzenspalt. Erfahrungen mit Partikeln, die größer als der Walzenspalt sind, liegen bisher nur in begrenztem Umfang aus praktischen Anwendungen vor.

Bei der Aufgabe von Partikeln, die die Abmessungen des Spaltes besitzen, werden diese im Gutbett eingelagert und es bildet sich ein „quasi-hydrostatischer“ Effekt aus. Dabei werden die Partikel abgestützt und das Bruchereignis wird behindert. Nach dem Eintreten des Bruches werden die Bruchstücke zudem daran gehindert, sich im Gutbett zu verteilen und verharren am Ort ihrer Entstehung. Die Bruchstücke werden im Verlauf der Kompression weiter verdichtet und es bilden sich im Gutbett lokale Zonen höherer Dichte aus, die als Druckbrücken zwischen den Walzen wirken und hohe mechanische Belastungen auf der Walzenoberfläche hervorrufen. Bei dieser Art der Beanspruchung eines Gutbettes bestehen komplexe Zusammenhänge zwischen dem Gutbettmaterial, den Einzelpartikeln und der Walzengeometrie. Die Einflüsse auf die Oberflächenbelastung der Walzen lassen sich in drei Hauptgruppen unterteilen:

- Materialparameter (Art, Korngröße des Gutbettes und des Einzelpartikels)
- Maschinenparameter (geometrische Abmessungen)
- Verfahrensparameter (mittlerer Preßdruck, Volumenstrom, Abmessung des Walzenspaltes, Preßgeschwindigkeit)

Zur Erfassung der Material- und Maschinenparameter wurden zwei charakteristische Kennzahlen definiert. Diese sind der spezifische Füllungsgrad η und das Durchmesser Verhältnis k . Der spezifische Füllungsgrad beschreibt die geometrischen Verhältnisse im Walzenspalt und den Zusammenhang zwischen Einzelpartikeldurchmesser und Spaltweite bzw. Gutbetthöhe zu Beginn der Kompression. Das Durchmesser Verhältnis gibt eine Aussage über das Verhältnis zwischen Einzelpartikeldurchmesser und der Feinheit des Gutbettes.

Zur Ermittlung der auftretenden Drücke bei der Zerkleinerung der eingebetteten Einzelpartikel wurden Untersuchungen mit einer hydraulischen Stempelpresse durchgeführt. Zu den variierten Einflußgrößen zählen:

Materialart:	Zementklinker, Gips
mittlere Korngröße des Gutbettes d_m :	0,265 ... 25 mm
Korngröße der Einzelpartikel d_p :	25, 35 und 45 mm
spezifischer Füllungsgrad η :	0,5 ... 2
Durchmesser Verhältnis k :	1 ... 94,3
maximaler mittlerer Preßdruck $p_{P,max}$:	195 MPa
Preßgeschwindigkeit v_P :	7 und 200 mm/s

Die Versuchsergebnisse zeigten, daß der Druck unter dem eingebetteten Einzelpartikel proportional mit dem auf das Gutbett wirkenden mittleren Preßdruck steigt. Der Bereich bis $p_m \approx 50$ MPa ist dabei noch von Einzelkornbruchvorgängen gekennzeichnet.

Die geometrischen Verhältnisse zwischen Walzenspalt und Durchmesser des Einzelpartikels, welche mit dem spezifischen Füllungsgrad η beschrieben werden, haben einen großen Einfluß auf die sich ausbildenden Druckwerte. Tendenziell ist zu erkennen, daß die Druckwerte unter den Einzelpartikeln mit kleiner werdenden spezifischen Füllungsgraden steigen, wobei ab $\eta \leq 0,5$ ein sprunghafter Anstieg zu verzeichnen ist. Bei $\eta > 1$ wird der „quasi-hydrostatischer“ Zustand besonders deutlich, da das Einzelpartikel nicht von Beginn an im Direktkontakt mit den Druckplatten ist und zunächst vom Gutbett geschützt wird. Die Druckwerte unter dem Einzelpartikel liegen deshalb bei mittleren Preßdrücken von $p_m = 50$... 100 MPa über den der übrigen Versuchsreihen.

Die Preßgeschwindigkeit hat bei den verwendeten Fraktionen und Gutbettmaterialien keinen Einfluß auf das Kompressionsverhalten und die Druckwerte.

Das Verhältnis zwischen Einzelkorndurchmesser und mittlerem Gutbettdurchmesser wird über das Durchmesser Verhältnis k beschrieben. Mit einer zunehmenden Feinheit des Gutbettmaterials, also steigenden k -Werten, steigen die Druckwerte unter den eingebetteten Einzelpartikeln bis maximal 900 MPa bei einem mittleren Gutbettdruck von $p_m = 200$ MPa, in Abhängigkeit des verwendeten Klinkers.

Offenbar erhöht sich die „quasi-hydrostatische“ Stützwirkung des Gutbettes mit feiner werdendem Material. Eine mögliche Ursache ist die Erhöhung der Kontaktstellenzahl zwischen Einzelpartikel und Gutbett. Dadurch werden die Zwischenräume im Gutbett kleiner und die Bruchstücke des Einzelpartikels werden stärker daran gehindert in das Gutbett auszuweichen. Oberhalb eines Durchmesser Verhältnisses von $k \approx 25$ ergibt sich eine Sättigungszone, in der die Druckwerte nicht weiter steigen. Für praktische Anwendungen ist davon auszugehen, daß das Durchmesser Verhältnis aufgrund der vorhandenen Feinheit in diesem Bereich liegt.

Der Durchmesser der Einzelpartikel hat in einem für die Zementmahlung typischen Bereich (25 ... 45 mm) nur einen vernachlässigbaren Einfluß auf die Druckwerte. Möglicherweise kommt es zu einer Überlagerung mit dem Einfluß des Durchmesser Verhältnisses k , welches im Bereich von $k = 6,1 \dots 11,0$ wächst. Dieser Effekt scheint den Einfluß des Einzelkorndurchmessers zu kompensieren.

Die Verwendung unterschiedlicher Klinkermaterialien zeigte eine Streuung der Druckwerte von bis zu 35 %. Es ist ein tendenzieller Anstieg mit der PLT-Festigkeit und der Mahlbarkeit zu erkennen. Die Schwankungsbreite der Druckwerte nimmt dabei mit einer zunehmenden Feinheit bzw. einem steigendem Durchmesser Verhältnis k des Gutbettmaterials ab und es stellt sich auch hier ein Sättigungsbereich bei hohen Feinheiten ein.

Vergleichende Untersuchungen mit Gipspartikeln zeigten, daß für die Überlastung der Walzenoberfläche vorrangig Zementklinkerpartikel verantwortlich sind, da die Druckwerte die durch die Gipspartikel hervorgerufen werden, deutlich unter denen der eingebetteten Zementklinkerkörnern liegen. Außerdem wird durch die Versuche das plastische Verhalten der Gipspartikel deutlich, da im unteren Druckbereich keine Einzelkornbruchvorgänge zu erkennen sind.

Durch eine radiometrische Dichteanalyse konnte der Zusammenhang zwischen Verdichtung und Druck auch für die eingebetteten Einzelpartikel nachgewiesen werden. Die aufgenommenen Dichteprofile über dem Schülpenquerschnitt zeigten, daß eine

Proportionalität zwischen Verdichtung und Druck besteht, die sich mit der Kompressionsformel nach *Schwechten* abschätzen läßt.

Der Einfluß auf das Zerkleinerungsverhalten beim Auftreten grober Einzelpartikel hängt von deren Masseanteil ab. Bei einer großen Anzahl von groben Einzelpartikeln verschlechtert sich das Zerkleinerungsergebnis nicht nur durch den erhöhten Grobgutanteil, sondern auch durch die druckmindernde Wirkung der eingebetteten Einzelpartikel. Zudem führt die höhere Verdichtung der Einzelpartikel zu einer erhöhten lokalen Schülpenfestigkeit, wodurch die Desagglomeration erschwert wird. Dies kann bei einer Kreislaufmahlung zu höheren Umlauffaktoren führen.

Auf der Basis der durchgeführten Versuche wurde ein Modell zur Ermittlung der Walzenbelastung entwickelt. Ausgangspunkt sind der mittlere Preßdruck, die granulometrische Zusammensetzung des Aufgabematerials und die geometrischen Abmessungen der Maschine. Mit Hilfe stochastischer Methoden kann eine Belastungsrate für ausgewählte Punkte auf der Walzenoberfläche bestimmt werden, mit deren Hilfe das Lastkollektiv ermittelt werden kann. Eine Analyse der Spannungsverläufe mit Hilfe der *Hertz*schen Theorie zeigt, daß die kritischen Beanspruchungen mit einem zunehmenden Partikeldurchmesser weiter in den Walzenkörper hineinreichen. Dieses Verhalten kann neben den hohen Belastungen, die durch die eingebetteten Einzelpartikel hervorgerufen werden, als Ursache für die in der Vergangenheit aufgetretenen Schadensfälle angesehen werden.

Literaturverzeichnis

- 1 Rumpf, H.: Wirtschaftlichkeit und ökonomische Bedeutung des Zerkleinerns. Zerkleinern, Dechema-Monographie Bd. 79 (1976) S.19-41.
- 2 Wüstner, H.: Druckzerkleinerung – Neue Wege der Energieeinsparung beim Mahlen von Zementklinker und Hüttensand. Zement-Kalk-Gips 38 (1985) Nr. 12, S. 725-727.
- 3 Schönert, K.: Energetische Aspekte des Zerkleinerns spröder Stoffe. Zement-Kalk-Gips 32 (1979) Nr. 1, S. 1-9.
- 4 Oettel, W.: Untersuchungen zum Zusammenhang von Verdichtung und Zerkleinerung bei der einmaligen Beanspruchung feinkörniger Gutbetten und Einfluß eines organischen Zusatzstoffs. Dissertation TU Bergakademie Freiberg, Deutschland (2002).
- 5 Schwechten, D.: Trocken- und Naßmahlung spröder Materialien in der Gutbett-Walzenmühle. Dissertation TU Clausthal, Deutschland (1987).
- 6 Müller, F.: Hochdruckzerkleinerung im Gutbett bei Variation von Feuchte und Beanspruchungsgeschwindigkeit. Dissertation TU Clausthal, Deutschland (1989).
- 7 Schubert, H.: Zu einigen Fragen der Kollektivzerkleinerung. Chem. Techn. 19 (1967) Nr. 10, S. 595-598.
- 8 Hanisch, J.; Schubert, H.: Zum Einfluß der Beanspruchungsgeometrie auf das Zerkleinerungsverhalten von nicht allseitig begrenzten Kornschichten. Neue Bergbautechnik 12 (1982) Nr. 11, S. 646-649.
- 9 Buss, B.; Hanisch, J.; Schubert, H.: Über das Zerkleinerungsverhalten seitlich begrenzter und nicht-begrenzter Kornschichten bei Druckbeanspruchung. Neue Bergbautechnik 12 (1982) Nr. 5, S. 277-283.
- 10 Hanisch J.: Untersuchungen zur Druckbeanspruchung von nicht allseitig begrenzten Kornschichten unter Variation der Beanspruchungsgeometrie. Dissertation TU Bergakademie Freiberg, Deutschland (1984).

- 11 Rumpf, H.: Mechanismen der Haftkraftverstärkung bei der Partikelhaftung durch plastisches Fließen, Sintern und viskoelastisches Fließen. Chem.-Ing.-Techn. 48 (1976) Nr. 4, S. 300-307.
- 12 Rumpf, H.: Die Wissenschaft des Agglomerierens. Chem.-Ing.-Techn. 51 (1979) Nr. 4, S. 1-11.
- 13 Schubert, H.: Aufbereitung fester mineralischer Rohstoffe. Bd. III, 2. Aufl. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig (1984).
- 14 Aziz, J. A.: Zerkleinerung von Zementklinker in Einzelkorn-Situation, Kornschichten und im Gutbett. Dissertation TU Clausthal, Deutschland (1979).
- 15 Hanisch, J.; Schubert, H.: Druckzerkleinerung von Kornschichten. Aufbereitungstechnik 27 (1986) Nr. 10, S. 535-540.
- 16 Schmitz, T.: Modellierung der Zerkleinerung in der Gutbett-Walzenmühle und Verknüpfung mit dem Schüttgutverhalten zur Voraussage kritischer Betriebszustände. Dissertation TU Clausthal, Deutschland (1993)
- 17 Reichard, Y.: Feinstzerkleinerung durch ein- und mehrfache Beanspruchung mit hohem Druck auf ein Gutbett. Dissertation TU Clausthal, Deutschland (1994)
- 18 Liu, J.: Modellierung der Zerkleinerung in einem Gutbett. Dissertation TU Clausthal, Deutschland (1994).
- 19 Schnatz, U.: Verarbeitungseigenschaften von Zement bei der Fertigmahlung in Mahlanlagen mit Gutbett-Walzenmühle. Dissertation TU Clausthal, Deutschland (1996).
- 20 Sander, R.: Betriebsverhalten von Gutbett-Walzenmühlen mit Stopfschnecke. Dissertation TU Clausthal, Deutschland (1999).
- 21 Feige, F.: Beitrag zum Bewegungs- und Beanspruchungsverhalten einer Körnerschicht im Walzenspalt. Dissertation TU Bergakademie Freiberg, Deutschland (1982).
- 22 Lubjuhn, U.: Materialtransport und Druckverteilung im Spalt der Gutbett-Walzenmühle. Dissertation TU Clausthal, Deutschland (1992).

- 23 Ellerbrock, H.-G.: Gutbett-Walzenmühlen. Zement-Kalk-Gips 47 (1994) Nr. 2, S. 75-82.
- 24 Pahl, M.: Zerkleinerungstechnik. Köln: Verlag TÜV Rheinland (1991).
- 25 Patzelt, N.; Tiggesbäumker, P.: Konstruktive Lösungen für betriebssichere Mahlwalzen von Gutbett-Walzenmühlen. Zement-Kalk-Gips 44 (1991) Nr.2, S. 88-92.
- 26 Gudat, G.; Rieke-Zapp, H.; Schneider, R.; Uwa, M.: Betriebserfahrungen mit dem Verschleißschutz bei Hochdruck-Rollenmühlen. ZKG International 50 (1997) Nr. 7, S. 384-392.
- 27 Unland, G.; Kleeberg, J.: Die Normalbelastung der Walzenoberfläche von Gutbett-Walzenmühlen bei Einzelkorn-/Gutbettzerkleinerung. Cement International (2004) Nr. 5, S. 54-65.
- 28 Unland, G.; Kleeberg, J.: Der Einfluß des Partikeldurchmessers großer Einzelkörner auf die Normalbelastung der Walzenoberfläche von Gutbettwalzenmühlen. Aufbereitungstechnik 45 (2004) Nr. 10, S. 27-34
- 29 Unland, G.; Kleeberg, J.: Einfluß des Verhältnisses großer Einzelkörner zur Spaltweite von Gutbettwalzenmühlen auf die Belastung der Walzenoberfläche. Cement International (2006) Nr. 4, S. 70-77.
- 30 Schumacher, M.; Theisen, W.: HEXADUR® - Ein neuer Verschleißschutz für Hochdruck-Walzenmühlen. ZKG International 50 (1997) Nr. 10, S. 529-539.
- 31 Hanstein, T.: Beitrag zur Erhöhung der Standzeiten der Arbeitsorgane von Gutbett-Walzenmühlen. Dissertation TU Bergakademie Freiberg, Deutschland (2001).
- 32 Knobloch, O.: Testmethoden zur Bestimmung des Verschleißes an Gutbett-Walzenmühlen. Zement-Kalk-Gips 43 (1990) Nr.2, S. 77-80.
- 33 Uetz, H.: Abrasion und Erosion. München, Wien: Carl Hanser Verlag (1986).
- 34 Partz, K.-D.; Beck, R.: Walzen für Walzenmaschinen, insbesondere für Hochdruck-Walzenpressen. Europäische Patentanmeldung. Veröffentlichungsnr. 0 383 004 A1

- 35 Patzelt, N.: Verschleißschutzalternativen für die Beanspruchungsflächen von Gutbett-Walzenmühlen. Zement-Kalk-Gips 47 (1994) Nr. 2, S.83-86.
- 36 Cooper, A. R.; Eaton, L. E.: Compaction behaviour of several ceramic powders. J. Amer. Ceram. Soc. 45 (1962) Nr.3, S. 97-101.
- 37 Unland, G.; Wang, G.: Modell für Hochdruck-Rollenmühlen – eine phänomenologisch-mathematische Näherung, Teil 1. ZKG International 51 (1998) Nr. 7, S.347-353.
- 38 Unland, G.; Wang, G.: Modell für Hochdruck-Rollenmühlen – eine phänomenologisch-mathematische Näherung, Teil 2. ZKG International 51 (1998) Nr. 11, S.600-617.
- 39 Schönert, K.: Zur Auslegung von Gutbett-Walzenmühlen. Zement-Kalk-Gips 38 (1985) Nr. 12, S. 728-730.
- 40 Vinogradov, G. A.; Katashinskii, V. P.: Kinematics of powder motion in hoppers during rolling. Soviet Powder Metallurgy and Metal Ceramics (1964), S. 63-70.
- 41 Sartor, K.-H.; Schubert, H.: Einfluß der Preßgeschwindigkeit auf das Verdichtungsverhalten und die Festigkeit von Tabletten. Chem.-Ing.-Tech. 50 (1978) Nr.9, S. 708-709.
- 42 Schönert, K.: The influence of particle bed configurations and confinements on particle breakage. Int. J. Miner. Process. 44-45 (1996), S. 1-16.
- 43 Eibl, J.; Gudehus, G.; Silobauwerke und ihre spezifischen Beanspruchungen, Ergebnisse aus dem Sonderforschungsbereich 219. Universität Karlsruhe (2000).
- 44 Rombach, G. A.: Schüttguteinwirkung auf Silozellen – Exzentrische Entleerung. Dissertation Universität Karlsruhe, Deutschland (1991).
- 45 Martin, P.: Silo-Handbuch. Verlag Ernst und Sohn, Berlin (1988).
- 46 Höfl, K.: Zerkleinerungs- und Klassiermaschinen. Schlütersche Verlagsanstalt, Hannover (1994).
- 47 Broch, E.; Franklin, J.A.: The Point-Load Strength Test. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol. 9 (1972), S. 669-697.

