

# **Modellierung der Zerkleinerung in Profilwalzenbrechern**

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. Marko Schmidt

geboren am 04.06.1979 in Riesa

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. G. Unland, Freiberg

Prof. Dr.-Ing. habil. G. Kunze, Dresden

Tag der Verleihung: 25.03.2011

## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Aufbereitungsmaschinen der Technischen Universität Bergakademie Freiberg unter Leitung von Herrn Prof. Dr.-Ing. G. Unland.

An dieser Stelle gilt mein besonderer Dank meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. G. Unland für die vielfältige Unterstützung und Betreuung sowie die Anregungen zu dieser Arbeit.

Weiterhin möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. G. Kunze für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Korreferates danken.

Allen Mitarbeitern des Lehrstuhls und der Werkstatt bin ich dankbar für die hilfreichen Ratschläge und die angenehme Arbeitsatmosphäre, in welcher meine Arbeit erst entstehen konnte. Ferner möchte ich meinen Dank den Studien- und Diplomarbeitern für ihre Unterstützung und Ausdauer aussprechen.

Nicht zuletzt und mit besonderem Nachdruck bedanke ich mich bei meinen Eltern für ihre Förderung und Unterstützung auf meinem Weg.

## Inhaltsverzeichnis

<b>Symbolverzeichnis</b>	<b>III</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>XX</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>XXI</b>
<b>1 Einleitung und Problemstellung</b>	<b>1</b>
<b>2 Systemanalyse von Profilwalzenbrechern</b>	<b>3</b>
2.1 Einfluss- und Zielgrößen von Profilwalzenbrechern	3
2.2 Systematisierung und Einordnung von Profilwalzenbrechern	7
2.2.1 Klassifizierung von Profilwalzenbrechern	8
2.2.1.1 Klassifizierung nach konstruktiven Maschinenparametern	9
2.2.1.2 Klassifizierung nach der Belastungsart	18
2.2.2 Abgrenzung von Profilwalzenbrechern	25
<b>3 Erkenntnisstand zur Zerkleinerung in Profilwalzenbrechern</b>	<b>29</b>
3.1 Wertebereiche der Einfluss- und Zielgrößen von Profilwalzenbrechern	29
3.2 Auslegungsmodelle von Profilwalzenbrechern	32
3.2.1 Ermittlung des Grenzdurchsatzes	32
3.2.1.1 Einzugsbedingung für das Einzelkorn	32
3.2.1.2 Theoretisch begründete Ansätze für den Grenzdurchsatz	38
3.2.1.3 Empirische Ansätze für den Grenzdurchsatz	47
3.2.2 Ermittlung der Produktkorngrößenverteilung	49
3.2.3 Ermittlung des Leistungsbedarfs	54
3.2.3.1 Theoretisch begründete Ansätze für den Leistungsbedarf	57
3.2.3.2 Empirische Ansätze für den Leistungsbedarf	68
3.3 Wertung des Erkenntnisstandes und Präzisierung der Aufgabenstellung	75
<b>4 Neues Auslegungsmodell für Profilwalzenbrecher</b>	<b>77</b>
4.1 Aufbau des Modells	77
4.2 Voruntersuchungen zu den Einflussgrößen des Modells	78
4.2.1 Analyse maschinenbezogener Parameter	78
4.2.1.1 Primäroptimierung der Profilwalzengeometrie	79
4.2.1.2 Sekundäroptimierung der Profilwalzengeometrie	86
4.2.2 Analyse aufgabestoffbezogener Parameter	95
4.2.3 Analyse systembezogener Parameter	99
4.3 Bestimmung der Zielgrößen des Modells	101
4.3.1 Simulation der Einzelkornzerkleinerung in einem Modellwalzenbrecher	101
4.3.2 Aggregation der Simulationsergebnisse auf die Massestromzerkleinerung	102
4.3.3 Skalierung der Simulationsergebnisse auf den Originalwalzenbrecher	110

---

<b>5</b>	<b>Zerkleinerungsversuche für das neue Auslegungsmodell</b>	<b>115</b>
5.1	Grundlagen zur Einzelkorndruckzerkleinerung	115
5.1.1	Physikalische Beschreibung von Deformations- und Bruchprozessen	115
5.1.2	Empirische Analyse von Deformations- und Bruchprozessen	121
5.1.2.1	Einfluss- und Zielgrößen der Einzelkorndruckzerkleinerung	121
5.1.2.2	Korngrößeneffekt der Einzelkorndruckzerkleinerung	124
5.1.2.2.1	Versuchsergebnisse zum Korngrößeneffekt	124
5.1.2.2.2	Mathematisch-statistische Ansätze zum Korngrößeneffekt	128
5.2	Experimentelle Untersuchungen zur Einzelkorndruckzerkleinerung	132
5.2.1	Aufbau der Versuchsanordnungen	132
5.2.2	Durchführung der Versuche	134
5.2.3	Auswertung der Versuche	136
<b>6</b>	<b>DEM-Simulationen für das neue Auslegungsmodell</b>	<b>141</b>
6.1	Grundlagen zur DEM-Simulation	141
6.1.1	Beschreibung der DEM	141
6.1.2	Bisherige DEM-Simulationen von Zerkleinerungsprozessen	151
6.2	Kalibrierung des DEM-Gesteinsmodells	154
6.2.1	Statistische Simulationsplanung	156
6.2.2	Simulationsdurchführung	159
6.2.3	Voroptimierung	161
6.2.4	Nachoptimierung	164
6.3	Walzenbrechersimulationen mit dem kalibrierten DEM-Gesteinsmodell	166
6.3.1	Aufbau des Walzenbrecherssimulationsprogramms	166
6.3.2	Ergebnisse der Walzenbrechersimulationen	169
6.3.2.1	Simulationsergebnisse zum Massedurchsatz des Walzenbrechers	169
6.3.2.2	Simulationsergebnisse zur Produktkorngrößenverteilung des Walzenbrechers	171
6.3.2.3	Simulationsergebnisse zum Leistungsbedarf des Walzenbrechers	174
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>178</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>XXIV</b>
	<b>Anlagenverzeichnis</b>	<b>XXXV</b>

## Symbolverzeichnis

### Variablen

Zeichen	Benennung	Einheit
A	Maschinelle Belastungsfläche	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>A</sub>	Referenzfläche des Aufgabekorns	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>B</sub>	Bindemittelquerschnittsfläche	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>FK</sub>	Flankenbereichsfläche	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>ges</sub>	Summe aus Werkzeug- A <sub>we</sub> und Werkzeugtaschenfläche A <sub>T</sub>	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>i</sub>	Belastungsfläche des Masselements i	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>M</sub>	Aufstellfläche der Maschine	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>PW</sub>	Querschnittsfläche einer Profilwalze	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>s</sub>	Spalt- bzw. Durchströmungsfläche im engsten Spalt	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>s</sub> <sup>*</sup>	Spalt- bzw. Durchströmungsfläche einer Fläche im Spaltbereich	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>T</sub>	Querschnittsfläche einer Werkzeugtasche	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>w</sub>	Walzenoberfläche	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>we</sub>	Querschnittsfläche eines Werkzeugs	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>z</sub>	Nahtfläche	[m <sup>2</sup> ]
$\dot{A}_i$	Flächendurchsatz von Fraktion i im Modellwalzenbrecher	[m <sup>2</sup> /h]
$\dot{A}_M$	Mittlerer Flächendurchsatz des Modellwalzenbrechers	[m <sup>2</sup> /h]
a	Dreiecksseitenlänge	[m]
a <sub>Ar</sub>	Koeffizient zur empirischen Arbeitsbedarfsberechnung	[-]
a <sub>D</sub>	Koeffizient zur empirischen Durchsatzberechnung	[-]
a <sub>f/g</sub>	Fein-/Grobgutmasseanteil	[-]
a <sub>Ff/m/g</sub>	Masseanteil des Fein-/Mittel-/Grobgutkollektivs vom Produktkornband in Flügelbrechern	[-]
a <sub>G</sub>	Materialbeschleunigung im Spaltbereich bzw. Prozessraum	[m/s <sup>2</sup> ]
a <sub>Gm</sub>	Mittlere Materialbeschleunigung im Spaltbereich bzw. Prozessraum	[m/s <sup>2</sup> ]
a <sub>h</sub>	Abstand zum Kraftangriffspunkt	[m]
a <sub>j</sub>	Masseanteil des Teilkollektivs j einer Mischverteilung	[-]
a <sub>KG</sub>	Anpassungsfaktor	[-]
a <sub>L</sub>	Koeffizient zur empirischen Leistungsberechnung	[-]
a <sub>M</sub>	Mineralienabmessung	[m]
a <sub>N</sub>	Nahtdicke	[m]
a <sub>Sf/m/g</sub>	Masseanteil des Fein-/Mittel-/Grobgutkollektivs vom Produktkornband in Stachelwalzenbrechern	[-]
a <sub>w</sub>	Achsabstand zwischen linker und rechter Walze	[m]
a <sub>w,min/max</sub>	Minimaler/maximaler Achsabstand	[m]
$\bar{a}_i$	Beschleunigung von Partikel i	[m/s <sup>2</sup> ]
BA	Bruchanteil	[%]
B <sub>FK,min/max</sub>	Flankenbereichsbreite (unten/oben)	[m]
B <sub>RK</sub>	Rückenkorbreite	[m]
B <sub>SK</sub>	Spitzenkorbreite	[m]
B <sub>TK</sub>	Taschenkorbreite	[m]
B <sub>TK,Start/Ende</sub>	Start-/Endwert für die Taschenkorbreite	[m]
B <sub>3*</sub>	Bruchfunktion (Summenverteilung der Bruchstücke mit der Masse als Größenart)	[%]
<u>B</u>	Bruchmatrix	[-]

b	Dreiecksseitenlänge	[m]
b <sub>A</sub>	Maximale Aufgabekornbreite	[m]
b <sub>Ar</sub>	Exponent zur empirischen Arbeitsbedarfsberechnung	[-]
b <sub>D</sub>	Exponent zur empirischen Durchsatzberechnung	[-]
b <sub>ij</sub>	Masseanteil der Mutterfraktion j, der in die Tochterfraktion i übergeht	[-]
b <sub>L</sub>	Exponent zur empirischen Leistungsberechnung	[-]
b <sub>M</sub>	Mineralienabmessung	[m]
b <sub>R</sub>	Rissbreite	[m]
b <sub>Z</sub>	Exponent der allgemeinen Zerkleinerungshypothese	[-]
$\bar{b}_A$	Mittlere Aufgabekornbreite	[m]
C	Anteil der in Clustern gebündelten Mineralienkörner (Clusterbildungsgrad)	[-]
$\underline{C}$	Klassiermatrix	[-]
c	Dreiecksseitenlänge	[m]
c <sub>B</sub>	BOND-Koeffizient	[m <sup>2,5</sup> /s <sup>2</sup> ]
c <sub>BW</sub>	BOND-WANG-Koeffizient	[m <sup>2,5</sup> /s <sup>2</sup> ]
c <sub>i</sub>	Bruchwahrscheinlichkeit von Fraktion i	[-]
c <sub>K</sub>	KICK-Koeffizient	[m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]
c <sub>L1/2/3</sub>	Koeffizienten in empirischen Leistungsformeln	[-]
c <sub>M</sub>	Mineralienabmessung	[m]
c <sub>R</sub>	RITTINGER-Koeffizient	[m <sup>3</sup> /s <sup>2</sup> ]
c <sub>Z</sub>	Konstante der allgemeinen Zerkleinerungshypothese (Dimension abhängig von b <sub>Z</sub> <sup>*</sup> )	[ <sup>*</sup> ]
D	Korngröße	[m]
D <sub>w</sub>	Profilwalzengrundkreis- bzw. Glattwalzendurchmesser	[m]
d	Korngröße	[m]
d <sup>*</sup>	Transformierte Korngröße	[m]
d <sub>A</sub>	Aufgabekorngröße bzw. Mutterkorngröße vor dem Bruchprozess	[m]
d <sub>A,i</sub>	Korngröße von Aufgabekorn i oder Aufgabefraktion i	[m]
d <sub>Am</sub>	Mittlere Aufgabekorngröße	[m]
d <sub>Amax</sub>	Maximale Aufgabekorngröße	[m]
d <sub>Amin</sub>	Minimal zerkleinerbare Aufgabekorngröße	[m]
d <sub>A50</sub>	Aufgabekorngröße beim 50%-Durchgang	[m]
d <sub>A80</sub>	Aufgabekorngröße beim 80%-Durchgang	[m]
d <sub>A95</sub>	Aufgabekorngröße beim 95%-Durchgang	[m]
d <sub>Bo</sub>	Korngrößenobergrenze für die Anwendbarkeit der BOND-Hypothese	[m]
d <sub>Bu</sub>	Korngrößenuntergrenze für die Anwendbarkeit der BOND-Hypothese	[m]
d <sub>FK</sub>	Flanken Korngröße	[m]
d <sub>FKges</sub>	Summe aller Flanken Korngrößen im Prozessraum für einen bestimmten Drehwinkel	[m]
d <sub>G</sub>	Grenzkorngröße für Fräszerkleinerung	[m]
d <sub>i</sub>	Korngröße von Fraktion i	[m]
d <sub>M</sub>	Mutterkorngröße vor der Bruchmatrix des WHITEN-Bilanzschemas	[m]
d <sub>max</sub>	Maximale Korngröße eines Körnerkollektivs	[m]
d <sub>min</sub>	Minimale Korngröße eines Körnerkollektivs	[m]
d <sub>m,j</sub> <sup>*</sup>	Mittlere Korngröße des Brechproduktkollektivs von Mutterkornfraktion j	[m]
d <sub>mod</sub>	Modalwert der Korngrößendichtefunktion	[m]
d <sub>o</sub>	Obere Korngrößengrenze einer Verteilung im Wahrscheinlichkeitsnetz	[m]
d <sub>p</sub>	Produktkorngröße bzw. Tochterkorngröße nach dem Brechprozess	[m]

$d_{p,i}$	Korngröße von Bruchstück $i$	[m]
$d_{pm}$	Mittlere Produktkorngröße	[m]
$d_{pmax}$	Maximale Produktkorngröße	[m]
$d_{pm,i}$	Mittlere Korngröße des Brechproduktkollektivs $i$	[m]
$d_{p50}$	Produktkorngröße beim 50%-Durchgang	[m]
$d_{p80}$	Produktkorngröße beim 80%-Durchgang	[m]
$d_{p95}$	Produktkorngröße beim 95%-Durchgang	[m]
$d_{pl}$	Korngröße des spröd-plastischen Übergangsbereichs	[m]
$d_{RK}$	Rückenkorngöße	[m]
$d_{RKges}$	Summe aller Rückenkorngößen im Prozessraum für einen bestimmten Drehwinkel	[m]
$d_{SK}$	Spitzenkorngöße	[m]
$d_T$	Tochterkorngöße nach der Bruchmatrix des WHITEN-Bilanzschemas	[m]
$d_{TK}$	Taschenkorngöße	[m]
$d_{TKges}$	Summe aller Taschenkorngößen im Prozessraum für einen bestimmten Drehwinkel	[m]
$d_u$	Untere Korngößengrenze einer Verteilung im Wahrscheinlichkeitsnetz	[m]
$d_x$	Korngröße vor der Klassiermatrix des WHITEN-Bilanzschemas	[m]
$d_0$	Referenzkorngöße	[m]
$d_{50}$	Korngröße beim 50%-Durchgang (Lageparameter der Normalverteilung)	[m]
$d_{50,3}$	Korngröße der Mengenart „Volumen ( $r=3$ )“ beim 50%-Durchgang	[m]
$d_{63}$	Korngröße beim 63%-Durchgang (Lageparameter der RRSB-Verteilung)	[m]
$d_{80}$	Korngröße beim 80%-Durchgang (Lageparameter der GGS-Verteilung)	[m]
$d_{95}$	Korngröße beim 95%-Durchgang	[m]
$dA$	Differentielle Belastungsfläche	[m <sup>2</sup> ]
$dd_{80}$	Differentielle Abnahme der Korngröße $d_{80}$	[m]
$dF_Z$	Differentielle Zerkleinerungskraft	[N]
$dF_{ZN}$	Differentielle Zerkleinerungsnormalkraft	[N]
$dF_{ZR}$	Differentielle Zerkleinerungsreibungskraft	[N]
$dh$	Differentielle Bruchdeformation	[m]
$dl_R$	Differentielle Risslängenänderung	[m]
$dm$	Differentielles Masse (Masseelement)	[kg]
$dt$	Differentielle Zeiteinheit	[s]
$\delta\varphi$	Differentieller Winkel $\varphi$	[°]
$\delta\varphi^*$	Differentieller Winkel $\varphi^*$	[°]
$dW_{0m}$	Differentielle Abnahme des massestromspezifischen Arbeitsbedarfs	[kWh/t]
$E$	Elastizitätsmodul (allgemein)	[GPa]
$E^*$	Mittlerer Elastizitätsmodul beider Kontaktpartner	[GPa]
$E'$	Elongation	[-]
$E_A$	Grenzflächenenergie	[J]
$E_B$	Bindemittel-Elastizitätsmodul	[GPa]
$E_m$	Massebezogene Energie bzw. Arbeit	[J/g]
$E_{m,i}$	Messwert der massebezogenen Energie bei Korn $i$	[J/g]
$E_{m0}$	Referenzwert der massebezogene Energie	[J/g]
$E_{m,50}$	Referenzwert der massebezogene Energie bei $d_A=d_0=50\text{mm}$	[J/g]
$E_p$	Partikel-Elastizitätsmodul	[GPa]
$E_{pc}$	Mikropartikel-Elastizitätsmodul	[GPa]
$E_v$	Verformungsenergie	[J]
$E_w$	Werkzeug- bzw. Wand-Elastizitätsmodul	[GPa]

$\underline{E}$	Einheitsmatrix	[-]
$e_F$	Abweichung der Bruchkraft zwischen Regressionsmodell und Simulation	[-]
$e_{F_{ges}}$	Gesamtfehler der Bruch-/Brechkraft	[-]
$e_{F,i}$	Einzelabweichung der Bruch-/Brechkraft in den Lastfällen PLT, PFLT und FLT	[-]
$e_{ges}$	Gesamtfehler der Bruchkraft/-steifigkeit im Regressionsmodell	[-]
$e_K$	Abweichung der Bruchsteifigkeit zwischen Regressionsmodell und Simulation	[-]
$e_{K_{ges}}$	Gesamtfehler der Bruch-/Brechsteifigkeit	[-]
$e_{K,i}$	Einzelabweichung der Bruch-/Brechsteifigkeit in den Lastfällen PLT, PFLT und FLT	[-]
$F$	Flachheit	[-]
$F_A$	Ausstoßkraft	[N]
$F_B$	Bruchkraft	[N]
$F_B^*$	Komponente der Bruchkraft	[N]
$\hat{F}_B$	Berechnete Regressionswerte der Bruchkraft	[N]
$F_{B,A}$	Flächenbezogene Bruchkraft	[N/mm <sup>2</sup> ]
$F_{B,i}$	Bruchkraft von Korn i	[N]
$F_{B,m}$	Massebezogene Bruchkraft	[N/g]
$\hat{F}_{B,min/max}$	Minima/Maxima der berechneten Regressionswerte der Bruchkraft	[N]
$F_{B,PLT25}$	Bruchkraft aus den PLT <sub>25</sub> -Kalibrierungssimulationen	[N]
$F_{B,sim}$	Bruchkraft aus dem simulierten Kraft-Weg-Diagramm	[N]
$F_{B,V}$	Volumenbezogene Bruchkraft	[N/m <sup>3</sup> ]
$F_d$	Druckkraft	[N]
$F_E$	Einzugskraft	[N]
$F_{FLT,i}$	Bruchkraft des Flächenlasttests bei Korn i	[N]
$F_G$	Gewichtskraft	[N]
$F_{G,W}$	Gewichtskraft der Walzenmasse	[N]
$F_H$	Horizontalkraft	[N]
$F_{LH}$	Horizontale Lagerkraft	[N]
$F_{LV}$	Vertikale Lagerkraft	[N]
$F_{max}$	Maximalkraft bei Blockade einer Walze	[N]
$F_{PLT,i}$	Bruchkraft des Punktlasttests bei Korn i	[N]
$F_s$	Scherkraft	[N]
$F_Z$	Zerkleinerungskraft	[N]
$F_{Z,i}$	Zerkleinerungskraft von Korn i	[N]
$F_{Zm}$	Mittlere Zerkleinerungskraft	[N]
$F_{Zmax}$	Maximale Zerkleinerungs- bzw. Brechkraft	[N]
$F_{Zmax,A}$	Flächenbezogene Zerkleinerungskraft	[N/mm <sup>2</sup> ]
$F_{Zmax,m}$	Massebezogene Zerkleinerungskraft	[N/g]
$F_{Zmax,V}$	Volumenbezogene Zerkleinerungskraft	[N/m <sup>3</sup> ]
$F_{ZN}$	Zerkleinerungsnormalkraft	[N]
$F_{ZN,i}$	Zerkleinerungsnormalkraft von Korn i	[N]
$F_{ZNm}$	Mittlere Zerkleinerungsnormalkraft im Spaltbereich bzw. Prozessraum	[N]
$F_{ZNx,i}$	x-Komponente der Zerkleinerungsnormalkraft $F_{ZN,i}$ von Korn i	[N]
$F_{ZR}$	Zerkleinerungsreibungskraft	[N]
$F_{ZR,i}$	Zerkleinerungsreibungskraft von Korn i	[N]
$F_{Z,50}$	Zerkleinerungskraft bei $d_A=d_0=50\text{mm}$	[N]
$F_z$	Zugkraft	[N]



$\vec{F}_B^{ij}$	Resultierende Bindungskraft zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j	[N]
$\vec{F}_D^i$	Dämpfungskraft auf Partikel i	[N]
$\vec{F}_{ges}^i$	Resultierende Kraft von Partikel i	[N]
$\vec{F}_K^{ij}$	Resultierende Kontaktkraft zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j	[N]
$\vec{F}_{Kn}^{ij}$	Normale Kontaktkraft zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j	[N]
$\vec{F}_{Kt}^{ij}$	Tangentiale Kontaktkraft zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j	[N]
f	Friktionsgrad	[-]
$f_a$	Spaltweitenverhältnis in axialer Richtung	[-]
$f_e$	Eindringgrad (spezifische Eindring- bzw. Frästiefe)	[-]
$f_{max}$	Maximal zulässige Elongation des Aufgabekorns (Kornformfaktor)	[-]
$f_p$	Profilierungsgrad (spezifische Werkzeughöhe)	[-]
$f_R$	Riffelspiegel	[m]
$f_r$	Spaltweitenverhältnis in radialer Richtung	[-]
$f_{r/u/a}$	Radiales/umfängliches/axiales Spaltweitenverhältnis	[-]
$f_{Ta}$	Axialteilungsverhältnis	[-]
$f_u$	Spaltweitenverhältnis in umfänglicher Richtung	[-]
$f_{A./P./i./M./T./i./X./i}$	Fraktionelle Masseanteile von Aufgabe/Produkt/Mutterkörnern/Tochterkörnern/ Stelle X vor Klassierung	[-]
$\vec{f}_{A./P./M./T./X}$	Korngrößenverteilungsvektor von Aufgabe/Produkt/Mutterkörnern/Tochterkörnern/ Stelle X vor Klassierung	[-]
G	Energiefreisetzungsrate	[J/m <sup>2</sup> ]
g	Erdbeschleunigung	[m/s <sup>2</sup> ]
$g_w$	Maximale Gripweite zwischen linker und rechter Walze	[m]
$H_{FK}$	Flankenbereichshöhe	[m]
$H_M$	Maschinen- bzw. Bauraumhöhe	[m]
$H_{RK}$	Rückenkornhöhe	[m]
$H_{SK}$	Spitzenkornhöhe	[m]
$H_{TK}$	Taschenkornhöhe	[m]
$H_{TK,Start/Ende}$	Start-/Endwert für die Taschenkornhöhe	[m]
h	Deformation bzw. Hub	[m]
$h_A$	Aufgabekornhöhe	[m]
$h_B$	Bruchdeformation bzw. Hub bis zum engsten Spalt	[m]
$h_{B,r}$	Relativer Bruchhub	[%], [-]
$h_e$	Einzugs- bzw. Frästiefe	[m]
$h_{e,min}$	minimale Eindringtiefe	[m]
$h_G$	Fallhöhe des Aufgabegutes	[m]
$h_i$	Hub von Korn i an Stelle $\varphi_i$	[m]
$h_{MK}$	Meißelkopfhöhe	[m]
$h_p$	Prozessraum- bzw. Spaltbereichshöhe	[m]
$h_{we}$	Normalzahn- bzw. Werkzeughöhe	[m]
$h_{we}^*$	Fräszahnhöhe	[m]
$\bar{h}_{we}$	Mittlere Werkzeughöhe	[m]
$h_{Zmax}$	Maximaler Zerkleinerungs- bzw. Brechhub	[m]
$h_{Zmax,r}$	Relativer Zerkleinerungs- bzw. Brechhub	[%], [-]