- 48 Brook, N.: The Equivalent Core Diameter Method of Size and Shape Correction in Point Load Testing. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol. 22 (1985), S. 61-70.
- 49 ISRM – International Society for Rock Mechanics (1985): Suggested method for determining point load strength. Commission on Testing Method. Working Group on Revision of the Point Load Test Method. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol. 22 (1985) No. 2, S. 51-60.
- 50 Becker, P.; Klary, W.; Motaln, G.: Vergleich indirekter Gesteinsprüfverfahren mit dem Zylinderdruckversuch zur Ermittlung der einaxialen Druckfestigkeit. Geotechnik 20 (1997) Nr. 4, S. 273-275.
- 51 Storm, R.: Wahrscheinlichkeitsrechnung, mathematische Statistik und statistische Qualitätskontrolle. Fachbuchverlag Leipzig (1995).
- 52 Hartmann, W.: Meßverfahren unter Anwendung ionisierter Strahlung. Akademische Verlagsgesellschaft Leipzig (1969).
- 53 Cottin, D.; Puls, E.: Angewandte Betriebsfestigkeit. Carl Hanser Verlag München, Wien (1992).
- 54 DIN 323, Blatt1: Normzahlen und Normzahlreihen (1974).
- 55 Hertz, H: Über die Berührung fester elastischer Körper. Gesammelte Werke, Bd. I (1895).
- 56 Verfahren zur Zerkleinerung im Gutbett.
Offenlegungsschrift DE 10 2004 050 720 A1 (2006.04.20)
- 57 Verfahren zur Vorzerkleinerung für eine Gutbettzerkleinerung.
Offenlegungsschrift DE 10 2004 050 722 A1 (2006.04.20)

Anlagenverzeichnis

Anlage A	Versuchsmatrix der Druckversuche für die Einflußgrößen spezifischer Füllungsgrad η und Durchmesser Verhältnis k
Anlage B	Test auf Normalverteilung des maximalen Druckes für die Fraktion 3,15/5 mm, \varnothing 25 mm, Klinker A
Anlage C	Test auf Normalverteilung des maximalen Druckes für die Fraktion 5/8 mm, \varnothing 25 mm, Klinker B
Anlage D	Druckdiagramme
Anlage E	Druckwerte in Abhängigkeit des Mahlbarkeitsindizes und der PLT-Festigkeit
Anlage F	Ermittlung eines Lastkollektivs
Anlage G	Spannungsverläufe unter den groben Einzelpartikeln nach Hertz

Anlage A

Versuchsmatrix der Druckversuche für die Einflußgrößen spezifischer Füllungsgrad η und Durchmesser Verhältnis k

k	η	Klinker A	Klinker B	Klinker C	Klinker D
94,3	0,5				•
	0,75				•
	1				•
	1,5				•
	2				•
24,4	0,5				•
	0,75				•
	1	•	•	•	•
	1,5				•
	2				•
9,7	0,5				•
	0,75				•
	1	•	•	•	•
	1,5				•
	2				•
6,1	0,5	•	•	•	•
	0,75	•	•	•	•
	1	•	•	•	•
	1,5		•	•	•
	2		•	•	•
3,8	0,5				•
	0,75				•
	1	•	•	•	•
	1,5				•
	2				•
1,8	0,5				
	0,75				
	1		•	•	•
	1,5				•
	2				•
1	0,5				
	0,75				
	1	•	•	•	•
	1,5				
	2				

Anlage B

**Test auf Normalverteilung des maximalen Druckes für die Fraktion 3,15/5 mm,
Ø 25 mm, $\eta = 1$, Klinker A**

Klassen- grenzen [MPa]	h_i	a_j	$\Phi(a_j)$	$\rho_j =$ $\Phi(a_j) -$ $\Phi(a_{j-1})$	$n_v \rho_j$	$n_v \rho_j > 5$	$ h_j -$ $n_v \rho_j $	$(h_j -$ $n_v \rho_j)^2$	$(h_j -$ $n_v \rho_j)^2 /$ $n_v \rho_j$
670...620	2	-1,495	0,0667	0,0667	2,001	6,183	1,817	3,3015	0,5340
720...670	6	-0,816	0,2061	0,1394	4,182				
770...720	6	-0,138	0,4443	0,2382	7,146	7,146	1,146	1,3133	0,1838
820...770	8	0,541	0,7054	0,2611	7,833	7,833	0,167	0,0279	0,0036
870...820	6	1,220	0,8888	0,1834	5,502	7,977	0,023	0,0005	0,0001
920...870	2	1,898	0,9713	0,0825	2,475				
$\chi_r^2 = 0,72$									

Versuchszahl	n_v	30
Klassenanzahl	j	6
minimaler Werte der Zielgröße	x_{\min}	667,05 MPa
maximaler Wert der Zielgröße	x_{\max}	900,13 MPa
Klassenbreite	b_K	50 MPa
Mittelwert	\bar{x}	780,15 MPa
emp. Standardabweichung	s_{emp}	73,67 MPa
Irrtumswahrscheinlichkeit	α	0,05
Vergleichsgröße	$\chi^2_{m-4;1-\alpha}$	3,8

Da $\chi^2_{m-4;1-\alpha} > \chi_r^2$ ist, wird der Annahme einer Normalverteilung zugestimmt.

Anlage C

**Test auf Normalverteilung des maximalen Druckes für die Fraktion 5/8 mm,
Ø 25 mm, $\eta = 1$, Klinker B**

Klassen- grenzen [MPa]	h_i	a_j	$\Phi(a_j)$	$\rho_j =$ $\Phi(a_j) -$ $\Phi(a_{j-1})$	$n_v \rho_j$	$n_v \rho_j > 5$	$ h_j -$ $n_v \rho_j $	$(h_j -$ $n_v \rho_j)^2$	$(h_j -$ $n_v \rho_j)^2 /$ $n_v \rho_j$
800...750	6	-0,903	0,1841	0,1841	5,523	5,523	0,477	0,2275	0,0412
850...800	8	-0,228	0,4129	0,2288	6,864	6,864	1,136	1,2905	0,1880
900...850	9	0,447	0,6736	0,2607	7,821	7,821	1,179	1,3900	0,1777
950...900	3	1,121	0,8686	0,1950	5,850	9,588	2,588	6,6977	0,6986
1000...950	1	1,796	0,9641	0,0955	2,865				
1050...1000	3	2,471	0,9932	0,0291	0,873				
$\chi_r^2 = 1,11$									

Versuchszahl	n_v	30
Klassenanzahl	j	6
minimaler Werte der Zielgröße	x_{\min}	762,95 MPa
maximaler Wert der Zielgröße	x_{\max}	1041,00 MPa
Klassenbreite	b_K	50 MPa
Mittelwert	\bar{x}	866,81 MPa
emp. Standardabweichung	s_{emp}	74,10 MPa
Irrtumswahrscheinlichkeit	α	0,05
Vergleichsgröße	$\chi^2_{m-4;1-\alpha}$	3,8

Da $\chi^2_{m-4;1-\alpha} > \chi_r^2$ ist, wird der Annahme einer Normalverteilung zugestimmt.

Anlage D

Druckdiagramme

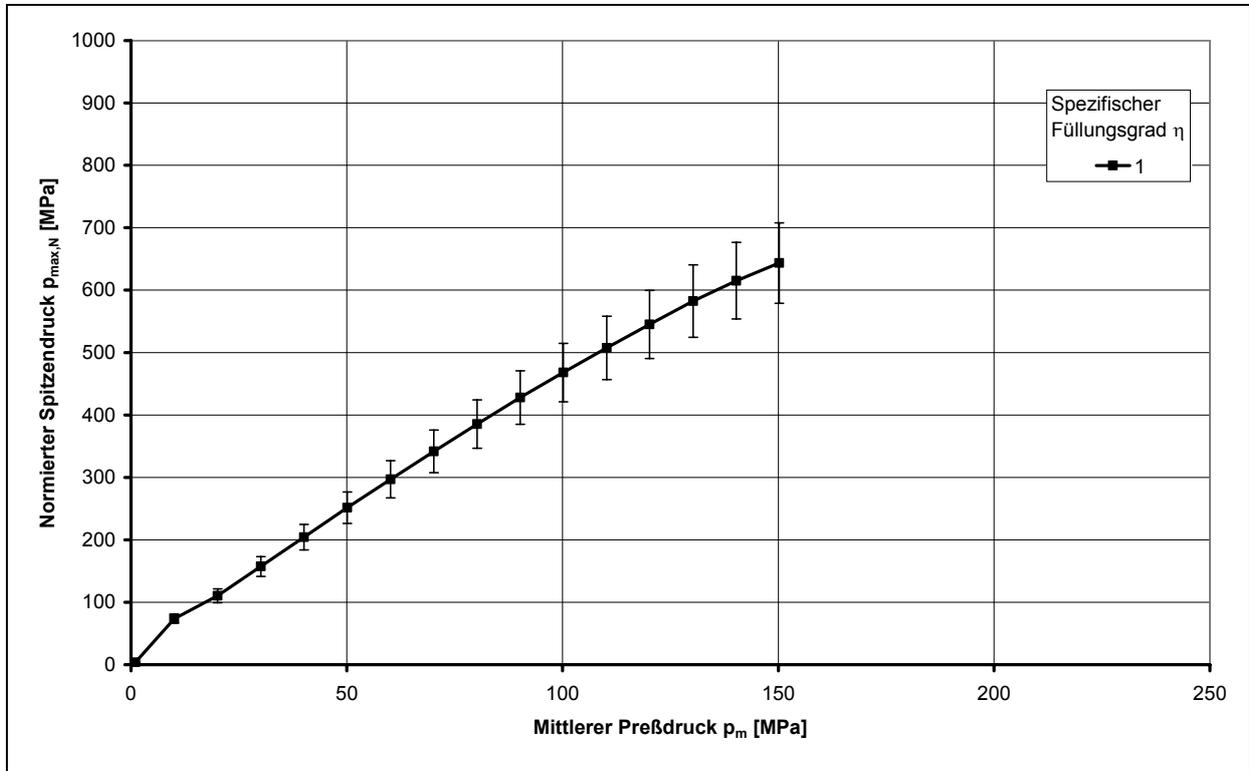


Abbildung A 1: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker A, Fraktion 0,8/1,25 mm, $v = 7$ mm/s

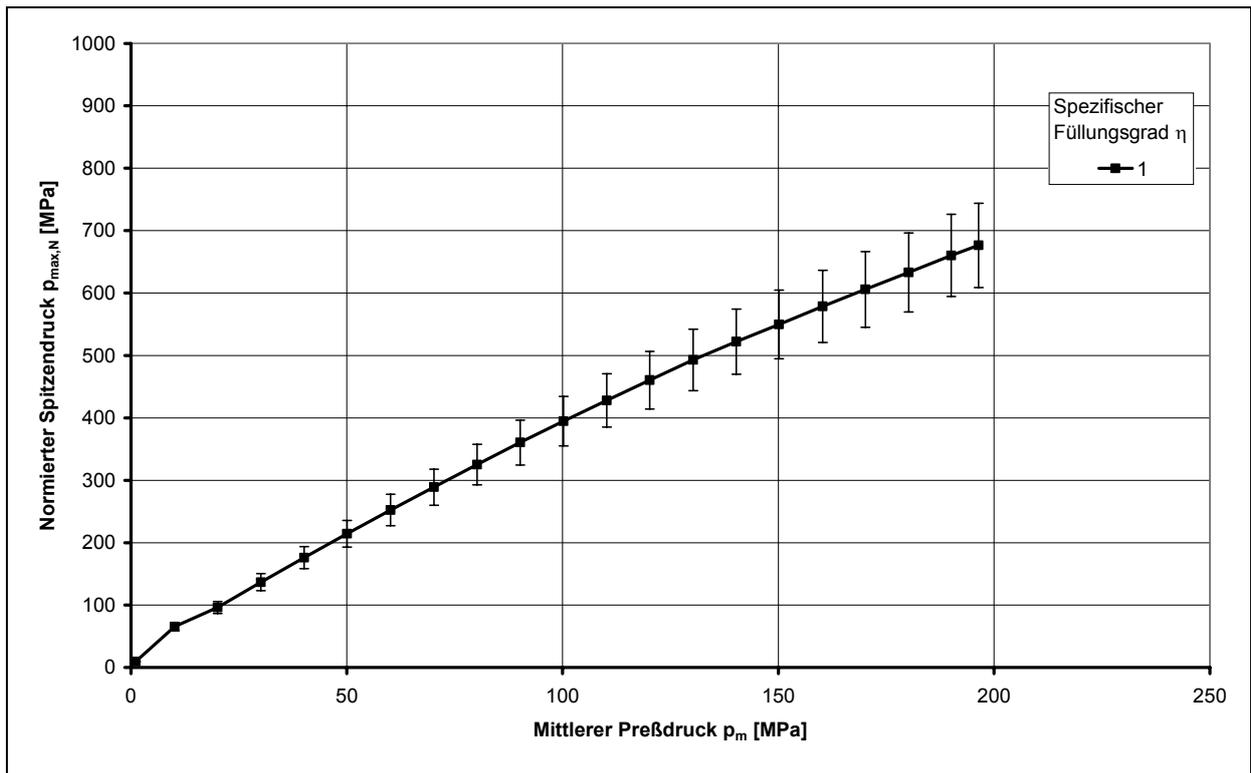


Abbildung A 2: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker A, Fraktion 2/3,15 mm, $v = 7$ mm/s