$h_{1/2}$	End-/Starthöhe	[m]
$I$	Stromstärke	[A]
$I_B$	Flächenträgheitsmoment des Bindemittels	[m <sup>4</sup> ]
$i$	Laufvariable	[-]
$J$	Lichtstärke	[cd]
$J_B$	Polares Flächenträgheitsmoment des Bindemittels	[m <sup>4</sup> ]
$J_{ges}$	Polares Massenträgheitsmoment aller rotierenden Bauteile eines Antriebsstranges	[kg·m <sup>2</sup> ]
$J_i$	Massenträgheitsmoment von Partikel $i$	[kg·m <sup>2</sup> ]
$j$	Laufvariable	[-]
$K$	Sekantensteifigkeit (allgemein)	[N/m]
$K^*$	Tangentensteifigkeit (allgemein)	[N/m]
$K_B$	Bruchsteifigkeit aus dem experimentell ermittelten Kraft-Weg-Diagramm	[N/m]
$\hat{K}_B$	Berechnete Regressionswerte der Bruchsteifigkeit	[N/m]
$\hat{K}_{B,min/max}$	Minima/Maxima der berechneten Regressionswerte der Bruchsteifigkeit	[N/m]
$K_{B,PLT25}$	Bruchsteifigkeit aus den PLT <sub>25</sub> -Kalibrierungssimulationen	[N/m]
$K_{B,sim}$	Bruchsteifigkeit aus dem simulierten Kraft-Weg-Diagramm	[N/m]
$K_i$	Kennzahl des Bewertungskriteriums $i=1, 2$ oder $3$ (Dimension von $i$ abhängig*)	[*]
$K_{i,max}$	Maximalwert von Kennzahl $K_i$ (Dimension von $i$ abhängig*)	[*]
$K_{i,min}$	Minimalwert von Kennzahl $K_i$ (Dimension von $i$ abhängig*)	[*]
$K_{i*}$	Normierter Wert von Kennzahl $K_i$	[-]
$K_{i*m}$	Mittelwert von Kennzahl $K_{i*}$ für eine Periode $0 \dots \alpha_{Tu}$	[-]
$K_{KP}$	Sekantensteifigkeit des Kugel-Platte-Kontakts	[N/m]
$K_{KP}^*$	Tangentensteifigkeit des Kugel-Platte-Kontakts	[N/m]
$K_{KP,rel}$	Spezifische Sekantensteifigkeit des Kugel-Platte-Kontakts	[GPa]
$K_{KS}$	Sekantensteifigkeit des Kugel-Spitze-Kontakts	[N/m]
$K_{KS}^*$	Tangentensteifigkeit des Kugel-Spitze-Kontakts	[N/m]
$K_{lin/fl/iso}$	Anteil der linear/flächig/räumlich orientierten Mineralienkörner	[-]
$K_P$	Profilierungskennzahl	[-]
$K_R$	Rauhigkeitsgrad von Mineralienkörnern	[-]
$K_{WP}$	Sekantensteifigkeit des Würfel-Platte-Kontakts	[N/m]
$K_{WP}^*$	Tangentensteifigkeit des Würfel-Platte-Kontakts	[N/m]
$K_Z$	Brechsteifigkeit aus dem experimentell ermittelten Kraft-Weg-Diagramm	[N/m]
$K_1$	Kennzahl des Primärbrechpotentials	[m <sup>2</sup> ]
$K_2$	Kennzahl des Sekundärbrechpotentials	[m]
$K_3$	Kennzahl des Gesamtbrechpotentials (momentaner Abbaugrad)	[-]
$K_{50}$	Referenzsteifigkeit bei $d_A=d_0=50\text{mm}$	[N/m]
$K_I$	Spannungsintensitätsfaktor von Modus I	[N·m <sup>-1,5</sup> ]
$K_{Ic}$	Kritischer Spannungsintensitätsfaktor von Modus I	[N·m <sup>-1,5</sup> ]
$K_{II}$	Spannungsintensitätsfaktor von Modus II	[N·m <sup>-1,5</sup> ]
$K_{IIc}$	Kritischer Spannungsintensitätsfaktor von Modus II	[N·m <sup>-1,5</sup> ]
$k$	GGs-Streuparameter	[-]
$k_{Bn}^*$	Spezifische Bindemittelnormalsteifigkeit	[N/m <sup>3</sup> ]
$k_{Bn,f}$	Bindemittelnormalsteifigkeit	[N/m]
$k_{Bt}^*$	Spezifische Bindemitteltangentialsteifigkeit	[N/m <sup>3</sup> ]

$k_{Bt,f}$	Bindemitteltangentialsteifigkeit	[N/m]
$k_E$	Einzugsparameter	[-]
$k_{E,1W/2W}$	Einzugsparameter von Ein-/Zweiwalzenbrechern	[-]
$k_{ges,n}$	Gesamtnormalsteifigkeit bei Bindemittel zwischen Partikel i und j	[N/m]
$k_{f/g}$	GGs-Exponenten für das Fein-/Grobgutkollektiv einer Mischverteilung	[-]
$k_n$	Kontaktnormalsteifigkeit	[N/m]
$k_{n,i}$	Partikelnormalsteifigkeit von Partikel i	[N/m]
$k_{n,j}$	Partikel- oder Wandnormalsteifigkeit von Partikel oder Wand j	[N/m]
$k_{nw}$	Verhältnis der Zerkleinerungsarbeit einer Umdrehung zu der eines Hubes	[-]
$k_P$	Partikelsteifigkeit	[N/m]
$k_{Raaz}$	RAAZ-Konstante (Dimension abhängig vom Korngrößeneffekt $r_\sigma^*$ )	[*]
$k_s$	Multiplikator für den Streubereich einer bestimmten Vertrauenswahrscheinlichkeit	[-]
$k_t$	Kontakttangentialsteifigkeit	[N/m]
$k_{t,i}$	Partikeltangentialsteifigkeit von Partikel i	[N/m]
$k_{t,j}$	Partikel- oder Wandtangentialsteifigkeit von Partikel oder Wand j	[N/m]
$k_W$	Werkzeug- bzw. Wandsteifigkeit	[N/m]
$k_{Wei}$	WEIBULL-Konstante (Dimension abhängig vom Modul $m_{Wei}^*$ )	[*]
$k_{Wei}^*$	Modifizierte WEIBULL-Konstante (Dimension abhängig vom Exponenten $p_{Sob}^*$ )	[*]
$k_{\delta Emax}$	Vom Einzugswinkel $\delta_{Emax}$ abhängiger Korrekturfaktor für die Walzengeschwindigkeit	[-]
$k_1$	Untere Korngrenze der Klassierfunktion	[m]
$k_2$	Obere Korngrenze der Klassierfunktion	[m]
$k_3$	Exponent der Klassierfunktion	[-]
$L$	Länge	[m]
$L_B$	Bindemittelbalkenlänge	[m]
$L_P$	Partikelbalkenlänge	[m]
$L_w$	Walzenlänge	[m]
$l_A$	Maximale Aufgabekornlänge	[m]
$l_R$	Risslänge	[m]
$l_{Rc}$	Kritische Risslänge (GRIFFITH-Länge)	[m]
$l_{Ta}$	Axialteilungslänge	[m]
$l_w$	Längenkoordinate der Walzenlänge	[m]
$l_{we}$	Werkzeuglänge	[m]
$l_{1/2/3}$	Länge/Breite/Höhe eines quaderförmigen Aufgabekorns	[m]
$\bar{l}_A$	Mittlere Aufgabekornlänge	[m]
$M_B$	Bruchmoment (Zerkleinerungsmoment im Bruchpunkt)	[Nm]
$M_b$	Biegemoment	[Nm]
$M_{by1,i}$	Biegemoment 1 um die y-Achse im Inneren von Korn i	[Nm]
$M_{by2,i}$	Biegemoment 2 um die y-Achse im Inneren von Korn i	[Nm]
$M_t$	Torsionsmoment	[Nm]
$M_Z$	Resultierendes Zerkleinerungsmoment	[Nm]
$M_{Zm,i}$	Mittleres Zerkleinerungsdrehmoment von Fraktion i im Modellwalzenbrecher	[Nm]
$M_{Zm,i}^{res}$	Mittleres, resultierendes Zerkleinerungsdrehmoment von Fraktion i im Modellwalzenbrecher	[Nm]
$M_{Zmax,i}$	Maximales Zerkleinerungsdrehmoment von Fraktion i im Modellwalzenbrecher	[Nm]

$M_{Zmax,i}^{res}$	Maximales, resultierendes Zerkleinerungsdrehmoment von Fraktion i im Modellwalzenbrecher	[Nm]
$\bar{M}_B^{ij}$	Bindungsmoment zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j	[N]
$\bar{M}_{Bn}^{ij}$	Bindungstorsionsmoment um die Achse von $\vec{n}_{ij}$	[Nm]
$\bar{M}_{Bt}^{ij}$	Bindungsbiegemoment um die Achse von $\vec{t}_{ij}$	[Nm]
$\bar{M}_{ges}^i$	Resultierendes Moment von Partikel i	[N]
m	Masse (allgemein), Brechgutmasse des gesamten Spaltbereichs	[kg]
$m_A$	Aufgabekornmasse	[kg]
$m_{A,i}$	Masse aller Körner von Aufgabefraktion i (Fraktionsmasse)	[kg]
$m_F$	Masse des Fallgewichts im Falltest	[kg]
$m_i$	Masse von Partikel i	[kg]
$m_L$	Basis- bzw. primäre Ähnlichkeitskennzahl der Länge (Längenmaßstab)	[-]
$m_M$	Maschinenmasse	[t]
$m_m$	Basis- bzw. primäre Ähnlichkeitskennzahl der Masse (massebezogene Ähnlichkeit)	[-]
$m_O$	OLEWSKI-Koeffizient zur Ermittlung der Brucharbeit	[-]
$m_{LW/UW/RW/OW}$	Anstieg der linken/unteren/rechten/oberen Rückenkorndwand	[-]
$m_{Tav}$	TAVARES-Exponent	[-]
$m_t$	Basis- bzw. primäre Ähnlichkeitskennzahl der Zeit (zeitliche Ähnlichkeit)	[-]
$m_{vb}$	Bruttoverschleißmasse bzw. Verschleißteilmasse	[kg]
$m_{vn}$	Nettoverschleißmasse bzw. Verschleißabtragmasse	[kg]
$m_{Wei}$	WEIBULL-Modul	[-]
$m_\rho$	Sekundäre Ähnlichkeitskennzahl der Dichte	[-]
$m_{0M}$	Spezifischer Massedurchsatz (auf Maschinenmasse oder -abmessungen bezogen*)	[t/h*]
$m_{67}$	Geradenanstieg zwischen Konturpunkt 6 und 7	[-]
$\dot{m}$	Massedurchsatz	[t/h]
$\dot{m}_{A,i}$	Aufgabemassestrom von Fraktion i	[t/h]
$\dot{m}_{p,i}$	Produktmassestrom von Fraktion i	[t/h]
$\dot{m}_0$	Energiegünstigster Massedurchsatz	[t/h]
N	Stoffmenge	[mol]
$N_C$	Koordinationszahl	[-]
$N_M$	Anzahl der Modalwerte bzw. Maxima einer Verteilungsdichtefunktion	[-]
$N_P$	Mikropartikelanzahl in einem Makropartikel	[-]
n	Streuparameter der RRSB-Verteilung	[-]
$n^*$	Parameter zur Kennzeichnung der Tochterkorngröße	[-]
$n_B$	Bindungsanzahl	[-]
$n_{eck}$	Eckenanzahl des ein Werkzeug einhüllenden, vereinfachten Elementarkörpers	[-]
$n_{FK}$	Anzahl einzugswilliger Flankenbereiche	[-]
$n_{ges}$	Versuchsanzahl	[-]
$n_K$	Kontaktanzahl	[-]
$n_{poros}$	Partikelporosität	[-]
$n_s$	Schüttgutporosität	[-]
$n_w$	Walzenanzahl	[-]
$n_{we,max}$	Maximale Anzahl aller Werkzeuge, die zumindest teilweise im Prozessraum liegen	[-]
$n_{w1}$	Drehzahl der langsamen Walze	[1/s]

$n_{w2}$	Drehzahl der schnellen Walze	[1/s]
$\vec{n}_{ij}$	Normalenvektor des Stoßprozessen zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j	[-]
$q$	Multiplikator zur Ermittlung des zu $\sigma_{ZNmax}$ gehörenden Winkels	[-]
$O_A$	Bruchoberfläche des Aufgabestoffes	[m <sup>2</sup> ]
$O_P$	Bruchoberfläche des Brechproduktes	[m <sup>2</sup> ]
$P$	Leistungsbedarf	[kW]
$P_e$	Einfallwahrscheinlichkeit	[%]
$P_B$	Bruchwahrscheinlichkeit	[%]
$P_{kin}$	Kinetische Leistung	[kW]
$P_L$	Leerlaufleistung	[kW]
$P_M$	Motorleistung (Wirk-, Motoreingangs-, Motorklemmleistung)	[kW]
$P_{Mm}$	Mittlere Motorleistung	[kW]
$P_{Mmax}$	Maximale Motorleistung	[kW]
$P_{mech}$	Mechanische Leistung (Motorwellen- bzw. Motorausgangsleistung)	[kW]
$P_{nenn}$	Installierte Nennleistung des Motors	[kW]
$p_{Sob}$	SOBOL-Exponent	[-]
$P_{VM}$	Verlustleistung des Motors	[kW]
$P_{VÜ}$	Verlustleistung der Übertragungselemente	[kW]
$P_{VW}$	Verlustleistung des Walzenbrechers	[kW]
$P_W$	Walzenbrecherleistung (Brecherwellenleistung)	[kW]
$P_Z$	Zerkleinerungsleistung	[kW]
$P_{Zm}$	Mittlere Zerkleinerungsleistung	[kW]
$P_{Zmax}$	Maximale Zerkleinerungsleistung	[kW]
$P_{0M}$	Spezifische Energieintensität	[kW/t <sub>M</sub> ]
$p$	Irrtumswahrscheinlichkeit	[-]
$p_Z$	Zerkleinerungsdruck in der Korn-Werkzeug-Kontaktzone	[N/mm <sup>2</sup> ]
$p_{Zmax}$	Maximaler Zerkleinerungsdruck in der Korn-Werkzeug-Kontaktzone	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\bar{p}_Z$	Mittlerer Zerkleinerungsdruck in der Korn-Werkzeug-Kontaktzone	[N/mm <sup>2</sup> ]
$p_{1/2/3/4}$	Generalisierte Verteilungsparameter (Dimension von Zufallsgröße abhängig <sup>*</sup> )	[ <sup>*</sup> ]
$Q$	Seismischer Qualitätsfaktor	[-]
$Q_r$	Verteilungssummenwerte für die Mengengart r	[%]
$Q_{r,i}$	Verteilungssummenwerte für die Mengengart r von Fraktion i	[%]
$Q_{3^*,j}$	Verteilungssummenwerte für die Mengengart „Masse“ ( $r=3^*$ ) von Teilkollektiv j	[%]
$Q_{3^*P}$	Verteilungssummenwerte des Produktkornbandes für die Mengengart „Masse“ ( $r=3^*$ )	[%]
$q_r$	Verteilungsdichtewerte für die Mengengart r	[m <sup>-1</sup> ]
$q_{r,i}$	Verteilungsdichtewerte für die Mengengart r von Fraktion i	[m <sup>-1</sup> ]
$q_{3^*,j}$	Verteilungsdichtewerte für die Mengengart „Masse“ ( $r=3^*$ ) von Teilkollektiv j	[m <sup>-1</sup> ]
$q_{3^*P}$	Verteilungsdichtewerte des Produktkornbandes für die Mengengart „Masse“ ( $r=3^*$ )	[m <sup>-1</sup> ]
$R^*$	Mittlerer Radius beider Kontaktpartner	[m]
$R^2$	Bestimmtheitsmaß	[-]
$R^2_{adjust}$	Adjustiertes Bestimmtheitsmaß	[-]
$R_{äq}$	Querschnittsflächen- oder volumengleicher Ersatzradius der Profilwalze	[m]
$R_B$	Bindemittelradius	[m]
$R_L$	Lagerzapfenradius	[m]
$R_m$	Mittlerer Radius der Profilwalze	[m]
$R_{m,min}$	Zum Korneinzug erforderlicher Minimalwert des mittleren Radius	[m]

$R_{m1}$	Mittlerer Radius der langsamen Walze	[m]
$R_{m2}$	Mittlerer Radius der schnellen Walze	[m]
$R_{max}$	Maximaler Radius der Profilwalze	[m]
$R_{min}$	Minimaler Radius der Profilwalze	[m]
$R_{nenn}$	Nennradius bzw. Spitzenkreisradius der Normalzähne	[m]
$R_s$	Spitzenkreis- bzw. Schneidkreisradius der Profilwalze	[m]
$R_v$	Volumengleicher Radius der Profilwalze	[m]
$R_w$	Profilwalzengrund- bzw. -fußkreisradius oder Glattwalzenradius	[m]
$R_{w1}$	Profilwalzengrundkreis- oder Glattwalzenradius der langsamen Walze	[m]
$R_{w2}$	Profilwalzengrundkreis- oder Glattwalzenradius der schnellen Walze	[m]
$r$	Laufvariable für den Hebelarm (Abstand des Kraftangriffspunkts zur Walzenachse)	[m]
$r_{Em}$	Korngrößeneffekt der massebezogenen Arbeit	[-]
$r_F$	Korngrößeneffekt der Zerkleinerungskraft	[-]
$r_i$	Radius von Partikel $i$ oder Prozessraumhöhe für Partikel $i$ an Stelle $\varphi_i$	[m]
$r_j$	Radius von Partikel $j$	[m]
$r_K$	Kontaktkreisradius	[m]
$r_K^*$	Korngrößeneffekt der Steifigkeit	[-]
$r_{Kmax}$	Maximaler Kontaktkreisradius der elastischen Deformationszone	[m]
$r_{Kmax}^*$	Maximaler Kontaktkreisradius inklusive der plastischen Deformationszone	[m]
$r_{MK}$	Meißelkopfradius	[m]
$r_{Pmax}$	Maximaler Mikropartikelradius in einem Makropartikel	[m]
$r_{Pmin}$	Minimaler Mikropartikelradius in einem Makropartikel	[m]
$r_{res}$	Resultierender Hebelarm	[m]
$r_\sigma$	Korngrößeneffekt der Bruchfestigkeit	[-]
$S_b$	Biegesicherheit	[-]
$S_{bz}$	Biegezugssicherheit	[-]
$S_v$	Volumenspezifische Oberfläche	[m <sup>-1</sup> ]
$s_a$	Axialspaltweite oder Werkzeugversatz	[m]
$s_{Em}$	Standardfehler der massebezogenen Arbeit	[-]
$s_{Ende}$	Werkzeugabstand bei Versuchsende	[m]
$s_F$	Standardfehler der Zerkleinerungskraft	[-]
$s_K$	Standardfehler der Steifigkeit	[-]
$s_r$	Allgemeine Radialspaltweite	[m]
$s_{rb}$	Betriebsspaltweite	[m]
$s_{r2,e}$	Spaltweite am Ende der Expansionszone	[m]
$s_{r2,k}$	Spaltweite zu Beginn der Kompressionszone bzw. des Einzugsbereichs	[m]
$s_{r2,min}$	Zum Korneinzug erforderlicher Minimalwert der Spaltweite $s_{r2}$	[m]
$s_{r2,\varphi}$	Spaltweite am Winkel $\varphi$	[m]
$s_{r2,\varphi^*}$	Spaltweite am Winkel $\varphi^*$	[m]
$s_{r5,min/max}$	Minimaler/maximaler Wert der Betriebsspaltweite von $s_{r5}$	[m]
$s_{r1/2/3/4/5}$	Spezielle Radialspaltweiten (bezogen auf $R_{\dot{a}q}$ , $R_w$ bzw. $R_s$ )	[m]
$s_{Start}$	Werkzeugabstand bei Versuchsbeginn	[m]
$s_u$	Umfangsspaltweite	[m]
$s_\sigma$	Standardfehler der Bruchfestigkeit	[-]
$s_{\sigma B}$	Standardabweichung der Normalspannungsfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]
$s_{\tau B}$	Standardabweichung der Schubspannungsfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]

T	Temperatur	[K]
T <sub>a</sub>	Axialteilung	[-]
T <sub>u</sub>	Umfangsteilung	[-]
t	Zeit	[s]
t <sub>B</sub>	Bruchdauer	[s]
t <sub>Be</sub>	Beschleunigungszeit des Materials bis zum engsten Spalt	[s]
t <sub>brems</sub>	Abbremszeit einer Walze bei Blockade	[s]
t <sub>i</sub>	Aufenthaltszeit der Fraktion i	[s]
t <sub>e</sub>	Verfügbare Eindringzeit	[s]
t <sub>Ende</sub>	Zeit bei Beendigung der Simulation	[s]
t <sub>n*</sub>	Durchgangswert der Bruchfunktion bei der durch n* bestimmten Tochterkorngröße (Feinheitsindex)	[%]
t <sub>Start</sub>	Zeit bei Beginn der Simulation	[s]
$\vec{t}_{ij}$	Tangentialvektor des Stoßprozessen zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j	[-]
U	Spannung	[V]
u <sub>we</sub>	Werkzeugüberdeckung bzw. -überlappung	[m]
u <sub>n<sup>ij</sup></sub>	Normale Überlappung zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j	[m]
V	Volumen (allgemein), Prozessraumvolumen des gesamten Spaltbereichs, Volumen des verformten Brechgutes	[m <sup>3</sup> ]
V*	Volumen des zerkleinerten Brechgutes	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>A</sub>	Aufgabekornvolumen	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>ges</sub>	Summe aus Werkzeug- V <sub>we</sub> und Werkzeughöhlenvolumen V <sub>T</sub>	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>M</sub>	Bauraumvolumen der Maschine	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>makro</sub>	Volumen von Makropartikel i	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>mikro</sub>	Volumen von Mikropartikel i	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>P,i</sub>	Volumen von Partikel i	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>Pmax</sub>	Maximales Tochterkornvolumen	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>R</sub>	Bei Risswachstum verformtes Volumen um den Riss	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>RM</sub>	Variationskoeffizient des Regressionsmodells	[-]
V <sub>T</sub>	Volumen einer Werkzeughöhle	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>we</sub>	Volumen eines Werkzeugs	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>0</sub>	Referenzkornvolumen	[m <sup>3</sup> ]
V <sub>ob</sub>	Spezifischer Bruttoverschleiß	[g/(t/h)]
V <sub>on</sub>	Spezifischer Nettoverschleiß	[g/(t/h)]
$\dot{V}$	Volumendurchsatz	[m <sup>3</sup> /h]
v	Verformungsgeschwindigkeit	[m/s]
v <sub>A</sub>	Aufgabegeschwindigkeit unmittelbar oberhalb des Schneidkreises	[m/s]
v <sub>d</sub>	Dynamische Verformungsgeschwindigkeit	[m/s]
v <sub>G</sub>	Gutgeschwindigkeit in der Fläche A <sub>s</sub> im engsten Spalt	[m/s]
v <sub>G*</sub>	Gutgeschwindigkeit in der Fläche A <sub>s*</sub> im Spaltbereich	[m/s]
v <sub>s</sub>	Kornfallgeschwindigkeit am Schneidkreiskontakt	[m/s]
v <sub>st</sub>	Statische Verformungsgeschwindigkeit	[m/s]
v <sub>wand</sub>	Wand- bzw. Belastungsgeschwindigkeit	[m/s]
v <sub>σ</sub>	Variationskoeffizient der Normalspannungsfestigkeit	[-]
$\vec{v}_i$	Geschwindigkeit von Partikel i	[m/s]
$\vec{v}_j$	Geschwindigkeit von Partikel oder Wand j	[m/s]

$\bar{v}_{ij}$	Relativgeschwindigkeit zwischen Partikel i und j am Kontaktpunkt (Kontaktgeschwindigkeit)	[m/s]
$\bar{v}_{n,ij}$	Normale Kontaktgeschwindigkeit	[m/s]
$\bar{v}_{t,ij}$	Tangentiale Kontaktgeschwindigkeit	[m/s]
$W_B$	Brucharbeit bis zum primären Bruch	[J]
$W_{B^*}$	Brucharbeit bis zum primären Bruch bei ideal-sprödem Stoffverhalten	[J]
$W_{B,i}$	Brucharbeit von Korn bzw. Fraktion i	[J]
$W_{B,m}$	Massebezogene Brucharbeit	[J/g]
$W_{B,m(50)}$	Massebezogene Brucharbeit bei einer Bruchwahrscheinlichkeit von $P_B=50\%$	[J/g]
$W_{B,m(\infty)}$	Massebezogene Brucharbeit bei sehr großen Körnern	[J/g]
$W_{B,V}$	Volumenbezogene Brucharbeit	[J/m <sup>3</sup> ]
$W_{B,\Delta O}$	Oberflächenbezogene Brucharbeit	[J/m <sup>2</sup> ]
$W_b$	Biege widerstandsmoment	[m <sup>3</sup> ]
$W_{b^*}$	Biege widerstandsmoment der Bruchkraftkomponente $F_B^*$	[m <sup>3</sup> ]
$W_{FLT,i}$	Brucharbeit des Flächenlasttests bei Korn i	[J]
$W_{F0m}$	Massestromspezifischer Arbeitsbedarf im Falltest	[kWh/t]
$W_{L0m}$	Massestromspezifischer Leerlaufarbeitsbedarf (auf Leerlaufleistung $P_L$ bezogen)	[kWh/t]
$W_{nutz}$	Nutzarbeit zur Oberflächenerzeugung	[J]
$W_{PLT,i}$	Brucharbeit des Punktlasttests bei Korn i	[J]
$W_R$	Reibarbeit	[J]
$W_R^*$	Risswiderstand	[J/m <sup>2</sup> ]
$W_{R,i}$	Reibarbeit von Korn bzw. Fraktion i	[J]
$W_Z$	Brech- bzw. Zerkleinerungsarbeit	[J]
$W_{Zm}$	Mittlere Zerkleinerungsarbeit (Bruch- und Reibarbeit) bis zum primären Bruch	[J]
$W_{Z,m}$	Massebezogene Zerkleinerungsarbeit	[J/g]
$W_{Zm,i}$	Mittlere Zerkleinerungsarbeit (Bruch- und Reibarbeit) von Korn i bis zum primären Bruch	[J]
$W_{Zm^*}$	Mittlere Zerkleinerungsarbeit (Bruch- und Reibarbeit) bis zum primären Bruch bei ideal-sprödem Stoffverhalten	[J]
$W_{Zmax}$	Unmittelbar vor dem Bruchpunkt kurzzeitig benötigte Bruch- und Reibarbeit	[J]
$W_{Z,V}$	Volumenbezogene Zerkleinerungsarbeit	[J/m <sup>3</sup> ]
$W_{Z0m}$	Massestromspezifischer Zerkleinerungsarbeitsbedarf (auf Zerkleinerungsleistung $P_Z$ bezogen)	[kWh/t]
$W_{Z0m,i}$	Massestromspezifischer Zerkleinerungsarbeitsbedarf von Korn i	[kWh/t]
$W_{Z,\Delta O}$	Oberflächenbezogene Zerkleinerungsarbeit	[J/m <sup>2</sup> ]
$W_{\Delta O}$	Spezifische Oberflächenarbeit	[J/m <sup>2</sup> ]
$W_0$	Spezifischer Brecherarbeitsbedarf (Dimension abhängig von Bezugsgröße <sup>*</sup> )	[ <sup>*</sup> ]
$W_{0m}$	Massestromspezifischer Brecherarbeitsbedarf (auf Brecherleistung $P_W$ bezogen)	[kWh/t]
$W_{0m^*}$	Massestromspezifischer Motorarbeitsbedarf (auf Motorleistung $P_M$ bezogen)	[kWh/t]
$W_{0V}$	Volumenstromspezifischer Brecherarbeitsbedarf (auf Brecherleistung $P_W$ bezogen)	[kWh/m <sup>3</sup> ]
$\underline{W}$	Walzenbrecherprozessmatrix	[-]
w	Windungszahl einer Werkzeugspur oder Wendel um die Walze	[-]
$X_i$	Unabhängige Variable bzw. Einflussgröße i (Dimension abhängig von Einflussgröße <sup>*</sup> )	[ <sup>*</sup> ]
$X_i^*$	Transformierte Einflussgrößen i (Dimension abhängig von Einflussgröße <sup>*</sup> )	[ <sup>*</sup> ]
$x_{TK}$	Laufvariable für die Taschenkornberechnung	[m]