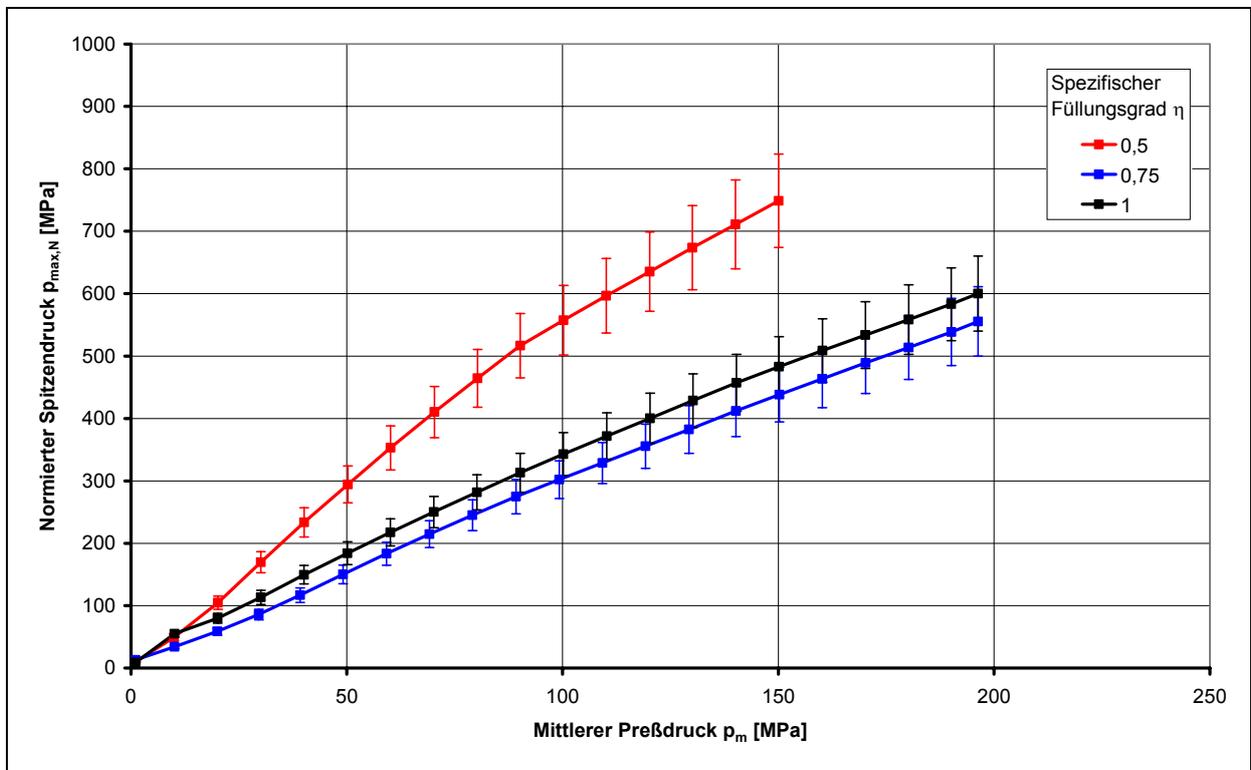


Abbildung A 3: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker A, Fraktion 3,15/5 mm, $v = 7$ mm/s

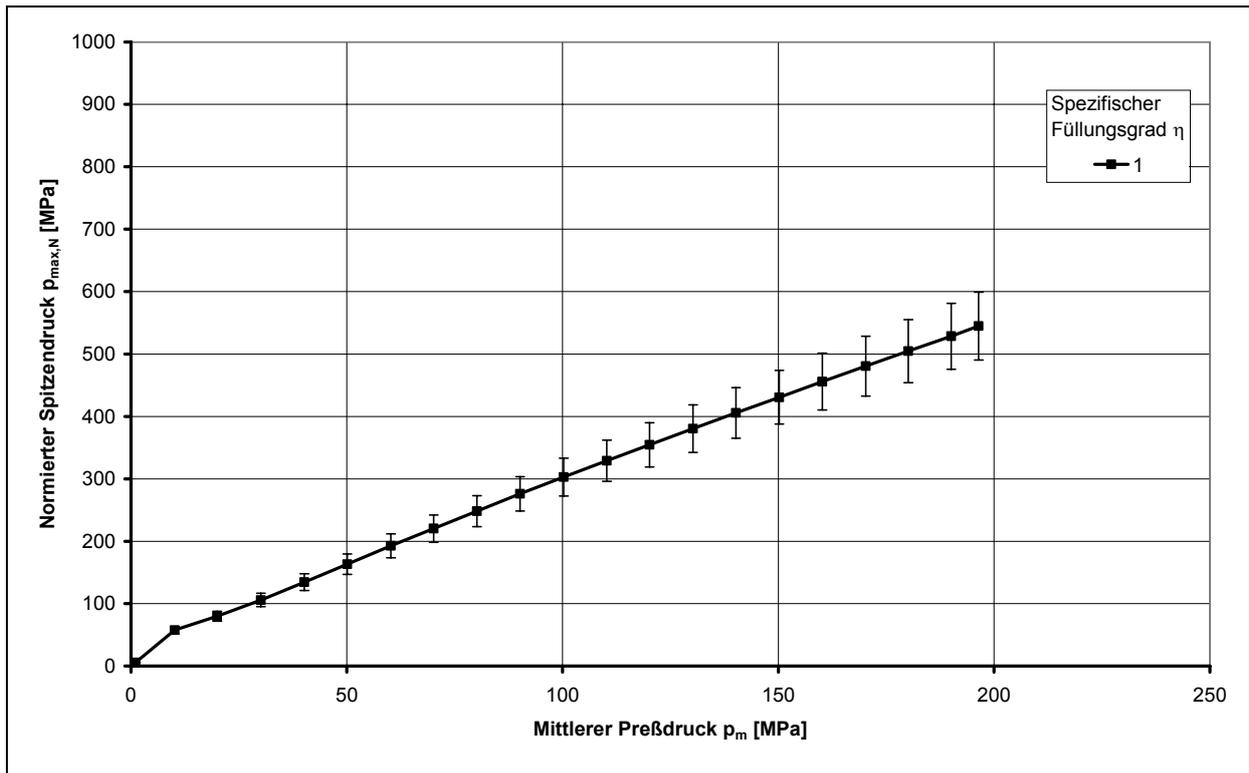


Abbildung A 4: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker A, Fraktion 5/8 mm, $v = 7$ mm/s

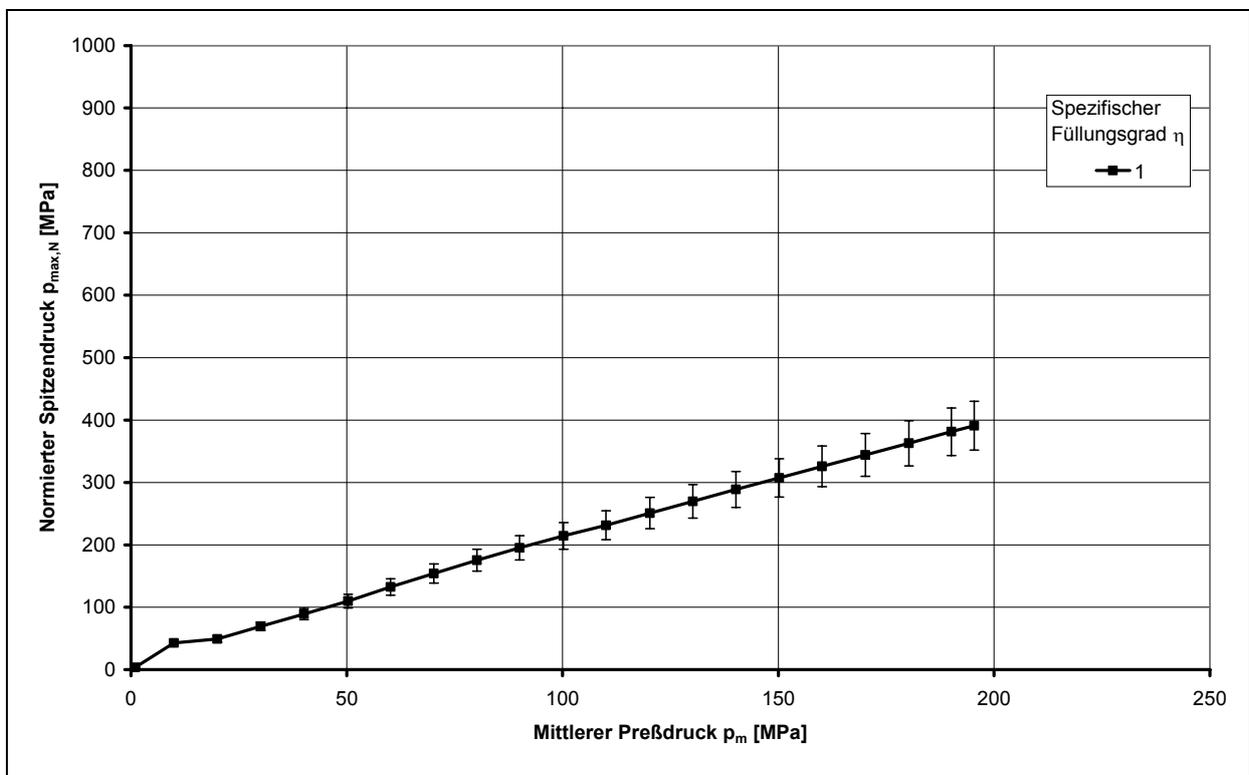


Abbildung A 5: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker A, Fraktion 25/25 mm, $v = 7$ mm/s

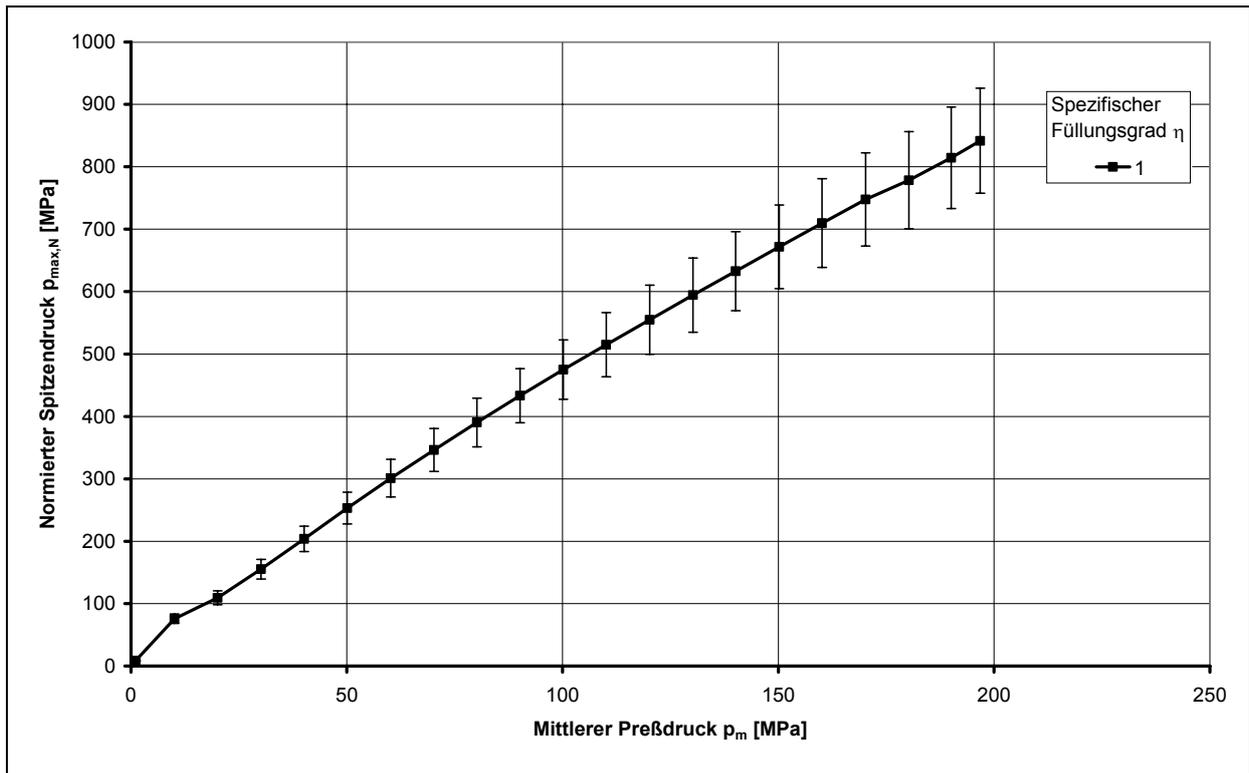


Abbildung A 6: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker B, Fraktion 0,8/1,25 mm, $v = 7$ mm/s

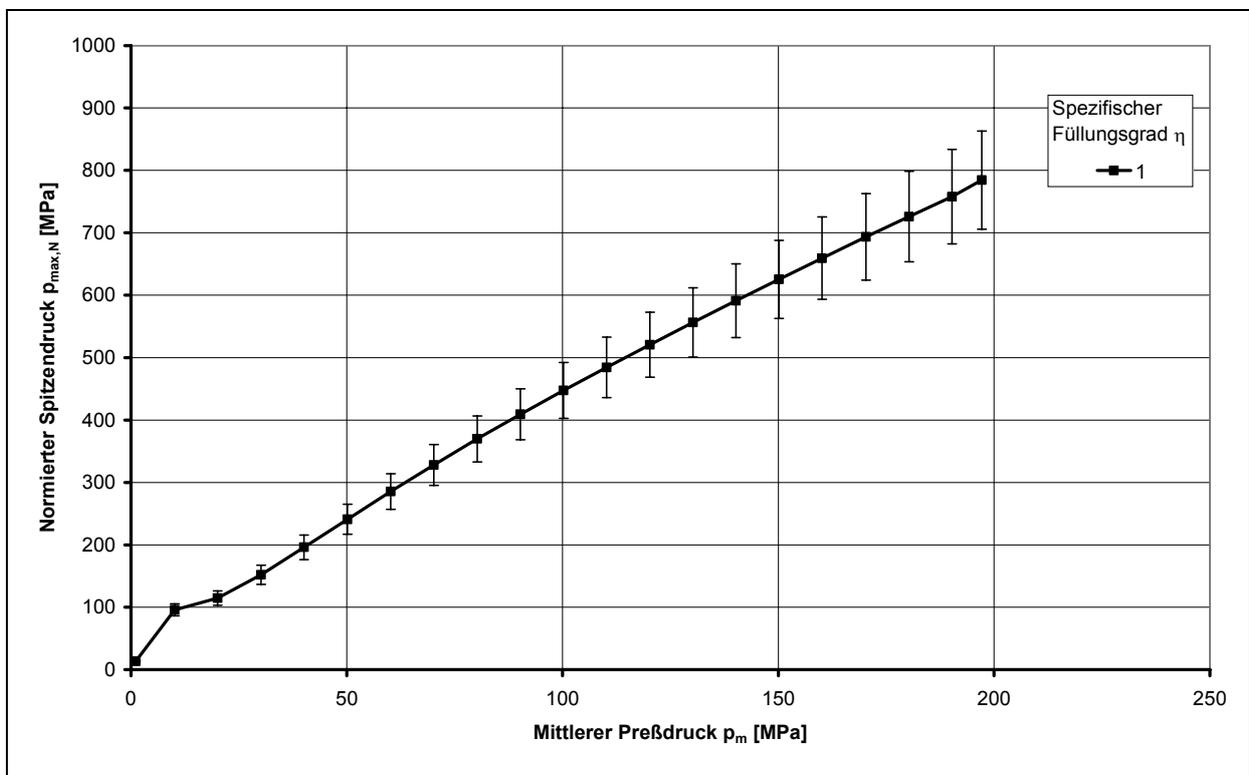


Abbildung A 7: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker B, Fraktion 2/3, 15 mm, $v = 7$ mm/s