$\bar{x}_i$	Position von Partikel i	[m]
$\bar{x}_j$	Position von Partikel j	[m]
$\bar{x}_k$	Position des Kontaktpunkts zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j	[m]
$Y_j$	Abhängige Variablen bzw. Zielgrößen j (Dimension abhängig von Zielgröße <sup>*</sup> )	[ <sup>*</sup> ]
$z^*$	Bogenlänge am Winkel $\varphi^*$	[m]
$z_i$	Anzahl der Körner von Fraktion i	[-]
$z_i^*$	Anzahl der Körnerreihen von Fraktion i	[-]
$\alpha_b$	Blokadewinkelbereich	[°]
$\alpha_D$	Dämpfungskoeffizient	[-]
$\alpha_e$	Abstandswinkel zwischen nachlaufender Werkzeugspitze und Aufgabekorn	[°]
$\alpha_{e^*}$	Erforderlicher Korn-Werkzeug-Abstandswinkel zum Erreichen von $h_{e,min}$	[°]
$\alpha_{e,max}$	Einfallwinkelbereich	[°]
$\alpha_F$	Grenzwert für den Feinheitsindex $t_n^*$	[%]
$\alpha_k$	Aufgabekornorientierungswinkel	[°]
$\alpha_{LF,i}$	Gewichtungsfaktor für die Lastfälle i (PLT, PFLT, FLT)	[-]
$\alpha_p$	Phasenverschiebungswinkel	[°]
$\alpha_{PR}$	Prozessraumwinkel	[°]
$\alpha_R$	Schneidenwinkel	[°]
$\alpha_{ref}$	Öffnungswinkel zwischen gegenüberliegenden Werkzeugflanken	[°]
$\alpha_{Sim}$	Walzendrehwinkel	[°]
$\alpha_{Tu}$	Umfangsteilungswinkel	[°]
$\alpha_{VP}$	Faktor zur Festlegung des Untersuchungsbereichs bei der Simulationsplanung	[-]
$\alpha_v$	Axialer Versatzwinkel aufeinander folgender Werkzeuge	[°]
$\alpha_{we}$	Werkzeugwinkel	[°]
$\alpha_1$	Startwinkel der langsamen Walze	[°]
$\alpha_2$	Startwinkel der schnellen Walze	[°]
$\beta_A$	Feststoffvolumenanteil im Prozessraum (Auflockerungsfaktor/-grad)	[-]
$\beta_F$	Anstiegsparameter für den empirischen Arbeitsbedarf	[-]
$\beta_i$	Gewichtungsfaktor von Kennzahl $K_i$	[-]
$\beta_R$	Rückenwinkel	[°]
$\Delta d$	Kornklassen- bzw. Fraktionsbreite	[m]
$\Delta E_A$	Änderung der Grenzflächenenergie durch das Risswachstum	[J]
$\Delta E_V$	Änderung der Verformungsenergie durch das Risswachstum	[J]
$\Delta H_w$	Walzenhöhenversatz	[m]
$\Delta h_B$	Differentielle Bruchdeformation unmittelbar vor dem Bruch in Zeit $\Delta t_B$	[m]
$\Delta h_e$	Höhendifferenz zwischen Aufgabeniveaulinie und Schneidkreiskontakt	[m]
$\Delta O$	Oberflächenzuwachs durch die Zerkleinerung	[m <sup>2</sup> ]
$\Delta s$	Spaltaufweitung im Betrieb	[m]
$\Delta t$	Zeitschritt in den DEM-Simulationen	[s]
$\Delta t_B$	Differentielle Zeitdauer unmittelbar vor dem Bruch	[s]
$\Delta t_e$	Eindringzeit für Zurücklegen der Höhe $\Delta h_e$	[s]
$\Delta u_n^{ij}$	Änderung der normalen Überlappung zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j im Zeitschritt $\Delta t$	[m]

$\Delta u_t^{ij}$	Änderung der tangentialen Überlappung zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j im Zeitschritt $\Delta t$	[m]
$\Delta x_{TK}$	Schrittweite der Laufvariablen $x_{TK}$	[m]
$\Delta \alpha_{Sim}$	Schrittweite des Walzendrehwinkels	[°]
$\Delta \varphi^{ij}$	Änderung der Verdrehung am Kontaktpunkt zwischen Partikel i und j im Zeitschritt $\Delta t$	[m]
$\Delta \varphi_n^{ij}$	Änderung der normalen Verdrehung zwischen Partikel i und j im Zeitschritt $\Delta t$	[m]
$\Delta \varphi_t^{ij}$	Änderung der tangentialen Verdrehung zwischen Partikel i und j im Zeitschritt $\Delta t$	[m]
$\Delta \vec{F}_{Kt}^{ij}$	Änderung der tangentialen Kontaktkraft zwischen Partikel i und Partikel oder Wand j im Zeitschritt $\Delta t$	[N]
$\Delta \dot{O}$	Stündlicher Oberflächenzuwachs	[mm <sup>2</sup> ·t/h]
$\delta$	Feststoffvolumenanteil am Winkel $\varphi$ (auf Reindichte $\rho_{rein}$ bezogen)	[°]
$\delta_E$	Einzugswinkel des Aufgabekorns $d_A$	[°]
$\delta_{E_{max}}$	Einzugswinkel des maximalen Aufgabekorns $d_{A_{max}}$	[°]
$\delta_{1/2}$	Kornkontaktwinkel mit Walze 1/2	[°]
$\varepsilon$	Dehnung	[%]
$\varepsilon_A$	Ausnutzungsgrad der verfügbaren Belastungsfläche	[-]
$\varepsilon_B$	Bruchdehnung	[%]
$\varepsilon_{B^*}$	Maximaler Belastungsgrad	[-]
$\varepsilon_{BM}$	Effizienzgrad der Zerkleinerungsenergie im Bilanzmodell	[-]
$\varepsilon_d$	Zerkleinerungsverhältnis aus Korndurchmessern vor/nach Zerkleinerung	[-]
$\varepsilon_F$	Feststoffflächenanteil in der engsten Spaltfläche $A_s$ bezogen auf $\rho_{roh}$ (Füllungsgrad)	[-]
$\varepsilon_F^*$	Feststoffflächenanteil einer Fläche im Spaltbereich bezogen auf $\rho_{roh}$	[-]
$\varepsilon_{F0}$	Verhältnis von Schüttdichte $\rho_s$ zu Rohdichte $\rho_{roh}$	[-]
$\varepsilon_{F1}$	Feststoffflächenanteil in der engsten Spaltfläche $A_s$ bezogen auf $\rho_s$	[-]
$\varepsilon_{F11}$	Walzenbeiwert der Durchsatzwilligkeit des Materials	[-]
$\varepsilon_{F12}$	Füllungsfaktor oder Zerkleinerungsfaktor	[-]
$\varepsilon_O$	Zerkleinerungsverhältnis aus Bruchoberflächen vor/nach Zerkleinerung	[-]
$\varepsilon_P$	Prozesseffektivität bezogen auf die Einzelkornzerkleinerung	[%]
$\varepsilon_s$	Abbaugrad	[-]
$\varepsilon_V$	Volumenanteil einzelner Mineralien im Gestein	[-]
$\varepsilon_{VF}$	Raumerfüllungsgrad	[-]
$\varepsilon_{m/o/50/80/95}$	Zerkleinerungsgrad bzw. -verhältnis der mittleren/oberen/50%-/80%-95%-Korn- größen von Aufgabe- und Produktkörnerkollektiv	[-]
$\bar{\varepsilon}_i$	Winkelbeschleunigung von Partikel i	[rad/s <sup>2</sup> ]
$\varphi$	Laufwinkel in der Kompressionszone vom engsten Spalt weg (Prozessraumwinkel)	[°]
$\varphi^*$	Laufwinkel in der Kompressionszone zum engsten Spalt hin (Prozessraumwinkel)	[°]
$\varphi_A$	Werkzeuganstellwinkel	[°]
$\varphi_B$	Winkelbereich der Beschleunigungszone	[°]
$\varphi_E$	Winkelbereich der Expansionszone	[°]
$\varphi_F$	Freiwinkel	[°]
$\varphi_i$	Prozessraumwinkel bzw. Kontaktwinkel von Korn bzw. Masselement i	[°]
$\varphi_K$	Werkzeugkeilwinkel	[°]
$\varphi_k$	Winkelbereich der Kompressionszone	[°]

$\varphi_{\text{res}}$	Winkel, bei dem die resultierende Zerkleinerungskraft angreift	[°]
$\varphi_{\text{S}}$	Schnittwinkel	[°]
$\varphi_{\text{Sp}}$	Spanwinkel	[°]
$\varphi_{\text{We,min}}$	Erforderlicher Werkzeugwinkel aus dem Biegemoment am Werkzeugfuß	[°]
$\varphi_{\text{WK,min/max}}$	Umfangswinkel der Werkzeugminimal-/maximalkontur	[°]
$\bar{\varphi}_i$	Winkelposition von Partikel i	[rad]
$\gamma_{\text{K}}$	Kornformwinkel	[°]
$\gamma_0$	Spezifische Grenzflächenenergie	[J/m <sup>2</sup> ]
$\bar{\gamma}_{\text{K}}$	Mittlerer Kornformwinkel aller im FLT untersuchten Körner	[°]
$\eta_i$	Wirkungsgrad des Übertragungselements i	[-]
$\eta_{\text{M}}$	Motorwirkungsgrad	[-]
$\eta_{\text{mech}}$	Mechanischer Wirkungsgrad	[-]
$\eta_{\text{Ü}}$	Wirkungsgrad der Übertragungselemente	[-]
$\eta_{\text{W}}$	Wirkungsgrad des Walzenbrechers	[-]
$\eta_{\text{Z}}$	Faktor nach ZWETKOW bei Abweichungen vom ideal-spröden Stoffverhalten	[-]
$\kappa$	Exponent zur Berechnung der Kontaktkraft	[-]
$\lambda_{\text{k}}$	Partikelsteifigkeitsverhältnis	[-]
$\lambda_{\text{k}}^*$	Bindemittelsteifigkeitsverhältnis	[-]
$\lambda_{\text{r}}$	Partikelradienverhältnis	[-]
$\lambda_{\text{r}}^*$	Bindemittelnradienverhältnis	[-]
$\lambda_{\text{r}}$	Bindemittelfestigkeitsverhältnis	[-]
$\mu_{\text{G}}$	Gleitreibungskoeffizient	[-]
$\mu_{\text{G,i}}$	Gleitreibungskoeffizient von Partikel i	[-]
$\mu_{\text{G,j}}$	Gleitreibungskoeffizient von Partikel oder Wand j	[-]
$\mu_{\text{H}}$	Haftreibungskoeffizient	[-]
$\mu_{\text{L}}$	Lagergleitreibungskoeffizient	[-]
$\nu$	Querdehnzahl (allgemein)	[-]
$\nu_{\text{P}}$	Partikel-Querdehnzahl	[-]
$\nu_{\text{W}}$	Werkzeug- bzw. Wand-Querdehnzahl	[-]
$\pi_{\text{V}}$	Durchsatzkennzahl	[-]
$\vartheta$	Temperatur	[°]
$\rho_{\text{K}}$	Kerbradius	[m]
$\rho_{\text{mikro}}$	Mikropartikeldichte	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{\text{rein}}$	Reindichte	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{\text{roh}}$	Rohdichte	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{\text{s}}$	Schüttdichte	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{\text{s},\varphi}$	Schüttdichte am Winkel $\varphi$	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{\text{we}}$	Werkzeuganzahl relativ zur Walzenoberfläche (Werkzeugdichte)	[m <sup>-2</sup> ]
$\sigma$	Standardabweichung (Dimension von Zufallsgröße abhängig <sup>*</sup> )	[*]
$\sigma_{\text{B}}$	Bruchspannung bzw. -festigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{\text{B,i}}$	Bruchfestigkeit von Partikel i	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{\text{Bmax}}$	Normalspannungsfestigkeit des Bindemittels	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{\text{Bn}}$	Normalspannung im Bindemittel	[N/mm <sup>2</sup> ]

$\sigma_{B0}$	Referenzbruchfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{B,50}$	Referenzbruchfestigkeit bei $d_A=d_0=50\text{mm}$	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_b$	Biegespannung	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{b^*}$	Biegespannung der Bruchkraftkomponente $F_B^*$	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{b,F}$	Biegefließfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{bz}$	Biegezugfestigkeit der Schweißnaht	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_d$	Einaxiale Druckfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{iso}$	Isotrope Spannung	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{ln}$	Logarithmische Standardabweichung (Dimension von Zufallsgröße abhängig*)	[lg(*)]
$\sigma_v$	Vergleichsspannung	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{x/y/z}$	Druckspannung in x-/y-/z-Richtung	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_Z$	Zerkleinerungsspannung bzw. Werte des Pressdruckprofils (Flächenlast von $F_Z$ )	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{Zmax}$	Maximalwert des Pressdruckprofils	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{ZN}$	Werte des Normaldruckprofils (Flächenlast von $F_{ZN}$ )	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{ZN,i}$	Wert des Normaldruckprofils bei Prozessraumwinkel $\varphi_i$ bzw. Prozessraumhöhe $r_i$	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{ZNmax}$	Maximalwert des Normaldruckprofils	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{Z1/2}$	Verlauf 1/2 des Pressdruckprofils $\sigma_Z$ im Spaltbereich	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{ZN1/2/3/4/5}$	Verlauf 1/2/3/4/5 des Normaldruckprofils $\sigma_{ZN}$ im Spaltbereich	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_z$	Zug- oder Spaltzugfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{zc}$	Kritische Zugspannung, die zur instabilen Rissausbreitung führt	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{z,max}$	Zugspannung an der Risspitze	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{z,th}$	Theoretische Zugfestigkeit bei fehlerstellenfreiem Gefügeaufbau	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{z0}$	Referenzzugfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\bar{\sigma}_{Bmax}$	Mittelwert der Normalspannungsfestigkeit des Bindemittels	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\tau_{B,i}$	Aufenthaltszeit aller Körner von Fraktion i relativ zur gesamten Betriebsdauer	[-]
$\tau_{Bs}$	Schubspannung im Bindemittel	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\tau_{Bmax}$	Schubspannungsfestigkeit des Bindemittels	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\tau_s$	Scherspannung	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\tau_{sc}$	Kritische Scherspannung, die zur instabilen Rissausbreitung führt	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\bar{\tau}_{Bmax}$	Mittelwert der Schubspannungsfestigkeit des Bindemittels	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\bar{\omega}_i$	Winkelgeschwindigkeit von Partikel i	[rad/s]
$\bar{\omega}_j$	Winkelgeschwindigkeit von Partikel oder Wand j	[rad/s]
$\zeta_i^*$	Klassenhäufigkeit der Kornreihen $z_i^*$ von Fraktion i relativ zur Gesamtreihenanzahl	[-]

### Abkürzungen

ANOVA	Analysis of Variances (Varianzanalyse)
AS	Ausgedehnter Stoff
AS <sub>O/S</sub>	Ausgedehnter, oberflächlich/schlitzend bearbeiteter Stoff
BEM	Boundary-Element-Methode
DEM	Diskret- oder Distinkt-Element-Methode
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
EBP	Erstbruchphase
EK	Einzelkorn

EKZ	Einzelkornzerkleinerung
EW	Einzelwerkzeug
FBP	Folgebruchphase
FEM	Finit-Element-Methode
Ff	Flügelbrecher-Feingutkollektiv
Fg	Flügelbrecher-Grobgutkollektiv
FLT	Flächenlasttest
FLT <sub>S/F</sub>	Flächenlasttest mit spitzen/flachen Körnern
FLT <sub>25/50</sub>	Flächenlasttest mit 25/50mm großen Aufgabekörnern
GB	Gutbett
GBM	Gutbettmahlphase
GGG	GATES-GAUDIN-SCHUHMAN(-Verteilung)
Gl.	Gleichung(en)
GW	Glatte bzw. stumpfe Wand, Glattwalze
ID	Identifikationsnummer von Partikel oder Wand
i.e.S.	im engeren Sinne
ISRM	International Society for Rock Mechanics
i.w.S.	im weiteren Sinne
K	Kontaktpunkt
k.A.	keine Angaben
LNV	Lognormalverteilung
M	Schweißnahtmittelpunkt
MKZ	Mehrkornzerkleinerung
NH	Niederhalter
NV	Normalverteilung
PLT	Punktlasttest
PLT <sub>25/50</sub>	Punktlasttest mit 25/50mm großen Aufgabekörnern
PFLT	Punktflächenlasttest
PFLT <sub>25/50</sub>	Punktflächenlasttest mit 25/50mm großen Aufgabekörnern
PR	Primärrohstoffe
PW	Profilierte bzw. spitze Wand, Profilwalze
RRSB	ROSIN-RAMMLER-SPERLING-BENNETT(-Verteilung)
S.	Seite
s.	siehe
Sf	Stachelwalzenbrecher-Feingutkollektiv
Sg	Stachelwalzenbrecher-Grobgutkollektiv
Sm	Stachelwalzenbrecher-Mittelgutkollektiv
SR	Sekundärrohstoffe
u.	und
VBP	Vorbruchphase
vs.	versus
WK <sub>min/max</sub>	Werkzeugminimal-/-maximalkontur
WP	Werkzeugpaarung
z.T.	zum Teil

---

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Empirische Ansätze für den Füllungsgrad $\epsilon_F$ in Walzenbrechern (GW=Glatt-, PW=Profilwalze).	43
Tabelle 2: Regressionsmodell für den Grenzdurchsatz.	48
Tabelle 3: Verteilungsparameter der Produktkörnung von Stachel- und Flügelwalzenbrechern.	52
Tabelle 4: Regressionsmodell für den Zerkleinerungserfolg (mittlere Produktkorngröße $d_{pm}$ ).	54
Tabelle 5: Regressionsmodell für die Zerkleinerungsleistung $P_Z$ und den Zerkleinerungsarbeitsbedarf $W_{Z0m}$ .	73
Tabelle 6: Maschinelle Einflussgrößen des neuen Auslegungsmodells.	79
Tabelle 7: Bewertungsergebnisse der Primäroptimierung.	85
Tabelle 8: Fraktionen des WHITEN-Brechermodells zur Ermittlung der Produktkorngrößenverteilung.	108
Tabelle 9: Kenndaten der verwendeten Versuchsapparaturen.	134
Tabelle 10: Regressionsparameter der Zerkleinerungsversuche an Granodiorit aus Kindisch.	139
Tabelle 11: Versuchs- und Modellparameter für das DEM-Gesteinsmodell.	157
Tabelle 12: Regressionsmodell der Bruchkraft $F_B$ und -steifigkeit $K_B$ für die PLT25-Kalibrierungssimulationen.	162
Tabelle 13: ANOVA-Tabelle mit den Bestimmtheitsmaßen der Regressionsmodelle.	162
Tabelle 14: Zielgrößen und Mikromodellparameter der Basisvarianten des DEM-Gesteinsmodells.	164
Tabelle 15: Modell- und Versuchsparameter der Optimalvariante mit Fehleranalyse.	166

## Abbildungsverzeichnis

Bild 1: Black-Box-Modell eines Profilwalzenbrechersystems.	3
Bild 2: Aufbau eines profilierten Zweiwalzenbrechers mit zentraler Zerkleinerung (ohne Gehäuse).	4
Bild 3: Makroprozessparameter für die Zerkleinerung in Profilwalzenbrechern.	6
Bild 4: Konstruktionsparameter bei Walzenbrechern.	9
Bild 5: Typ, Form und Kinematik der Grundkörper.	10
Bild 6: Prozessraumschaltungen in Walzenbrechern.	11
Bild 7: Zweiwalzenprofilbrecher mit zentralem (Center Sizer) und dezentralem Brechraum (Side Sizer).	12
Bild 8: Werkzeugformationen von Profilwalzenbrechern.	13
Bild 9: Werkzeug- und Grundkörperabmessungen zur Charakterisierung der Werkzeugmakroform.	15
Bild 10: Abmessungsverhältnisse von Werkzeugen bei Walzenbrechern/-mühlen.	15
Bild 11: Allgemeine Gestalt von Zähnen, Meißeln und Nocken.	16
Bild 12: Parameter der Werkzeugmakroform für Riffel (links), Zahn- (mittig) und Meißelwerkzeuge (rechts).	17
Bild 13: Belastungsarten mit Einzelwerkzeug und Werkzeugpaarung.	19
Bild 14: Belastungsarten konventioneller Profilwalzenbrecher bei sprödem/nicht-sprödem Aufgabematerial.	22
Bild 15: Klassifikation von Walzenbrechern/-mühlen nach der Belastungsart.	24
Bild 16: Vergleich der Einsatzfelder von Walzenbrechern/-mühlen und Rotorschneidern/-scheren/-reißern.	27
Bild 17: Wertebereiche der Prozessparameter von Profilwalzenbrechern.	30
Bild 18: Kontaktkräfte beim Einzug eines Kreiskorns (links) und Rechteckkorns (rechts).	33
Bild 19: Allgemeines Berechnungsmodell für die Einzugsbedingung bei gering profilierten Walzenbrechern.	34
Bild 20: Reibschlussverbindung mit (links) und ohne Bruchauslösung (mittig) und Formschlussverbindung (rechts) bei Fräswalzenbrechern.	37
Bild 21: Berechnungsmodell zur Ermittlung der maximal zulässigen Walzenumfangsgeschwindigkeit $v_w$ .	40
Bild 22: Füllungsgrad $\varepsilon_{F1}$ als Funktion von Zerkleinerungsgrad (links), Walzendurchmesser (mittig) und Spaltweite (rechts) zwischen Glatt- (GW) und Profilwalzen (PW).	44
Bild 23: Modell zur Berechnung der lichten Durchtritts- bzw. Spaltfläche von Profilwalzenbrechern.	46
Bild 24: Modell zur Spaltflächenberechnung von Profilwalzenbrechern bei überlagerter Materialförderung.	46
Bild 25: Grenzdurchsatzverläufe bei Stachelwalzenbrechern (links) und Flügelbrechern (rechts).	48
Bild 26: Zusammenwirkung von Austrags- und Bruchvorgänge in Profilwalzenbrechern.	50
Bild 27: Falltestergebnisse zu Bruchfunktionen (links) und eingeleiteten Brucharbeiten (rechts).	50
Bild 28: Energiefluss mit Übertragungsverlusten zwischen Antriebsmotor und Walzenbrecher.	55
Bild 29: Empirische und theoretisch begründete Ansätze zur Leistungsberechnung.	56
Bild 30: Prinzipielles Vorgehen bei der Leistungsberechnung mit Belastungsmodellen.	58
Bild 31: Leistungsberechnung bei reibschlüssiger Krafteinleitung in gering profilierten Walzenbrechern (links) und bei formschlüssiger Krafteinleitung in markant profilierten Walzenbrechern (rechts).	60
Bild 32: Leistungsberechnung aus den Druckverläufen in gering profilierten Walzenbrechern.	63
Bild 33: Drucktopfversuch zur Ermittlung des Radialdruckprofils in gering profilierten Walzenbrechern.	67
Bild 34: Struktur des neuen Auslegungsmodells.	77

Bild 35: Ermittlung der Werkzeugminimal-/maximalkontur bei Zahn- (links) und Meißelwerkzeug (rechts).	82
Bild 36: Kräfte an der Schweißnaht eines Werkzeugs.	84
Bild 37: Brechraumanalyse bei einem Profilwalzenbrecher mit Zahnwerkzeugen (Werkzeugtyp WT <sub>4</sub> ).	86
Bild 38: Ermittlung von Rücken Korn (links) und Taschenkörnern (rechts) bei Meißelwerkzeugen (WT <sub>6</sub> ).	89
Bild 39: Ermittlung der Werkzeugfläche A <sub>we</sub> .	91
Bild 40: Charakteristik des Zerkleinerungspotentials der Optimalvariante "4_035_62" für eine Periode.	92
Bild 41: Abhängigkeit des Zerkleinerungspotentials vom Eindringgrad f <sub>c</sub> für die Varianten „4_f <sub>c</sub> _42“.	94
Bild 42: Maschinelle Einflussgrößen der Optimalvariante „4_035_62“ für das neue Auslegungsmodell.	94
Bild 43: Gesteinshandstück (links) und Dünnschliffbild (rechts) von Granodiorit aus Kindisch.	96
Bild 44: Berechnungsmodell (links) und Berechnungsergebnisse zur Einfallbedingung (rechts).	98
Bild 45: Einfallwahrscheinlichkeit verschiedener Korngrößen in Abhängigkeit der Aufgabegeschwindigkeit.	99
Bild 46: Hauptbelastungsarten (oben) und Versuchsapparaturen zur Analyse dieser Lastfälle (unten).	100
Bild 47: DEM-Einzelkornsimulation mit den variierten Einflussgrößen und den ermittelten Zielgrößen.	102
Bild 48: Aufgabekorngrößenverteilungen (links) und Klassenhäufigkeiten der Kornanzahl (rechts).	104
Bild 49: Durchsatzhistogramm und resultierender Flächendurchsatz eines Modellwalzenbrechers.	105
Bild 50: Fraktionelle Massebilanz in Walzenbrechern.	106
Bild 51: Bilanzschema des WHITEN-Brechermodells zur Ermittlung der Produktkorngrößenverteilung.	106
Bild 52: Drehmomenthistogramme und resultierende Drehmomente eines Modellwalzenbrechers.	109
Bild 53: Kontaktmodelle für den Korn-Spitze- (a.), Kugel-Platte- (b.) und Würfel-Platte-Kontakt (c.) mit rheologischem Ersatzsystem (d.).	115
Bild 54: Mikroprozessparameter für die Einzelkorndruckzerkleinerung.	122
Bild 55: Kraft-Weg-Diagramm und typische Bruchbilder bei Kugel- und Würfelkörnern im FLT.	123
Bild 56: Bruchwahrscheinlichkeit P <sub>B</sub> bei der Einzelkorndruckzerkleinerung in Abhängigkeit von F <sub>Zmax,m</sub> (links) und h <sub>Zmax,r</sub> (rechts).	126
Bild 57: Charakteristische Materialparameter des Festigkeits-Korngrößen-Verlaufs (links) und des Energie-Korngrößen-Verlaufs (rechts).	132
Bild 58: Aufbau des FLT- bzw. PFLT-Versuchsstands (links) und des PLT-Versuchsstands (rechts).	133
Bild 59: Charakteristische Mutterkornabmessungen beim PLT, PFLT und FLT.	135
Bild 60: Kraft-Weg-Diagramm des FLT von Granodiorit aus Kindisch mit d <sub>A</sub> =75mm (VBP=Vorbruchphase, EBP=Erstbruchphase, FBP=Folgebruchphase, GMP=Gutbettmahlphase).	137
Bild 61: DEM-Algorithmus.	142
Bild 62: Kontaktmodell für die 3D-Simulation von Bewegungsvorgängen in Profilwalzenbrechern.	144
Bild 63: Kontakt- und Bindungsmodell für die 3D-Simulation von Bruchvorgängen in Profilwalzenbrechern.	147
Bild 64: DEM-Einzelkornzerkleinerung in einem Prallbrecher (links) und DEEM-Mehrkornzerkleinerung in einem Zweiwalzenprofilbrecher (rechts).	153
Bild 65: Ablaufplan der mathematisch-statistischen Modellkalibrierung.	155
Bild 66: Zentral zusammengesetzter Simulationsplan für die Kalibrierungssimulationen.	159
Bild 67: Ablaufschema zur Erzeugung eines würfelförmigen Makropartikels.	160
Bild 68: Adjustierte Bestimmtheitsmaße R <sup>2</sup> <sub>adjust</sub> als Funktion der im Modell berücksichtigten Einflussgrößen.	163
Bild 69: Berechnung des Effektes λ <sub>r</sub> <sup>*</sup> von auf F <sub>B</sub> .	164