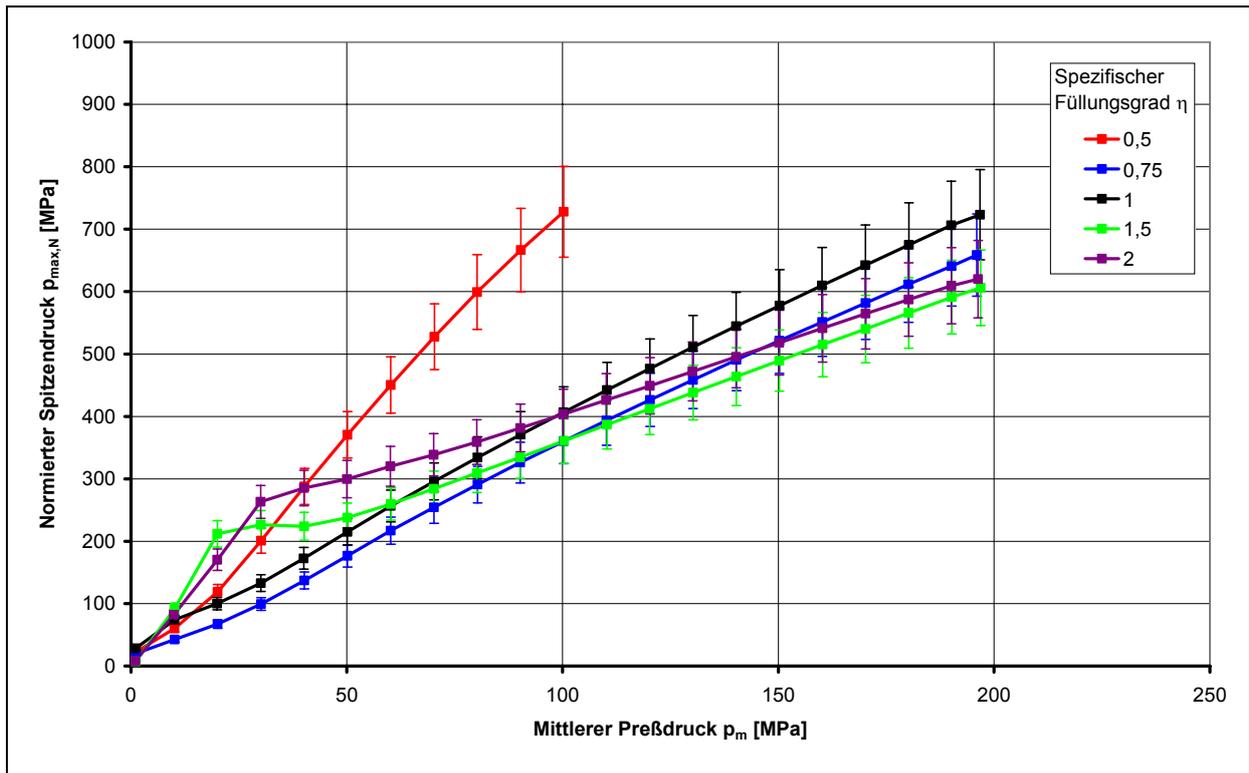


Abbildung A 8: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker B, Fraktion 3,15/5 mm, $v = 7$ mm/s

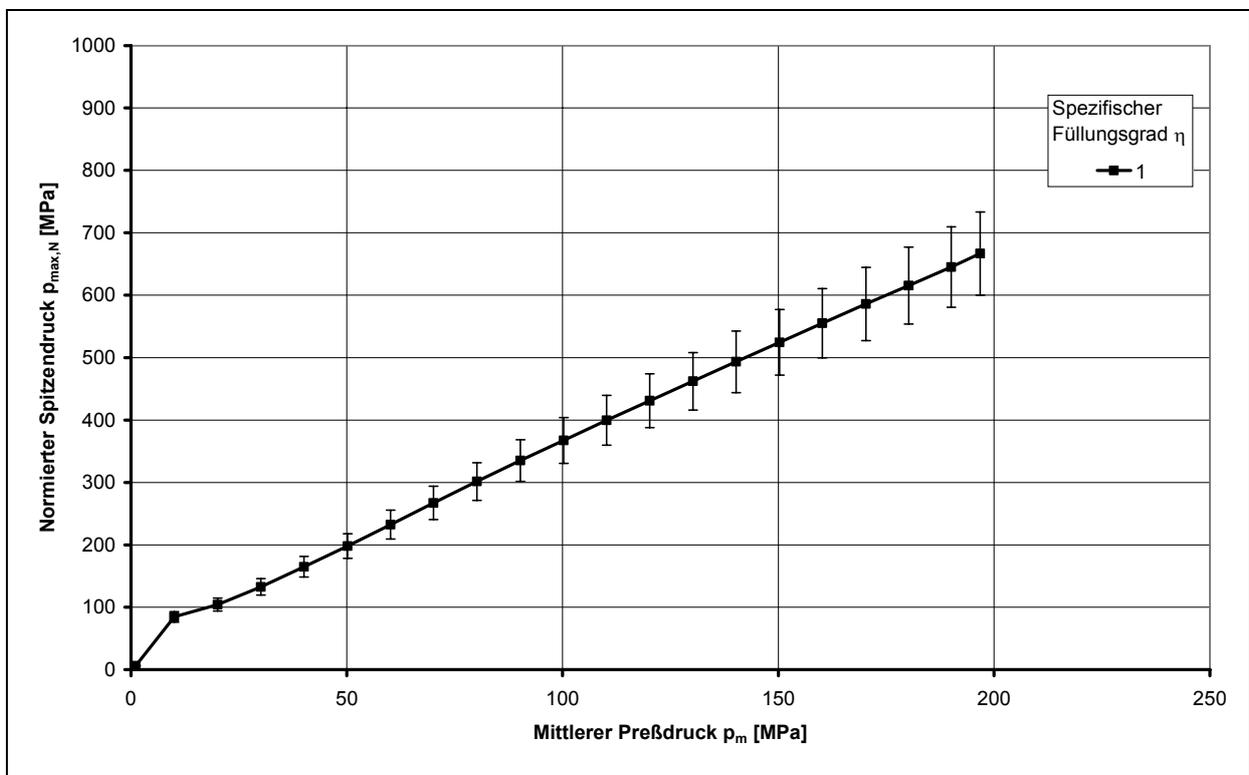


Abbildung A 9: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker B, Fraktion 5/8 mm, $v = 7$ mm/s

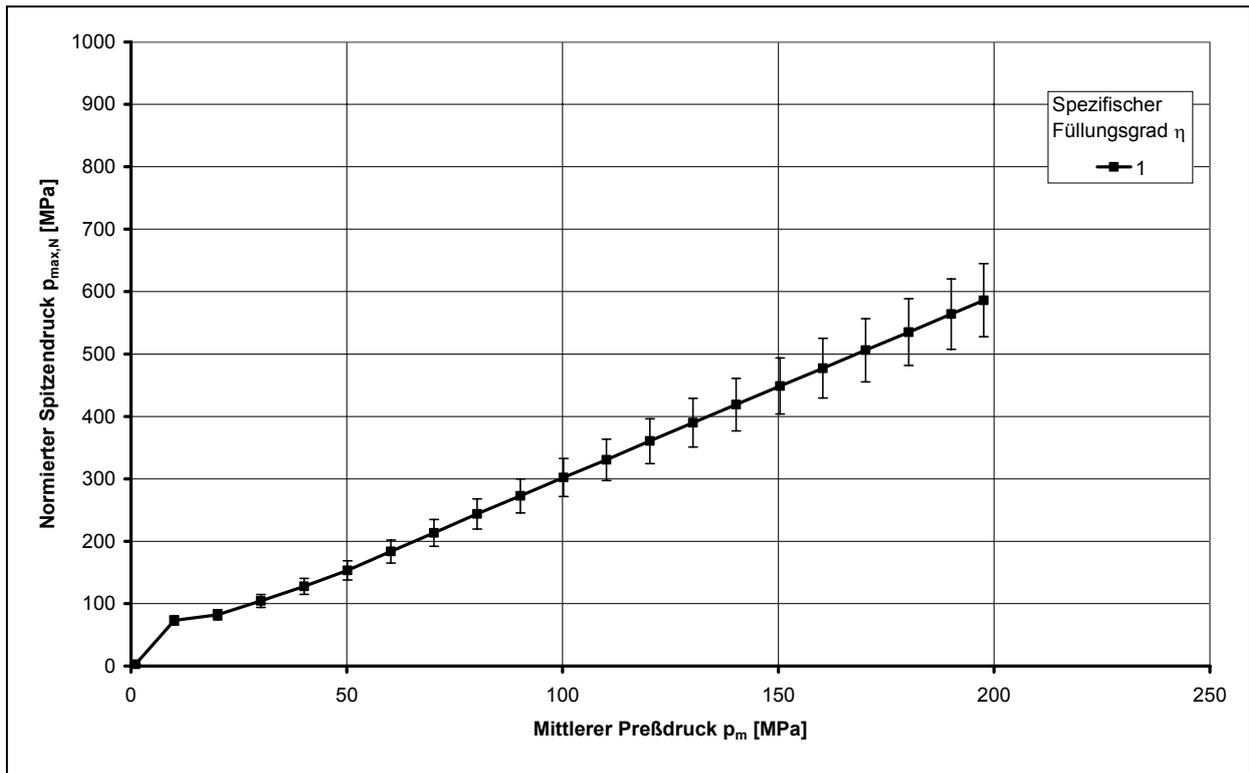


Abbildung A 10: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker B, Fraktion 11,2/16 mm, $v = 7$ mm/s

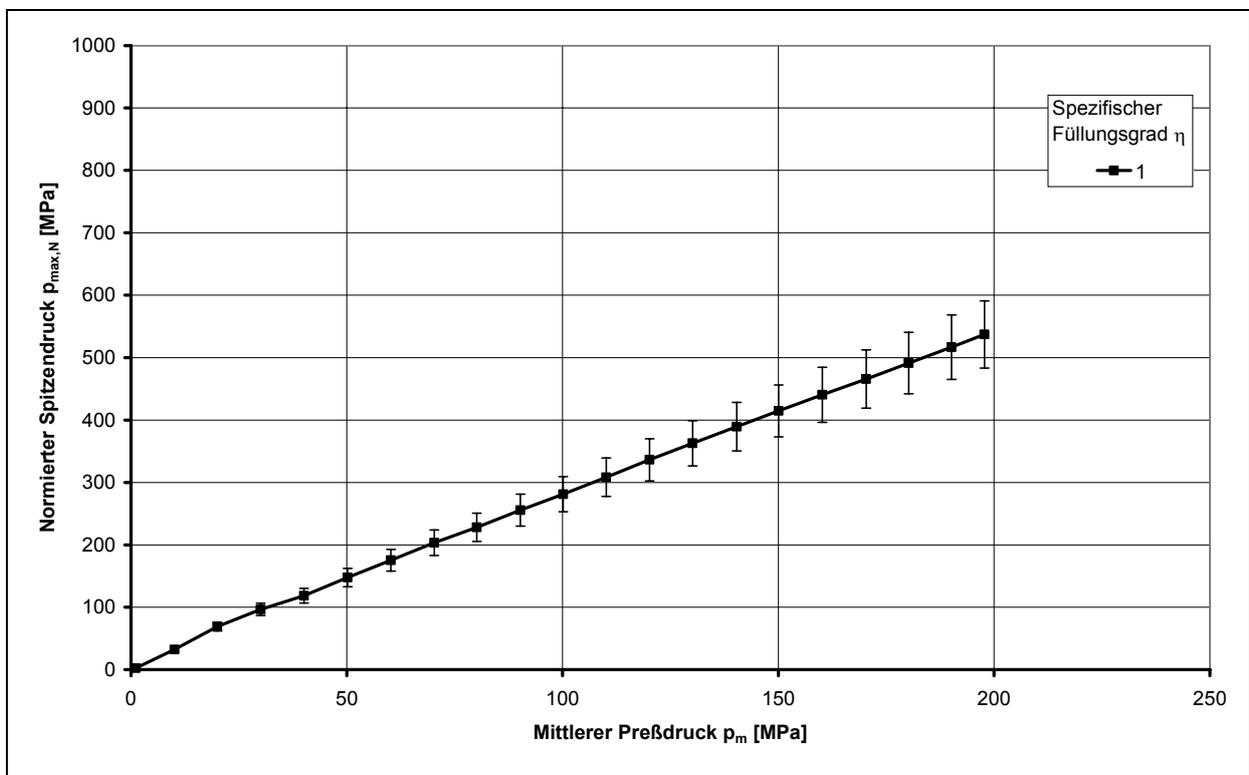


Abbildung A 11: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker B, Fraktion 25/25 mm, $v = 7$ mm/s

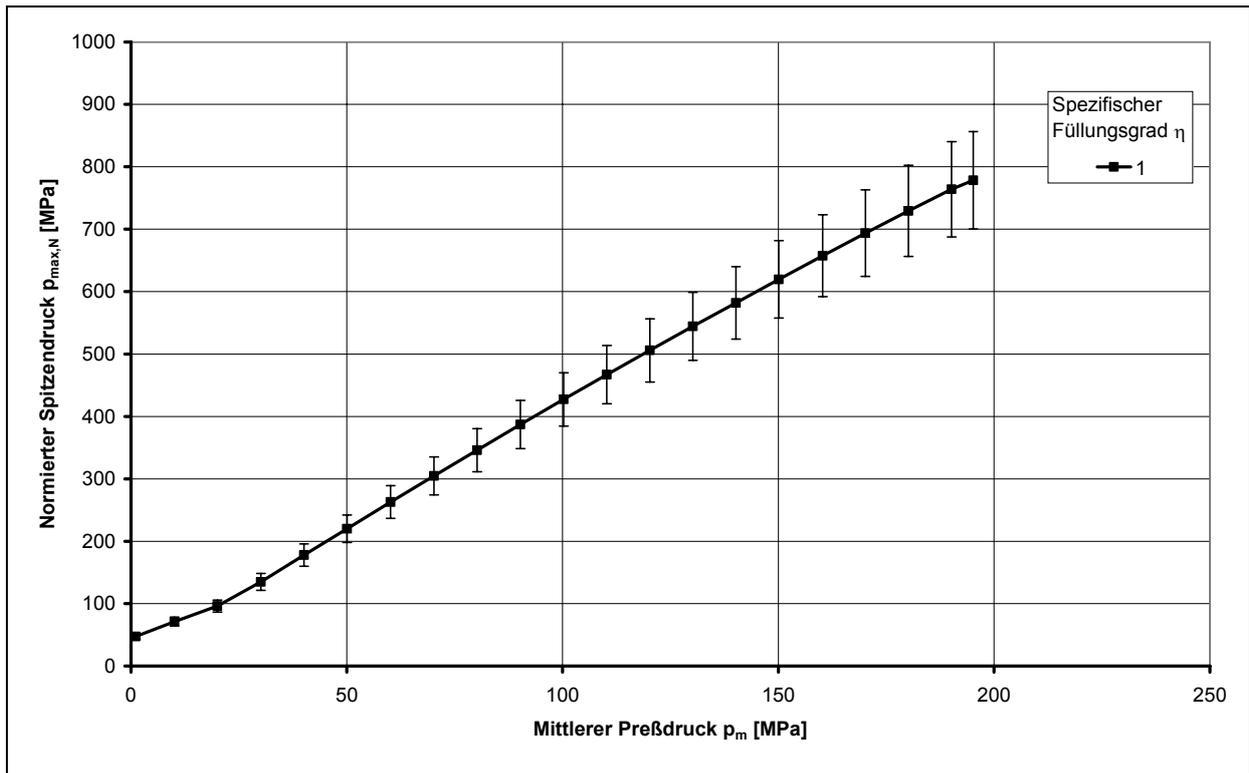


Abbildung A 12: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker C, Fraktion 0,8/1,25 mm, $v = 7$ mm/s