---

Bild 70: Paretodiagramme für die Regressionsmodelle von $F_B$ (links) und $K_B$ (rechts).	165
Bild 71: Ablaufschema des Walzenbrechersimulationsprogramms „Sim_PWB.dvr“.	167
Bild 72: Bruchanalyse zur Ermittlung der Bruchstückkorngrößen am Walzenbrecheraustrag.	168
Bild 73: Walzenbrechermodell der Variante „45_0_19_25“ vor (links) und nach dem Brechprozess (rechts).	169
Bild 74: Aufenthaltszeiten verschiedener Aufgabekorngrößen und Werkzeugformationen.	170
Bild 75: Durchsatzhistogramme bei fluchtender (links) und versetzter Werkzeugformation (rechts).	171
Bild 76: Häufigkeitsverteilung der Bruchstückkorngrößen bei fluchtender Werkzeugformation mit $d_{Am}=19,25\text{mm}$ (links) und mittlere Korngröße der Bruchstückkollektive bei verschiedenen Werkzeugformationen und Aufgabekorngrößen (rechts).	172
Bild 77: Produktkorngrößenverteilung bei fluchtender (links) und versetzter Werkzeugformation (rechts).	173
Bild 78: Drehmoment-Zeit-Verläufe von $d_{Am}=32,75\text{mm}$ bei fluchtender (links) und versetzter Werkzeugformation (rechts).	174
Bild 79: Maximales und mittleres Drehmoment für verschiedene Aufgabekorngrößen und Werkzeugformationen.	174
Bild 80: Mittleres Drehmenthistogramm bei fluchtender (links) und versetzter Werkzeugformation (rechts).	175
Bild 81: Maximales Drehmenthistogramm bei fluchtender (links) und versetzter Werkzeugformation (rechts).	175

## 1 Einleitung und Problemstellung

Für die industrielle Aufbereitung von Primär- und Sekundärrohstoffen spielen Zerkleinerungsprozesse zur Erzeugung bestimmter Korngrößen, -formen, -oberflächen oder zum Aufschluss mehrkomponentiger Materialien bei der Wertstoffanreicherung bzw. Schadstoffabreicherung eine zentrale Rolle [121, S.80]. Die dabei genutzten Brecher (Grob-/Mittelkornbereich) bzw. Mühlen (Fein-/Feinstkornbereich) müssen allein bei der Aufbereitung von Gesteinen, Erzen und Kohlen weltweit etwa  $25 \cdot 10^9$  Tonnen pro Jahr durchsetzen [9, S.118]. Da ihr Betrieb außerdem sehr energieaufwändig ist und ca. 7 bis 10% des Weltenergieaufkommens erfordert [136, S.40], gewinnt der Einsatz energieeffizienter Zerkleinerungsmaschinen mit hohen Durchsatzleistungen aus ökonomischer und ökologischer Sicht zunehmend an Bedeutung.

Deshalb werden in immer stärkerem Maße Walzenbrecher/-mühlen eingesetzt. Trotz relativ geringer Zerkleinerungsgrade zeichnen sie sich durch einen geringen spezifischen Leistungsbedarf, hohe Durchsätze, eine einfache Konstruktion und Instandhaltung sowie eine störungsfreie Betriebsweise aus und sind auch bei adhäsivem Aufgabematerial anwendbar [10, S.96; 134, S.159]. Das Wirkprinzip klassischer Maschinentypen mit Glattwalzen basiert auf einer kontinuierlichen Druckerzeugung zwischen zwei gegenläufig drehenden Walzen, so dass die Zerkleinerung im Gegensatz zu den periodisch arbeitenden Kegel- und Backenbrechern ohne Unterbrechungen stattfindet.

Obwohl Glattwalzen als Konstruktionselement bei zur Getreidemahlung eingesetzten Kollergängen bereits seit dem Altertum bekannt sind, wurden sie als ortsfeste, angetriebene Maschinenelemente erst im Jahre 1449 durch SPECIALE eingeführt. Etwa 200 Jahre später verbesserte SITWELL die Oberflächenbeständigkeit dieser Holzwalzen, indem er sie mit Eisenplatten belegte, so dass sie neben Getreide auch härtere Materialien zerkleinern konnten. Nachdem SMEATON im 18. Jahrhundert erstmals horizontale, mit Wasserrädern angetriebene Walzenpaare nutzte, konnten mit den ab 1806 in England (Cornwall) eingesetzten, dampfgetriebenen Walzenwerken („Cornish Rolls“ mit Stahlwalzen zur Zinnerzzerkleinerung) auch bergbauliche Einsatzfelder erschlossen werden [21; 25; 134, S.157]. Einen weiteren Bedeutungszuwachs erlangten sie gegen Ende des 20. Jahrhunderts durch die von SCHÖNERT entwickelten Gutbettwalzenmühlen [73, S.4], bei denen mit der interpartikulären Zerkleinerung und Vorschädigung von Körnern in einem Gutbett auch ein neues Wirkprinzip zur Anwendung kam. Darüber hinaus werden Glattwalzen vielfach auch außerhalb der Zerkleinerungstechnik zur Druckerzeugung eingesetzt, z.B. für Agglomerationsprozesse oder zum Blechwalzen.

Parallel zu den vorwiegend im Fein- und Feinstkornbereich genutzten Glattwalzenbrechern/-mühlen etablierten sich für die Mittel- und Grobkornzerkleinerung zunehmend Maschinen mit profilierten Walzen (Profilwalzenbrecher), die im 19. Jahrhundert erstmals von

EDISON eingeführt wurden und als EDISONbrecher in US-amerikanischen Steinbrüchen Verbreitung fanden [98; 134, S.157]. Seitdem entwickelte sich der Zweiwalzenprofilbrecher durch stetig verbesserte Profilierungen und zusätzliche Wirkpaarungen (z.B. Ein-, Drei-, Vierwalzenbrecher) zur Maschinengruppe mit den meisten Brechertypen und den universalsten Einsatzmöglichkeiten [21; 28]. Durch Einbeziehung von Erkenntnis und Konstruktionsprinzipien der schneidenden Gewinnung in den Bau von Walzenbrechern hat sich seit den 1980ziger Jahren mit dem Fräswalzenbrecher ein neuartiger, markant profilierter Brechertyp etabliert, dessen Weiterentwicklung für die unterschiedlichen Einsatzfälle die derzeitige Walzenbrecherentwicklung bestimmt.

Bisher werden Fräswalzenbrecher in der primären, sekundären oder tertiären Prozessstufe vor allem zur Lösung von Zerkleinerungsaufgaben für weiche und mittelharte Stoffe mit Druckfestigkeiten von bis zu 160MPa eingesetzt. Die an der Schnittstelle zwischen Gewinnung und Aufbereitung arbeitenden Primärfräsbrecher können dabei mit Korngrößen von bis zu 2m beschickt werden und Grenzdurchsätze von 10000t/h erreichen [94]. Zudem benötigen sie deutlich geringere Bauhöhen als die in der Hartzerkleinerung eingesetzten Kegel- oder Backenbrecher und zerkleinern durch die punktförmige Krafteinleitung ihrer Brechwerkzeuge auch schonender. Es stellt sich daher die Frage, ob sich die Einsatzfelder von Fräswalzenbrechern auch auf härtere Aufgabestoffe ausdehnen lassen. Zur Abschätzung dieses Einsatzpotentials ist es zunächst sinnvoll, die Zerkleinerungsprozesse in diesen Maschinen näher zu analysieren und Modellvorstellungen zur Prognose relevanter Auslegungszielgrößen (z.B. auftretende Zerkleinerungskräfte, Leistungsbedarf, Durchsatz) zu entwickeln.

Das Ziel dieser Arbeit besteht somit in einer theoretisch begründeten Modellierung der Zerkleinerung in markant profilierten Walzenbrechern, um so den Auslegungsstand für die Dimensionierung solcher Maschinen verbessern und Einsatzmöglichkeiten in der Hartzerkleinerung abschätzen zu können. Dazu werden im Rahmen einer Systembetrachtung zunächst die wesentlichen Prozessparameter der Zerkleinerung ermittelt und die Bauarten von Profilwalzenbrechern klassifiziert (Kapitel 2). Die Darstellung der bekannten Berechnungsmodelle für die Hauptzielgrößen „Grenzdurchsatz“, „Produktgranulometrie“ und „Leistungsbedarf“ ist Gegenstand von Kapitel 3. Darauf aufbauend wird in Kapitel 4 ein neues, physikalisch begründetes Auslegungsmodell vorgestellt und das Untersuchungsfeld hinsichtlich der zu analysierenden Aufgabestoffart und Maschinengeometrie eingegrenzt. Die für dieses Modell erforderlichen Zerkleinerungstest- und Simulationsergebnisse werden in Kapitel 5 und 6 dargestellt und bezüglich der o.g. Forschungsfrage bewertet, bevor die Arbeit in Kapitel 7 mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick abschließt.

## 2 Systemanalyse von Profilwalzenbrechern

### 2.1 Einfluss- und Zielgrößen von Profilwalzenbrechern

Profilwalzenbrecher stellen Stoffwandlungssysteme dar, in denen das Aufgabematerial durch den Makroprozess des Zerkleinerns in ein feinkörnigeres Produkt überführt wird. In Abhängigkeit spezifischer Korngrößen<sup>1</sup> des Aufgabe- oder Produktstromes ist dabei zwischen den Zerkleinerungsmakroprozessen „Sprengen“, „Brechen“ und „Mahlen“ zu unterscheiden. Nach der in dieser Arbeit verwendeten Definition von UNLAND [9, S.125] umfasst das Brechen alle Zerkleinerungsprozesse, bei denen die maximale Aufgabekorngröße  $d_{Amax}$  kleiner als  $2m$  ist (ansonsten: Sprengen) und  $80\%_{Vol}$  aller Produktkörner größer als  $1mm$  sind (ansonsten: Mahlen). Profilwalzenbrecher sind demnach Zerkleinerungsmaschinen, in denen der Makroprozess „Brechen“ stattfindet<sup>2</sup>. Er ergibt sich aus einer Vielzahl von Bruchmikroprozessen an einzelnen Partikeln oder Partikelkollektiven [1, S.183; 10, S.46]. Die in Profilwalzenbrechern ablaufenden Makro- und Mikroprozesse lassen sich dabei systemtheoretisch analysieren und mit jeweils charakteristischen Prozessparametern beschreiben, wobei entweder der Walzenbrecher (Makroprozess) oder das Partikel bzw. Partikelkollektiv (Mikroprozess) die Systemgrenze zur Umwelt ausbilden. Für ein allgemeines Problemverständnis soll an dieser Stelle zunächst nur der Brechmakroprozess analysiert werden, da die Systembetrachtung zu den Bruchmikroprozessen erst im Rahmen der Zerkleinerungsversuche zur Walzenbrechermodellierung in Kapitel 5.1.2 relevant ist.