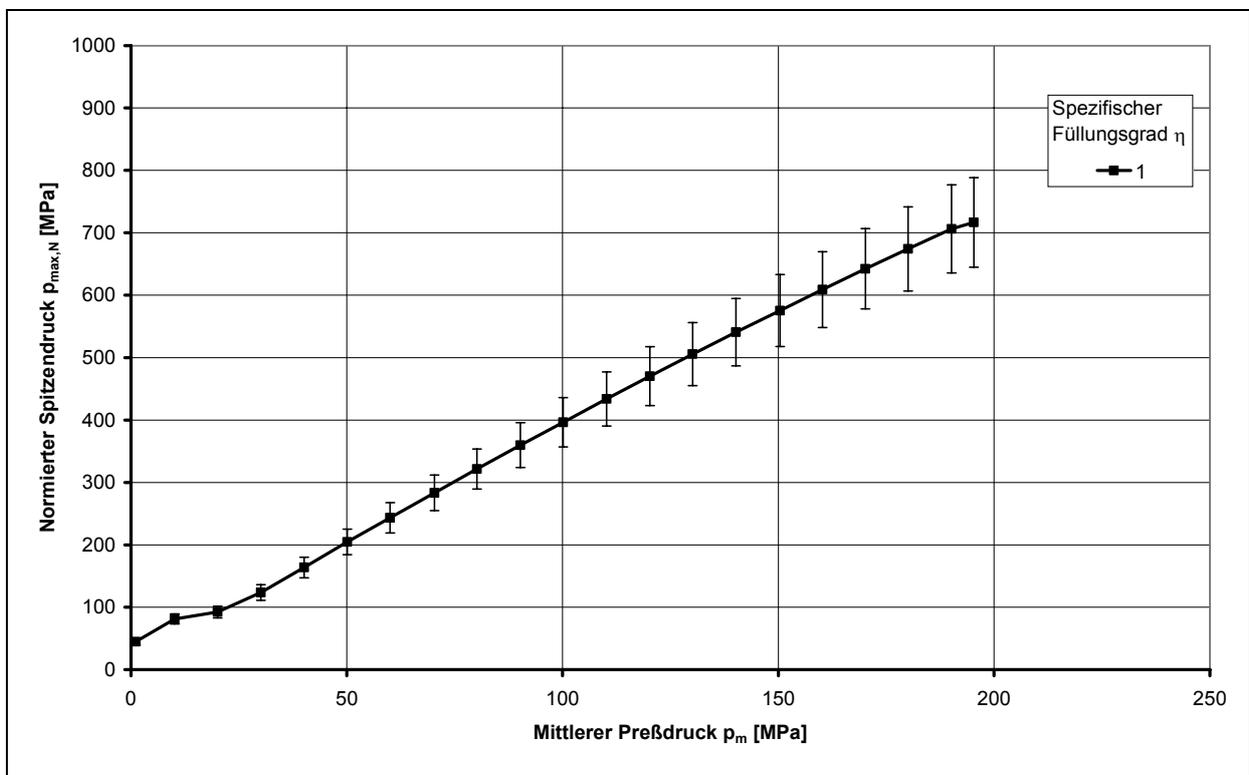


Abbildung A 13: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker C, Fraktion 2/3,15 mm, $v = 7$ mm/s

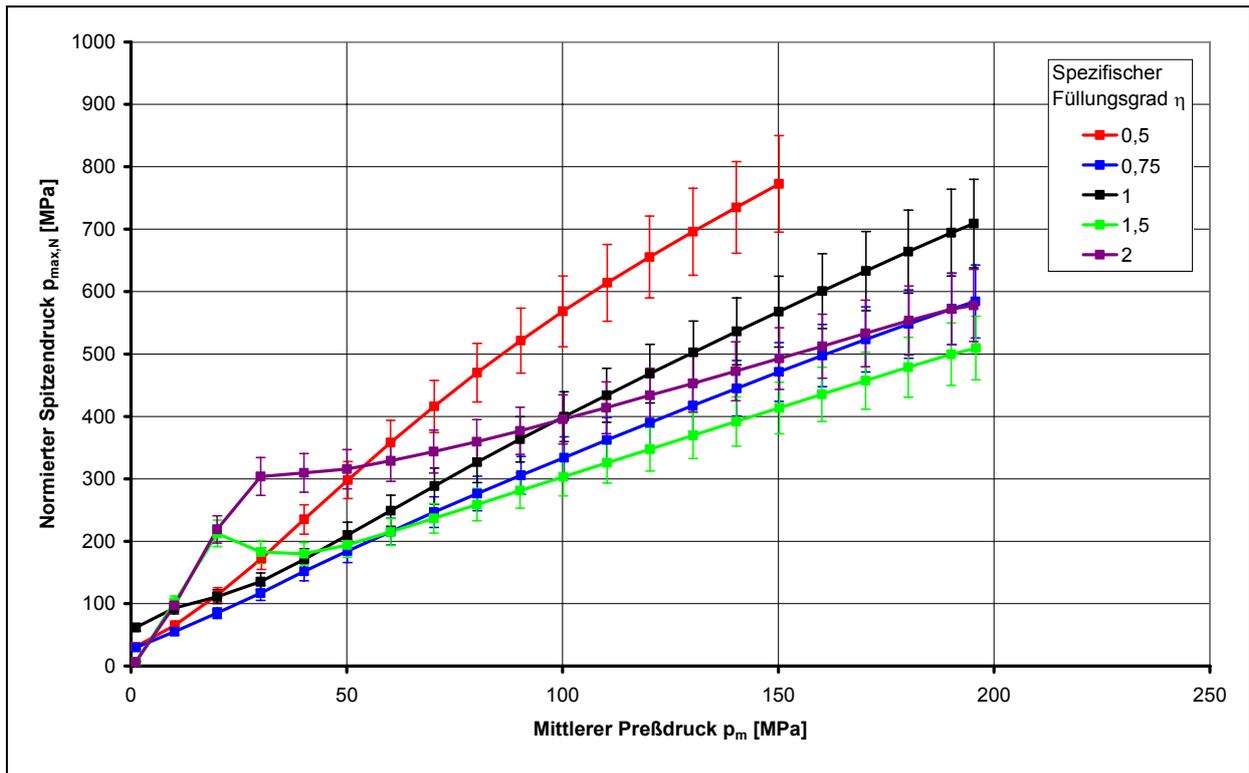


Abbildung A 14: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker C, Fraktion 3,15/5 mm, $v = 7$ mm/s

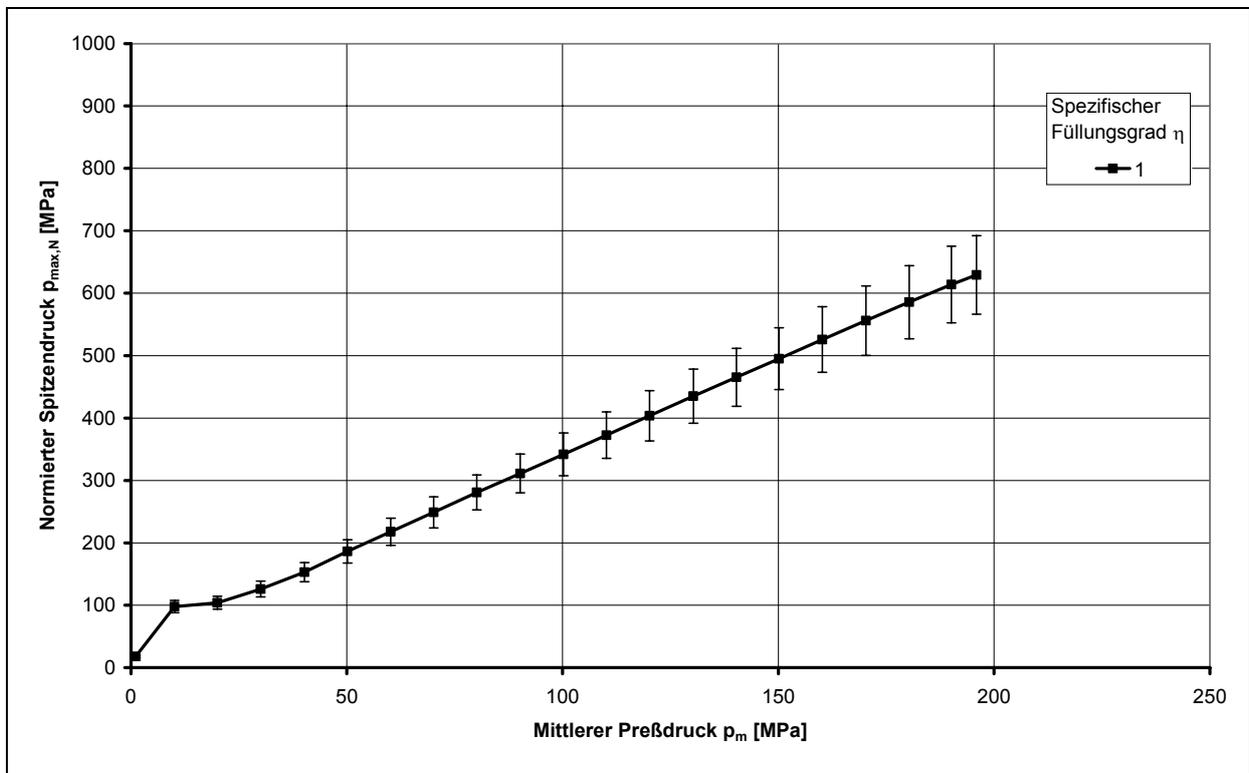


Abbildung A 15: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker C, Fraktion 5/8 mm, $v = 7$ mm/s

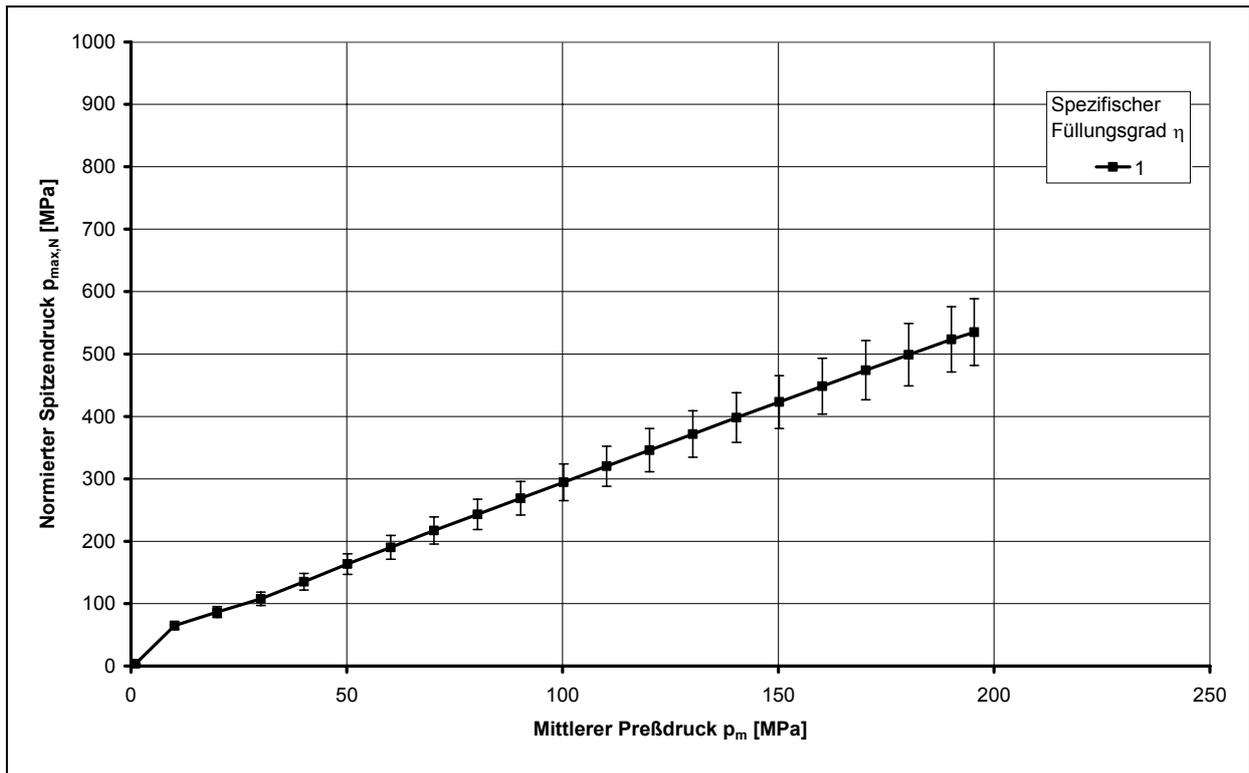


Abbildung A 16: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker C, Fraktion 11,2/16 mm, $v = 7$ mm/s

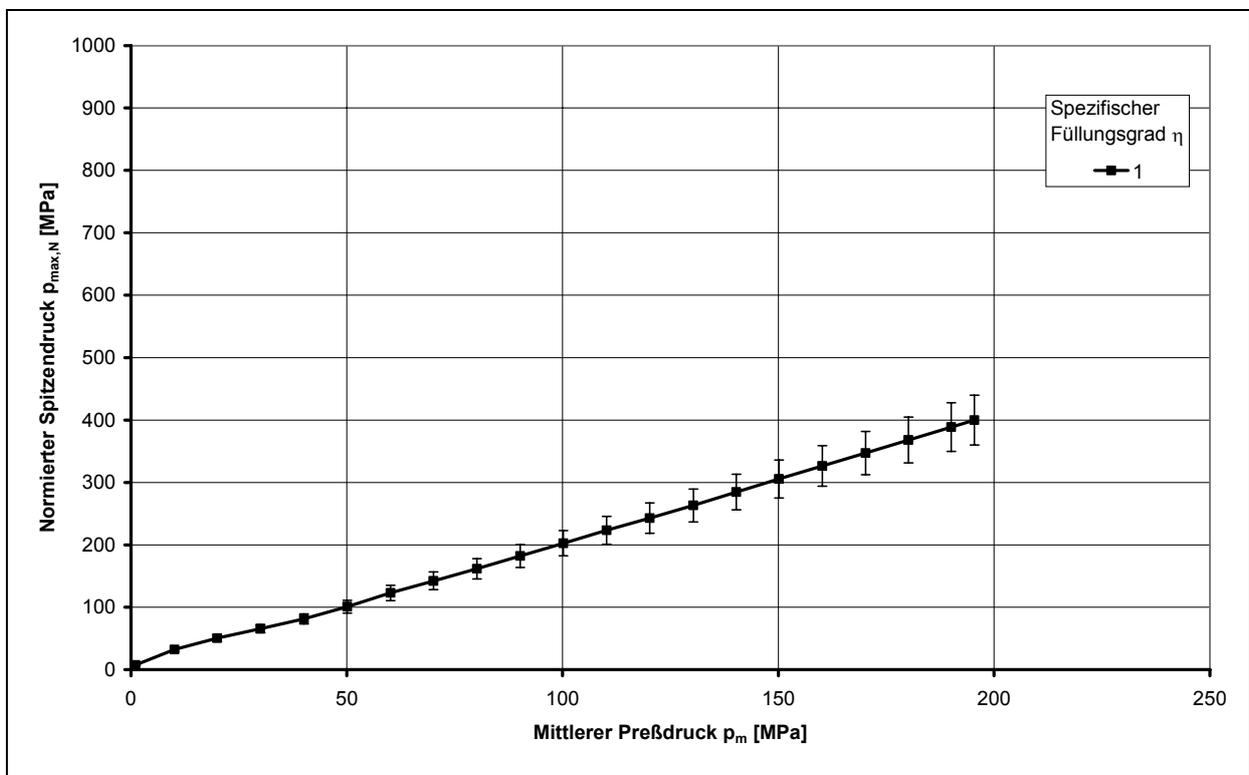


Abbildung A 17: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker C, Fraktion 25/25 mm, $v = 7$ mm/s

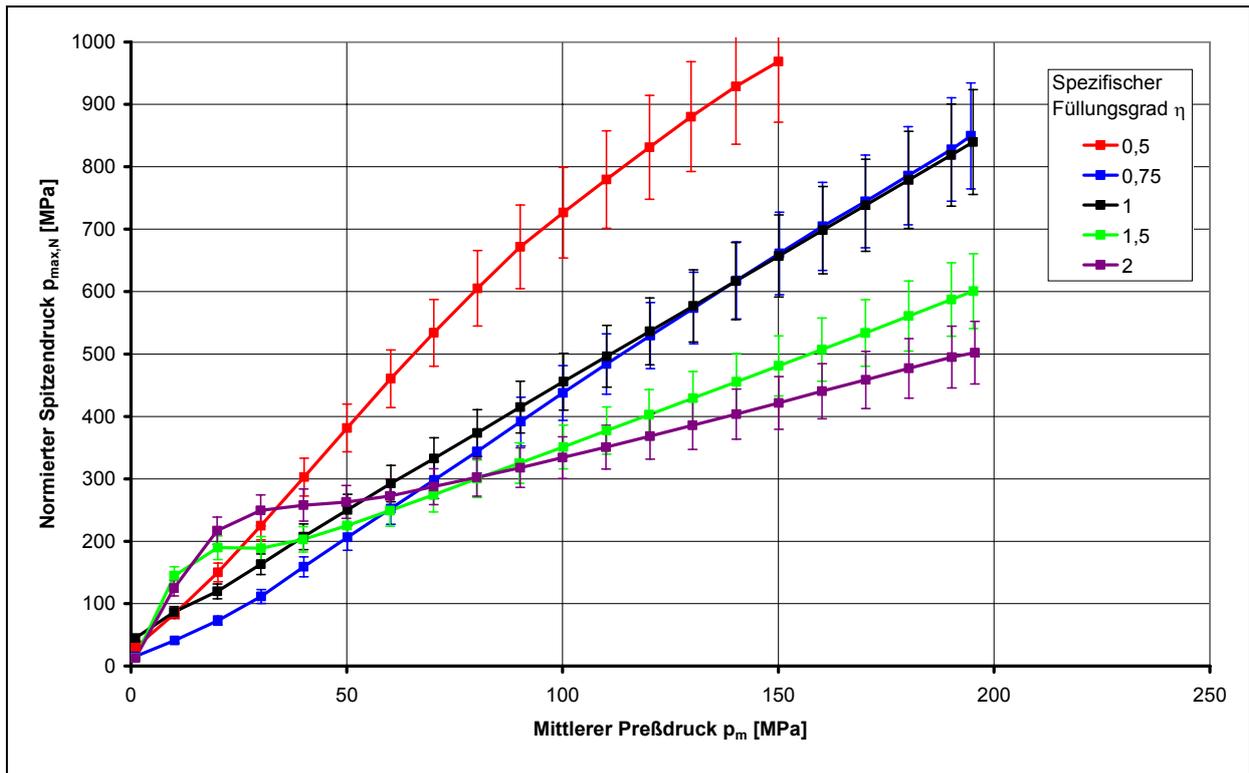


Abbildung A 18: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker D, Fraktion 0,18/0,35 mm, $v = 7$ mm/s

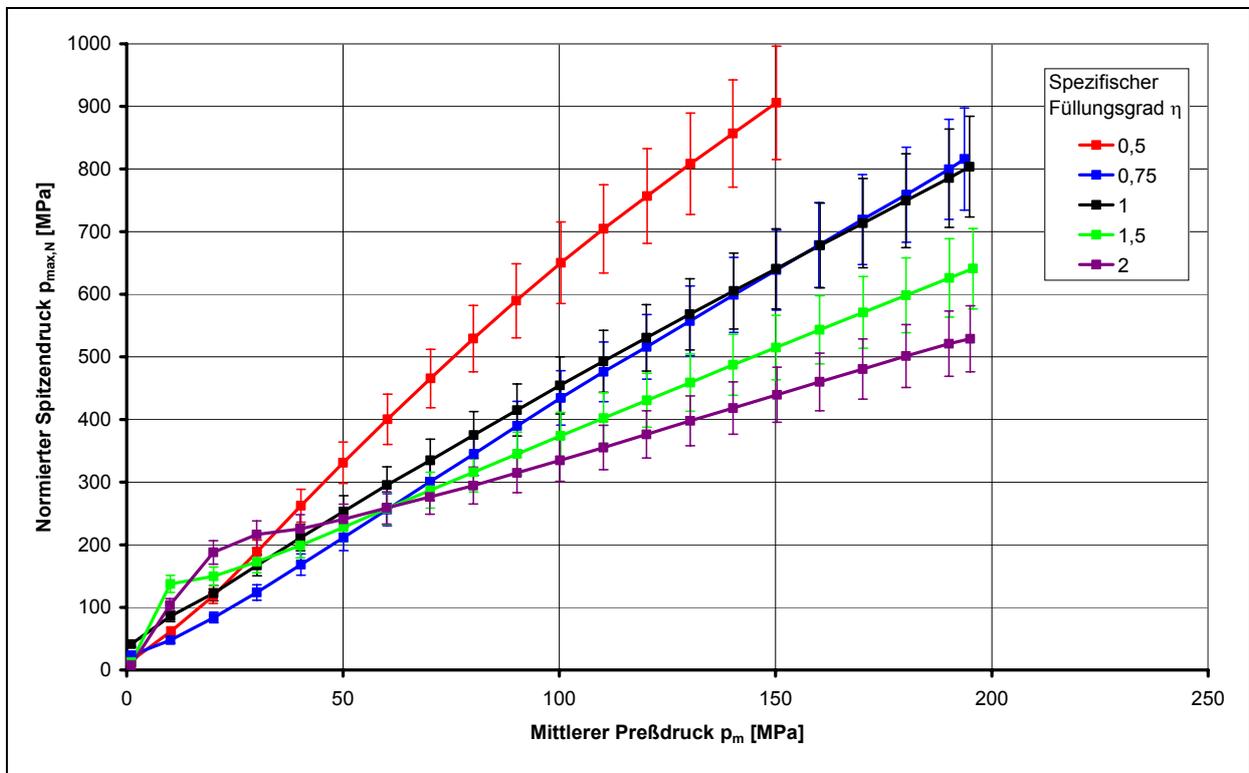


Abbildung A 19: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker D, Fraktion 0,8/1,25 mm, $v = 7$ mm/s

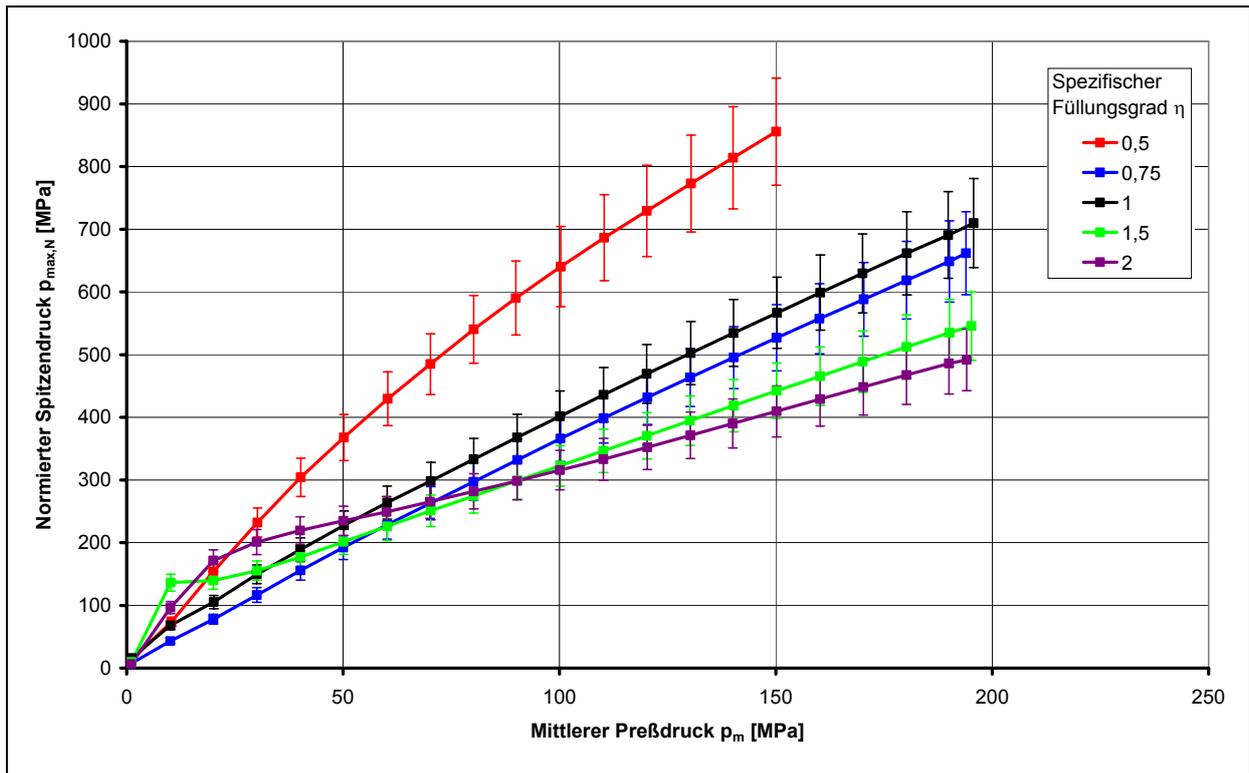


Abbildung A 20: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker D, Fraktion 2/3, 15 mm, $v = 7$ mm/s

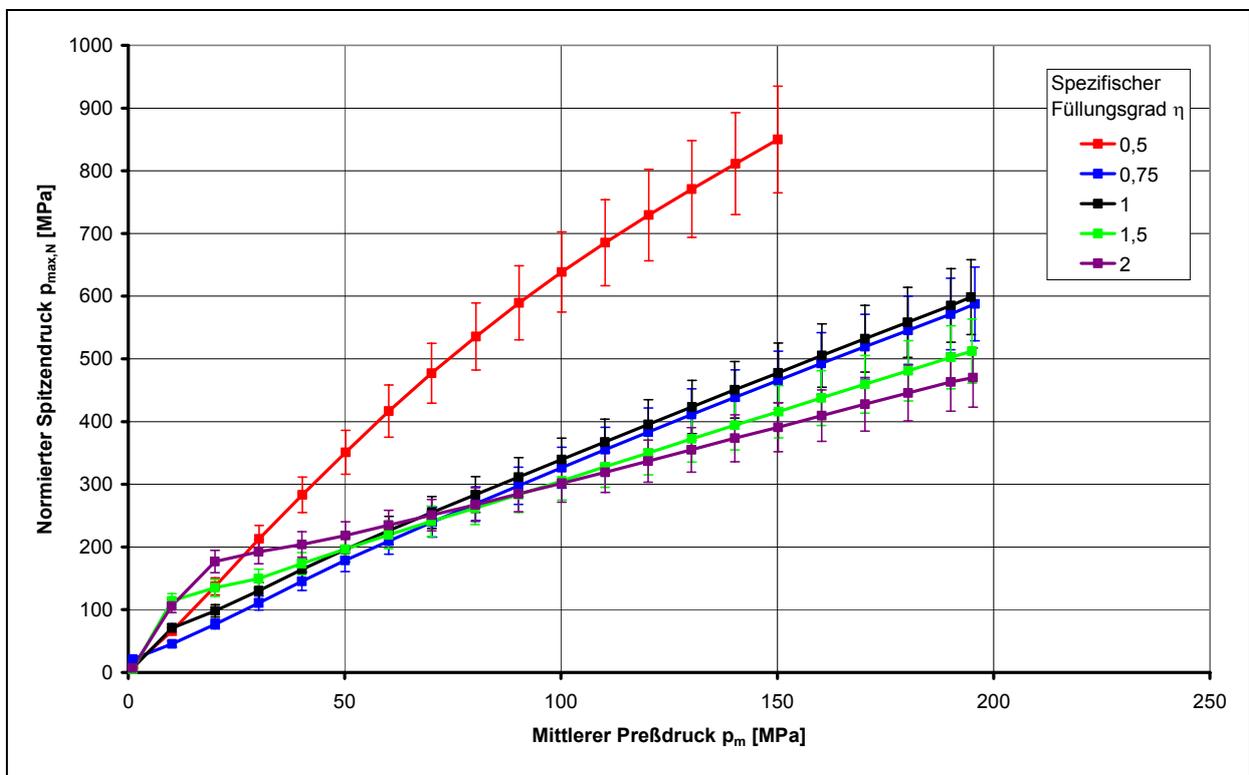


Abbildung A 21: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker D, Fraktion 3, 15/5 mm, $v = 7$ mm/s

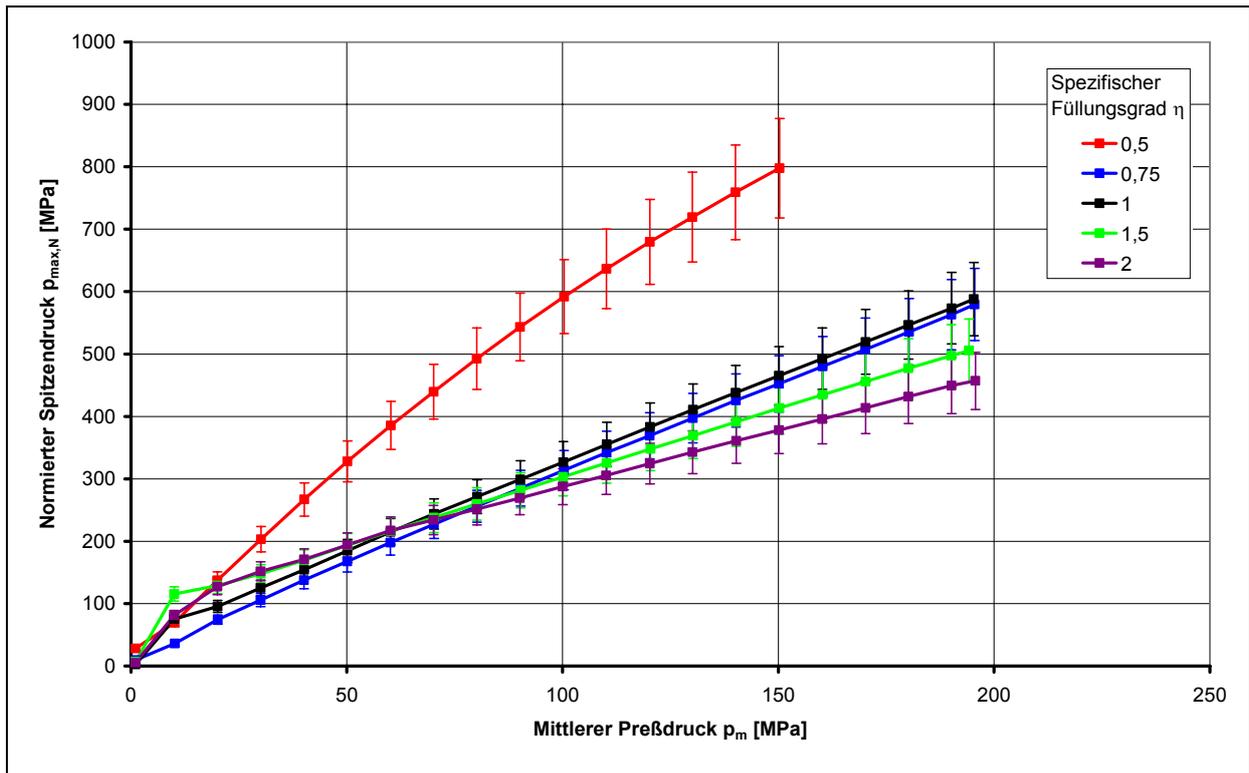


Abbildung A 22: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker D, Fraktion 5/8 mm, $v = 7$ mm/s

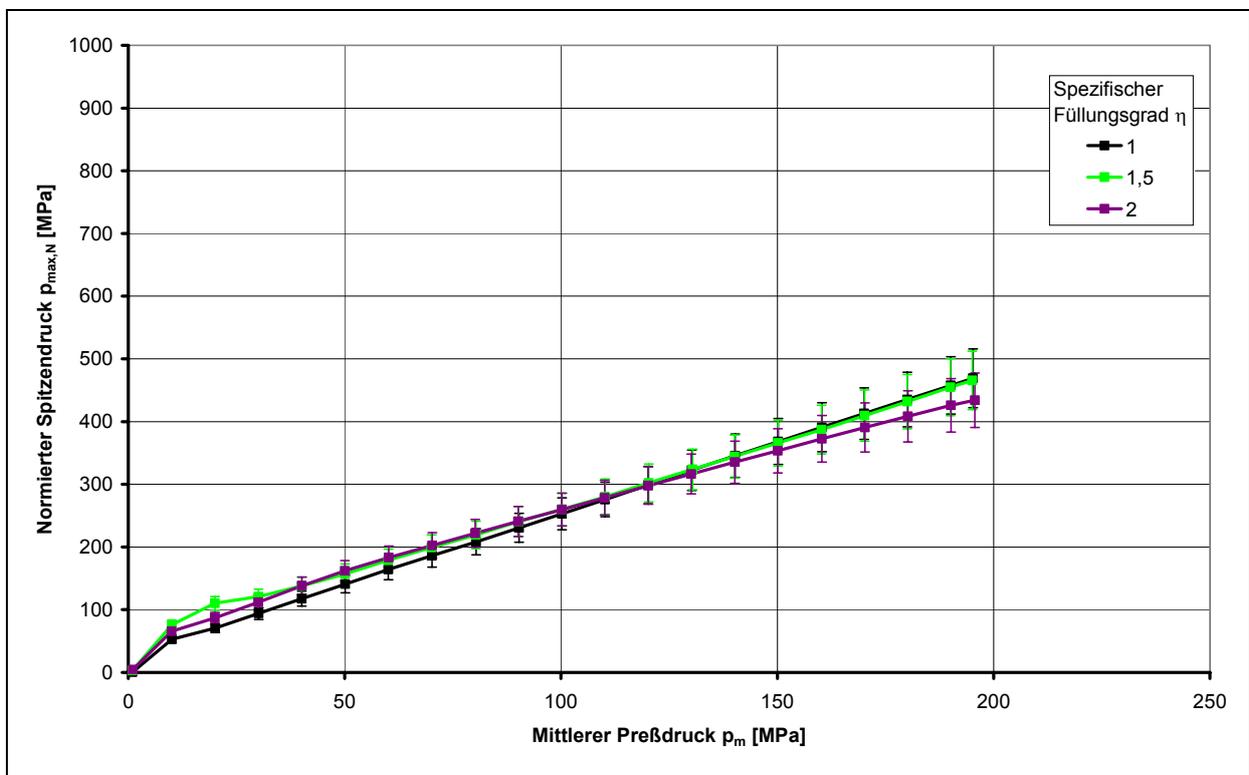


Abbildung A 23: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker D, Fraktion 11,2/16 mm, $v = 7$ mm/s

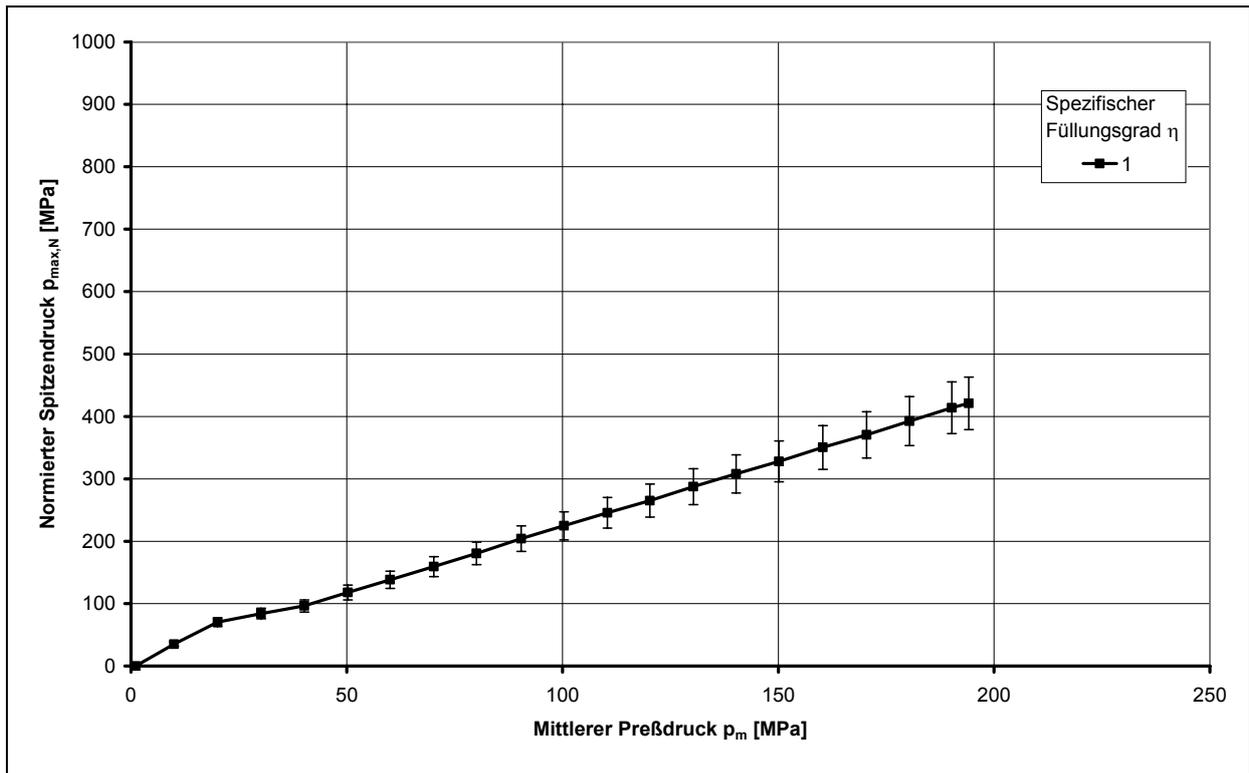
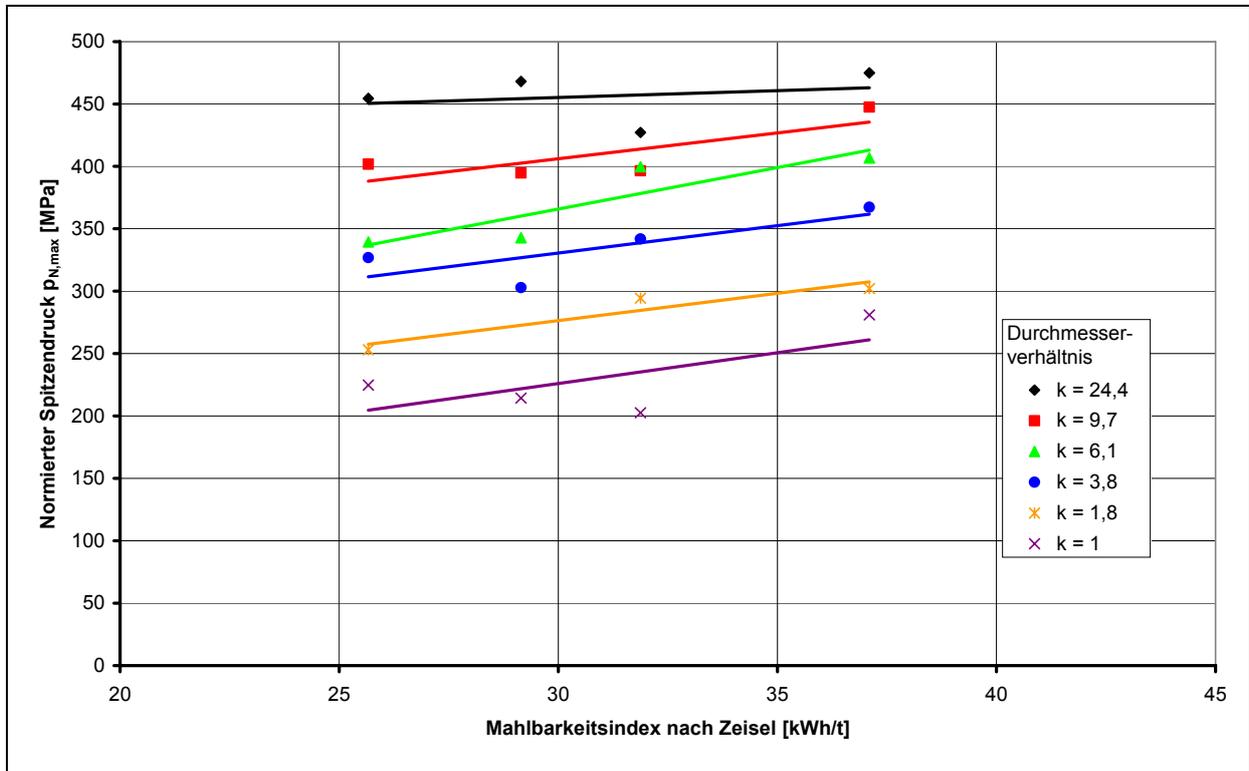


Abbildung A 24: Norm. Spitzendruck in Abhängigkeit des spezifischen Füllungsgrades, Klinker D, Fraktion 25/25 mm, $v = 7$ mm/s

Anlage E

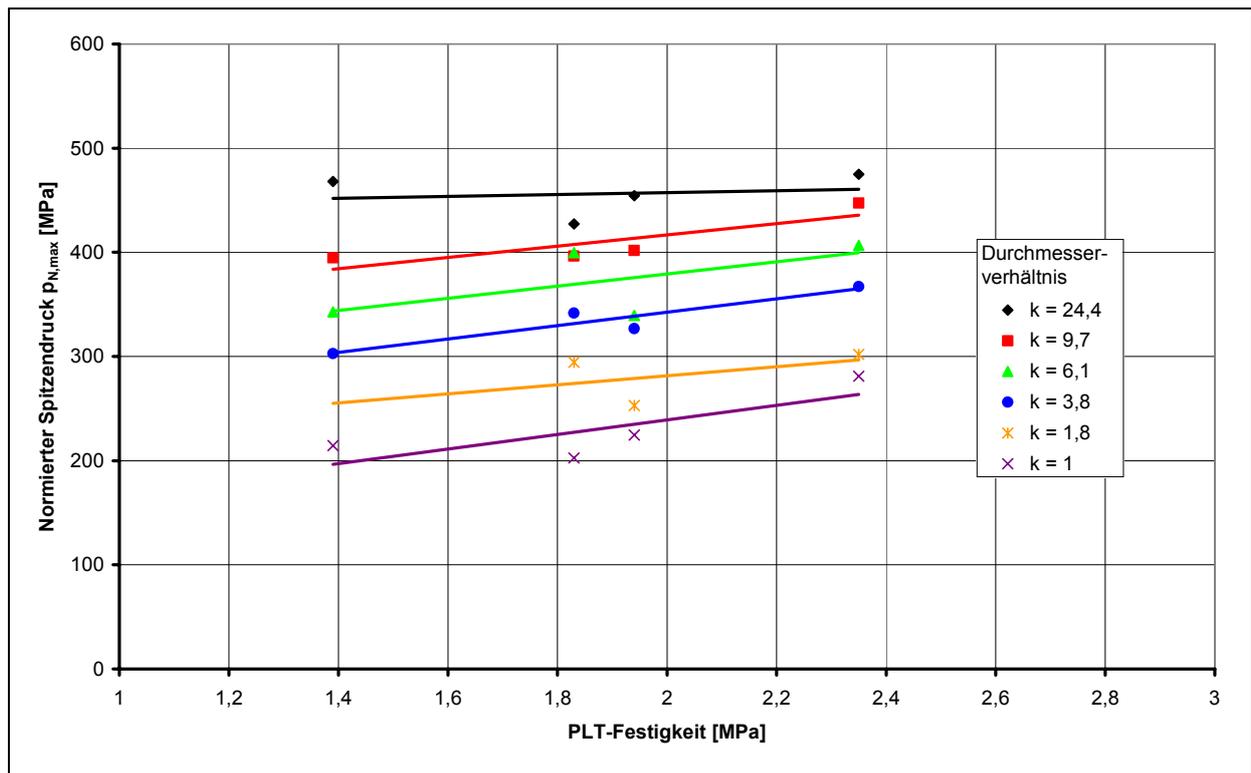
Druckwerte in Abhängigkeit des Mahlbarkeitsindizes und der PLT-Festigkeit ($p_m = 100 \text{ MPa}$)



Druck unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der Mahlbarkeit nach Zeisel, $p_m = 100 \text{ MPa}$
($\eta = 1$, $v = 7 \text{ mm/s}$)

Druckwerte in Abhängigkeit des Mahlbarkeitsindizes ($p_m = 100 \text{ MPa}$)

Klinker	Mahlbarkeitsindex	Druckwerte der Fraktionen bei einem mittleren Preßdruck von 100 MPa [MPa]					
		k = 24,4	k = 9,7	k = 6,1	k = 3,8	k = 1,8	k = 1
D	25,66	454,46	401,69	339,41	326,82	253,01	224,70
B	37,10	474,93	447,38	406,71	367,23	302,13	281,00
Erhöhung [%]		4,50	11,37	19,83	12,37	19,42	25,06



Druck unter dem Einzelpartikel in Abhängigkeit der PLT-Festigkeit, $p_m = 100$ MPa

($\eta = 1$, $v = 7$ mm/s)

Druckwerte in Abhängigkeit der PLT-Festigkeit ($p_m = 100$ MPa)

Klinker	PLT-Festigkeit [MPa]	Druckwerte der Fraktionen bei einem mittleren Preßdruck von 100 MPa [MPa]					
		k = 24,4	k = 9,7	k = 6,1	k = 3,8	k = 1,8	k = 1
A	1,39	468,08	394,76	342,80	302,87		214,39
B	2,35	474,93	447,38	406,71	367,23	302,13	281,00
Erhöhung [%]		1,46	13,33	18,65	21,25	-	31,07

Anlage F

Ermittlung eines Lastkollektivs

Die maximale Belastung wird in der Mitte der Walze entstehen. Deshalb soll für diesen Punkt beispielhaft ein Lastkollektiv ermittelt werden.

Mühlendaten und gemessene Verfahrensparameter:

Durchmesser D	1000 mm
Walzenlänge L	1000 mm
spez. Freßkraft F_{sp}	4,3 N/mm ²
Arbeitsspaltweite s	25 mm
Umfangsgeschwindigkeit v_U	1,5 m/s
Rohdichte des Klinkers ρ_{Roh}	3000 kg/m ³
Reindichte des Klinkers ρ_R	3100 kg/m ³
relative Schüttdichte δ_0	0,4374
relative Schülpendichte in der Walzenmitte nach der Kompression δ_s	0,8010
relative Schülpendichte in der Walzenmitte nach der Kompression δ_r	0,7882
Kurvenparameter der Kompression n_K	0,3615
charakteristischer Druck p_C	165 MPa

Ermittelte Prozeßparameter:

Die Anzahl der Längenelemente $j = t$ ergibt sich aus Gleichung (77):

$$t = \frac{L}{s}$$

$$t = 40$$

Der maximale Druck entsteht dabei in der Walzenmitte bei $j \approx t/2 = 20$. Der Druck $p_{p,\max}$ an dieser Stelle ist nach Gleichung (28):

$$p_{P,\max j=20} = p_c \cdot \left\{ \ln \left[\frac{(1 - \delta_0)}{(1 - \delta_S)} \right] \right\}^{1/n_E} \cdot \left[1 - \left(2 |\lambda_{j=20}| \right)^m \right]$$

Mit $m = 1,6$ nach *Lubjuhn* und $\lambda_{j=20}$ nach Gleichung (76):

$$\lambda_{j=20} = \frac{0,025m \cdot \left(20 - \frac{1}{2} \right) - \frac{1m}{2}}{1m}$$

$$\lambda_{j=20} = -0,0125$$

ergibt sich der maximale Preßdruck zu:

$$p_{P,\max j=20} = 183 \text{MPa}$$

Die Spaltweite zu Beginn der Kompression s_0 erhält man aus Gleichung (12):

$$s_0 = \frac{\delta_S \cdot s}{\delta_0}$$

$$s_0 = 45,78 \text{mm}$$

Der Massestrom $\dot{m}_{j=20}$ ist nach Gleichung (79):

$$\dot{m}_{j=20} = \delta_{j=20} \cdot \rho_R \cdot s \cdot l_{j=20} \cdot v_U$$

Mit $\delta_{j=20} = \delta_S$ erhält man schließlich den Teilmassestrom:

$$\dot{m}_{j=20} = 2,33 \text{kg / s}$$

Gegebene Korngrößenverteilung:

Aufgabemasse der Siebanalyse: $m_P = 8,5 \text{ kg}$

Korngröße [mm]	d_u [mm]	d_o [mm]	d_m [mm]	spez. Füllungsgrad η [.]	Fraktionsmasse m_F [kg]	Durchgang D [%]
< 1	0	1	0,5	91,56	1,711	20,13
1 ... 1,25	1	1,25	1,125	40,69	0,240	22,95
1,25 ... 1,6	1,25	1,6	1,425	32,13	0,300	26,48
1,6 ... 2	1,6	2	1,8	25,43	0,303	30,05
2 ... 2,5	2	2,5	2,25	20,35	0,419	34,98
2,5 ... 3,15	2,5	3,15	2,825	16,21	0,449	40,26
3,15 ... 4	3,15	4	3,575	12,81	0,445	45,50
4 ... 5	4	5	4,5	10,17	0,513	51,53
5 ... 6,3	5	6,3	5,65	8,10	0,420	56,47
6,3 ... 8	6,3	8	7,15	6,40	0,503	62,39
8 ... 10	8	10	9	5,09	0,552	68,88
10 ... 12,5	10	12,5	11,25	4,07	0,513	74,92
12,5 ... 16	12,5	16	14,25	3,21	0,470	80,45
16 ... 20	16	20	18	2,54	0,463	85,90
20 ... 25	20	25	22,5	2,03	0,394	90,53
25 ... 31,5	25	31,5	28,25	1,62	0,301	94,07
31,5 ... 40	31,5	40	35,75	1,28	0,210	96,54
40 ... 50	40	50	45	1,02	0,142	98,21
50 ... 63	50	63	56,5	0,81	0,077	99,11
63 ... 80	63	80	71,5	0,64	0,042	99,60
80 ... 100	80	100	90	0,51	0,034	100

Lastkollektiv:

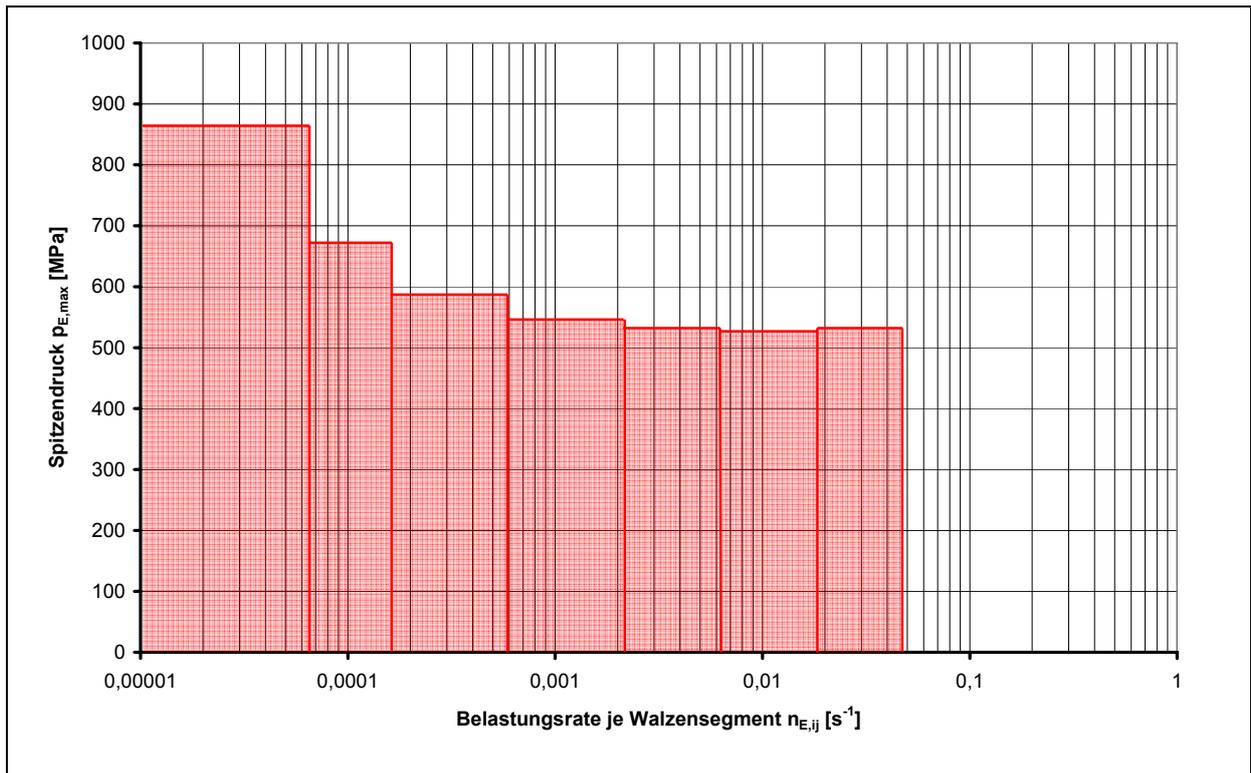
Die Bestimmung des Spitzendrucks $p_{E,max}$ erfolgt nach Gleichung (59). Die Anpassungsparameter wurden aus Abbildung (55) ausgelesen und besitzen für $p_m = 183 \text{ MPa}$ folgende Werte:

$$k_1 = 2,01$$

$$k_2 = 1,28$$

$$k_3 = 0,33$$

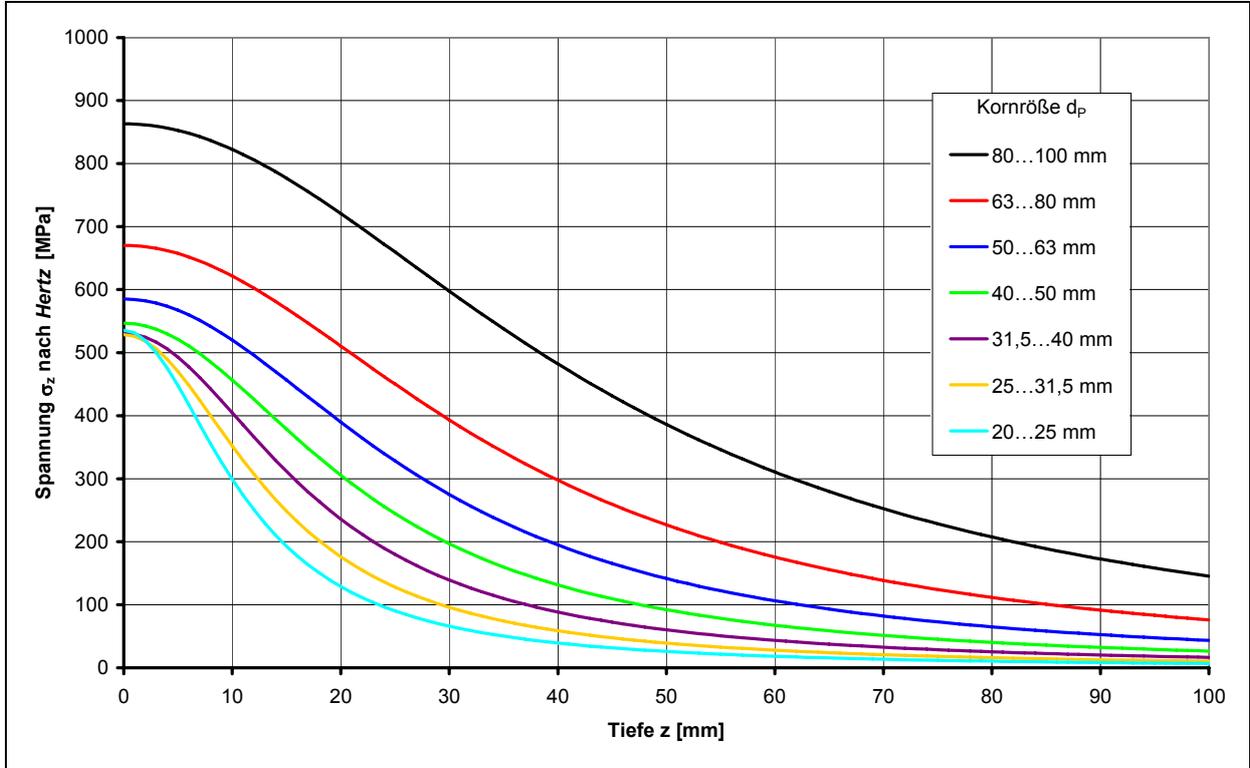
Kornklasse	obere Korngrenze	untere Korngrenze	spez. Füllungsgrad	Spitzendruck	Fraktionsmasse	Fraktions- massstrom	Belastungsrate	Belastungsrate je Walzensegment
i	d_o	d_u	η	$p_{E,max}$	$m_{F,i}$	$\dot{m}_{F,ij}$	\dot{z}_{ij}	$n_{E,ij}$
	[mm]	[mm]	[-]	[MPa]	[kg]	[kg/s]	[s ⁻¹]	[s ⁻¹]
1	20	25	2,03	535,5	0,394	0,1079	6,031	0,0482
2	25	31,5	1,62	528,7	0,301	0,0824	2,327	0,0186
3	31,5	40	1,28	531,1	0,210	0,0575	0,801	$6,41 \cdot 10^{-3}$
4	40	50	1,02	546,8	0,142	0,0389	0,272	$2,18 \cdot 10^{-3}$
5	50	63	0,81	585,1	0,077	0,0211	0,074	$5,92 \cdot 10^{-4}$
6	63	80	0,64	670,2	0,042	0,0115	0,020	$1,60 \cdot 10^{-4}$
7	80	100	0,51	863,1	0,034	0,0093	0,008	$6,40 \cdot 10^{-5}$



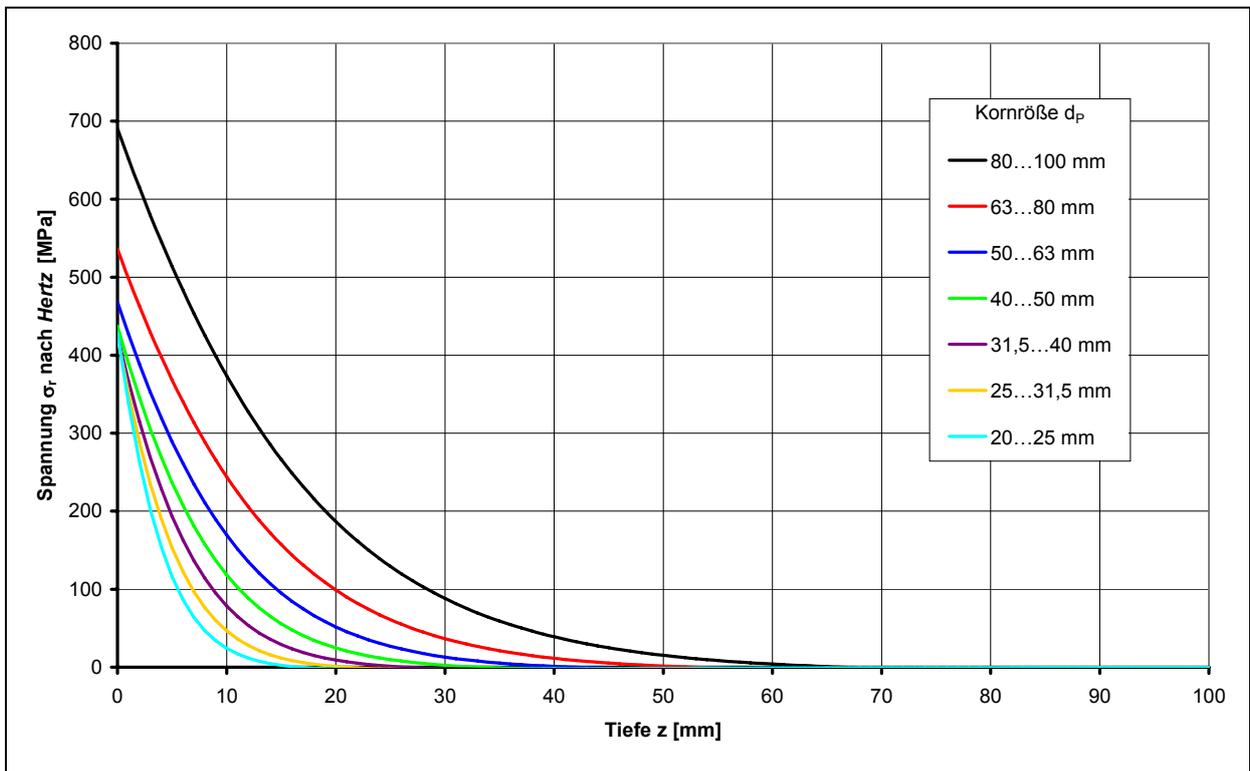
Lastkollektiv für den Längenabschnitt $l_j = 20$

Anlage G

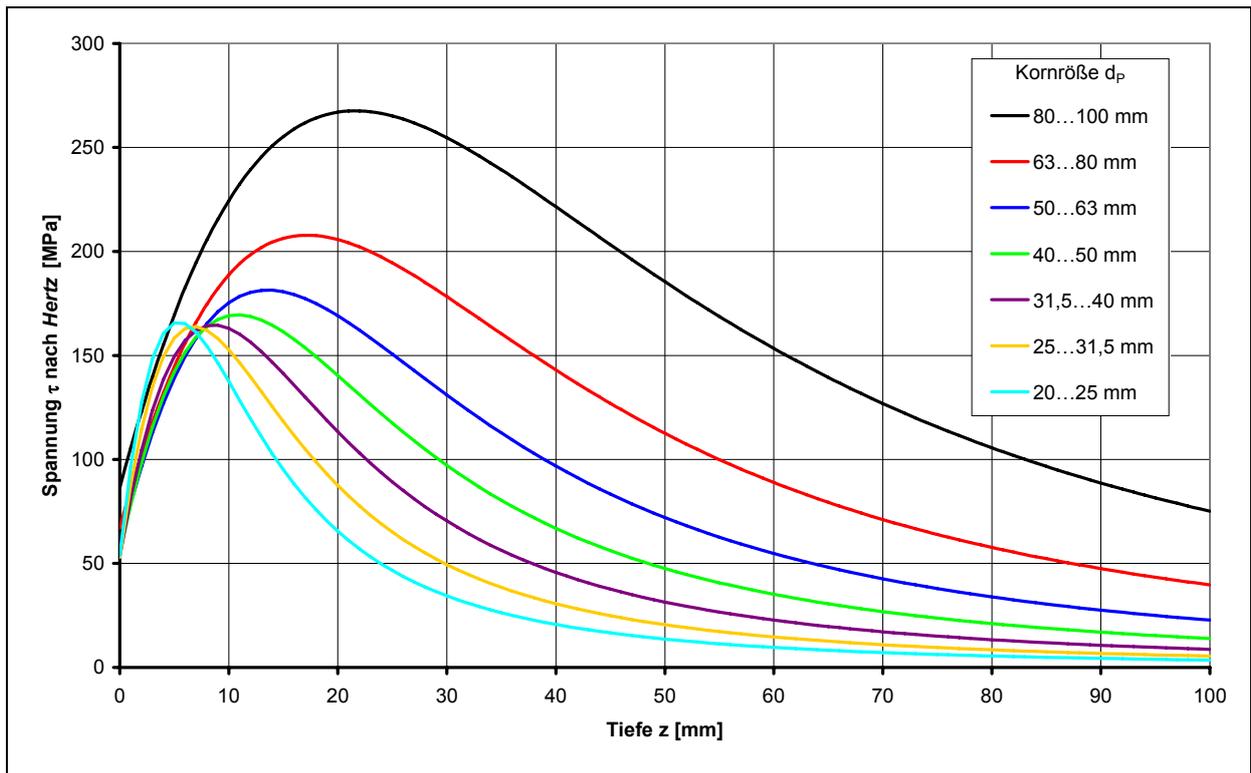
Spannungsverläufe unter den groben Einzelpartikeln nach *Hertz*



Normalspannungsverlauf für das Beispiel nach Anlage F



Radialspannungsverlauf für das Beispiel nach Anlage F



Schubspannungsverlauf für das Beispiel nach Anlage F