In Bild 1 ist das stoffwandelnde bzw. -verändernde System<sup>3</sup> für den Makroprozess des Zerkleinerns in einem Walzenbrecher als Black-Box-Modell abstrahiert dargestellt. Demnach

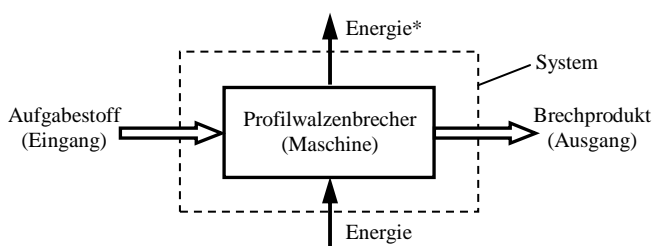


Bild 1: Black-Box-Modell eines Profilwalzenbrechersystems.

wirkt die Umwelt über Stoff- und Energieströme (Signalströme, Stör- und Nebenwirkungen werden vernachlässigt) auf das System ein (Input). Im System wird der Stoffstrom

durch Wechselwirkung mit der Ma-

<sup>1</sup> In der Literatur gibt es verschiedene Festlegungen zur Abgrenzung der Zerkleinerungsmakroprozesse [9, S.124]. Die Grenze zwischen Mahlen und Brechen wird bspw. von HÖFFL [10, S.39] mit 5mm und von SCHUBERT [13, S.110] bzw. STIEß [5, S.254] mit 10mm maximaler Aufgabekorngröße angegeben, während PAHL [6, S.45] als Grenzwert eine mittlere Produktkorngröße von 5mm festlegt.

<sup>2</sup> Profilwalzenbrecher werden deshalb auch als Walzengrobbrecher bezeichnet [13, S.126]. Allerdings gibt es vereinzelt auch zum Mahlen eingesetzte Profilwalzen (z.B. Riffelwalzenmühlen), die eigentlich „Profilwalzenmühlen“ darstellen. Da sie jedoch in der Literatur einheitlich den Glattwalzenmühlen zugeordnet werden [1, S. 310; 10, S.97; 86], soll dieser Auffassung auch in dieser Arbeit gefolgt werden. Somit werden alle Profilwalzenmühlen wegen ihrer sehr geringen Profilierung als Glattwalzenmühlen angesehen.

<sup>3</sup> Entsprechend ihrer jeweiligen Hauptfunktion lassen sich Apparate (stoffwandelnde Systeme), Maschinen (energiewandelnde Systeme) und Geräte (signalwandelnde Systeme) unterscheiden [35; 127, 132]. Profilwalzenbrecher zählen somit systemtheoretisch eher zu den Zerkleinerungsapparaten statt -maschinen (vgl. z.B. [24]). Da sie den Aufgabestoff durch Zerkleinerung in seiner Größe verringern (Teilfunktion: Änderung [127, S.46] bzw. Veränderung [132, S.32]), werden sie auch als stoff(ver)ändernde Systeme bezeichnet.

schine und unter Zuführung von Energie gewandelt und wieder an die Umgebung abgegeben (Output). Die Wirkpartner „Aufgabestoff“ und „Maschine“ können dabei über aufgabestoff- und maschinenbezogene Einflussgrößen auf den Makroprozess einwirken. Darüber hinaus ergeben sich aus der Interaktion beider Wirkpartner noch weitere, systembezogene Einflussgrößen. Die Gesamtheit dieser Einflussgrößen bestimmt das Prozessergebnis, welches produkt- oder systembezogenen Zielstellungen bzw. Zielgrößen unterliegt.

Für eine genauere Ermittlung und Zuordnung der charakteristischen Makroprozessgrößen (Einfluss- und Zielgrößen) ist eine Detaillierung der Black-Box aus Bild 1 erforderlich. In Bild 2 ist dazu schematisch der Aufbau eines typischen Profilwalzenbrechers ohne Gehäuse dargestellt. Er besteht aus zwei zylindrischen und mit den Drehzahlen  $n_{w1}$  bzw.  $n_{w2}$  rotierenden Walzen (Grundkörper), auf denen fluchtend angeordnete Werkzeuge (Profilierung) aufsitzen. Die Zerkleinerung erfolgt zentrisch zwischen den Profilwalzen, wobei die maximale Produktkorngröße durch die wirksame Spaltfläche, d.h. die Axial-  $s_a$  und Radialspaltweite  $s_r$  bestimmt wird.

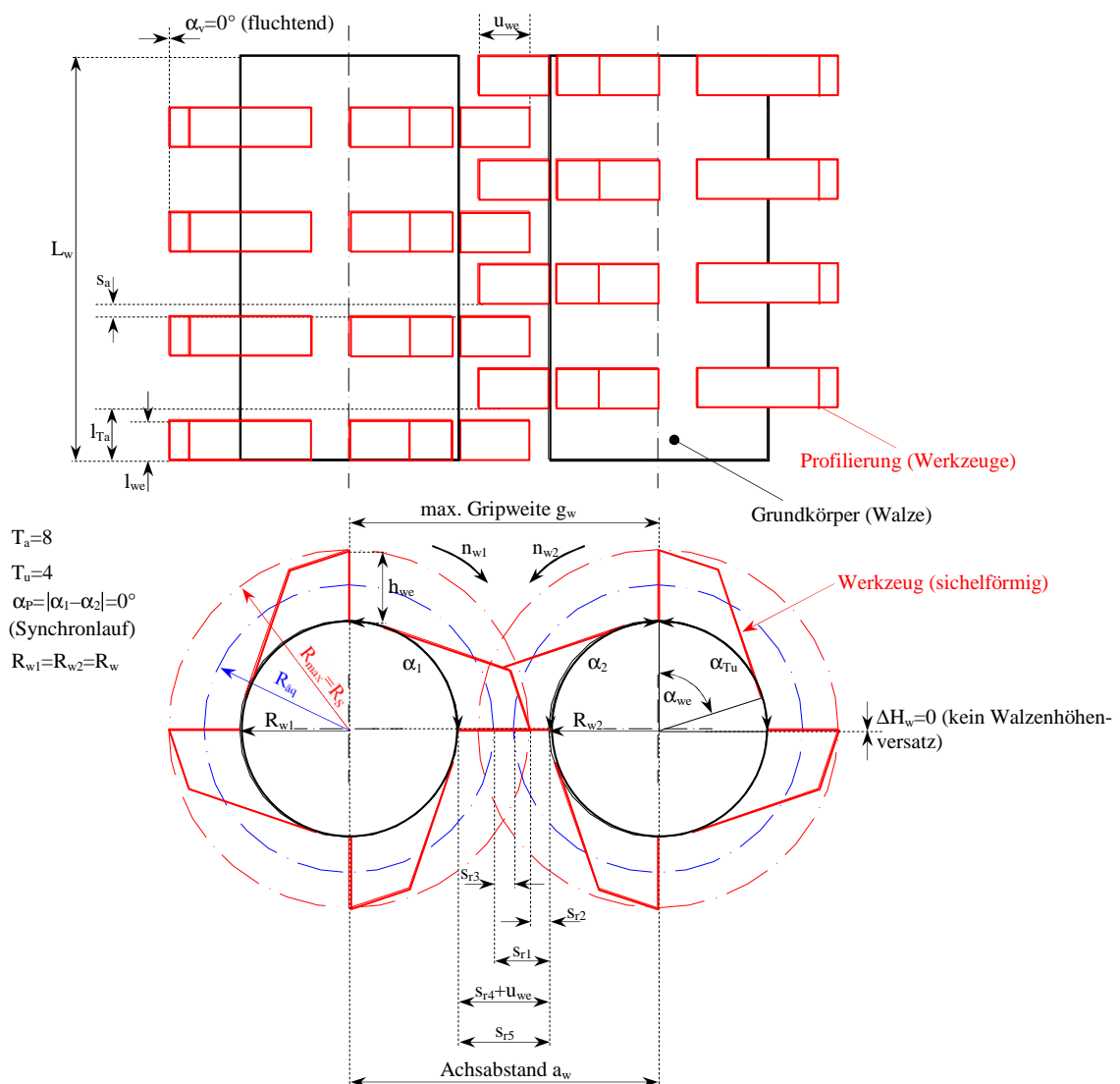


Bild 2: Aufbau eines profilierten Zweiwalzenbrechers mit zentraler Zerkleinerung (ohne Gehäuse).

Für die Radialspaltweite  $s_r$  gibt es in der Literatur verschiedene Festlegungen, die u.a. vom Profilierungstyp abhängen. Generell ist bei der Festlegung von  $s_r$  zu berücksichtigen, dass sie Rückschlüsse auf die maximale Produktkorngröße  $d_{pmax}$  zulassen und eine Abschätzung der mittleren Durchströmungsfläche ermöglichen sollte. Demnach wird bei glatten und gering profilierten Walzen meist der Abstand zwischen den Grund- bzw. Fußkreisradien  $R_w$  ( $s_{r5}=a_w-2R_w$ ) [66, S.21; 70, S.320; 88, S.74] oder den projektionsflächen- bzw. volumengleichen Ersatzradien  $R_{\ddot{a}q}$  genutzt ( $s_{r3}=a_w-2R_{\ddot{a}q}$ ) [7, S.53]. Bei markanten Profilierungen ist es dagegen üblich, den Abstand zwischen Werkzeugspitze<sup>4</sup> und gegenüberliegenden Walzenrund ( $s_{r2}=a_w-R_s-R_w$ ) [56; 66, S.42; 70, S.320; 90, S.42; 94], den Grundkreisabstand abzüglich der Überlappung  $u_{we}$  ( $s_{r4}=a_w-2R_w-u_{we}$ ) [58, S.447-448] oder den Abstand zwischen Ersatzradius und Walzenrund ( $s_{r1}=a_w-R_w-R_{\ddot{a}q}$ ) zu verwenden. Gelegentlich wird jedoch auch bei ihnen die Grundkreisspaltweite  $s_{r5}$  verwendet [88, S.74].

Die in Bild 2 dargestellten konstruktiven, werkstofflichen oder betrieblichen Maschinenparameter sind in Bild 3 nochmals zusammengefasst. Konstruktive Parameter ergeben sich dabei aus Form, Abmessung, Anordnung, Anzahl und Kinematik der Walzen (Grundkörper) und ihrer Profilierungen. Darüber hinaus spielen auch die Werkstoffeigenschaften der Arbeitsorgane (z.B. Härte) und ihre Betriebsparameter (z.B. Walzendrehzahl, Friktionsgrad<sup>5</sup>) eine entscheidende Rolle.

Das Systemverhalten wird außerdem von den Parametern des Aufgabestoffs (Aufgabeparameter), die sich aus der Granulometrie (Kornform<sup>6</sup>, -größe), der Stoffart (z.B. Festigkeits- und Verformungsparameter<sup>7</sup>, petrografische Parameter<sup>8</sup>) und der Betriebsweise der Anlage (z.B. Aufgabemassestrom) ergeben, bestimmt. Durch die Aufgabestoff-Maschine-Wechselwirkung bilden sich schließlich noch systembezogene Einflussgrößen heraus, die maßgeblich die Bedingungen (Einfall-, Einzugsbedingung, Bruchwahrscheinlichkeit) und den Ablauf von Brechprozessen (Abbaugrad, Belastungs-, Beanspruchungs-, Verschleißart) charakterisieren. Auch die Betriebsspaltweite  $s_{rb}=s_r+\Delta s$  ist interaktionsbezogen, da die

<sup>4</sup> Die Werkzeugspitzen definieren den Spitzenkreisradius  $R_s$ , der i.d.R. dem Nennradius  $R_{nenn}$  der Walze entspricht. Allerdings gibt es auch Profilwalzen, die neben den Normalzähnen noch überhöht ausgebildete Fangzähne aufweisen.  $R_s$  ist dann durch die Fang- und  $R_{nenn}$  durch die Normalzahnspitzen definiert [86].

<sup>5</sup> Es gibt verschiedene Definitionen für den Friktionsgrad eines Zweiwalzenbrechers, der stets von der Drehzahldifferenz abhängt [7, S.14-15]. Walzenbrecher mit markanter Profilierung sind allerdings oft mit einem Synchronisationsgetriebe ausgestattet, um gleiche Drehzahlen  $n_1$  und  $n_2$  zu gewährleisten bzw. die relative Lage gegenüberliegender Werkzeuge (Phasenverschiebung  $\alpha_p$ ) nicht zu ändern [43].

<sup>6</sup> Die Form von Aufgabekörnern (bzw. analog von Maschinenbauteilen) lässt sich je nach Betrachtungsebene durch Parameter der Makro- (z.B. Kubizität), Meso- (z.B. Kornformwinkel) und Mikrogestalt (z.B. Rauigkeit) charakterisieren [14; 9].

<sup>7</sup> Festigkeits- und Verformungsparameter sind bei vielen Stoffen systembezogene Eigenschaften, die bspw. auch von der Umgebungstemperatur abhängen. Wegen des dominierenden Stoffeinflusses werden sie dennoch den Aufgabeparametern zugeordnet.

<sup>8</sup> Die Petrografie von Gesteinen lässt sich durch eine Dünnschliffanalyse ermitteln und beinhaltet Angaben zum Gefüge, d.h. den Struktur- (z.B. Mineralienkorngröße, -form) und Textureigenschaften (z.B. Mineralienorientierung, -verteilung), sowie zum Modus (z.B. Mineralienanteil) [16].

im Betrieb entstehende, oftmals allerdings vernachlässigbare Spaltaufweitung  $\Delta s$  durch die Bruchkräfte der Aufgabekörner bestimmt wird [7, S.37].

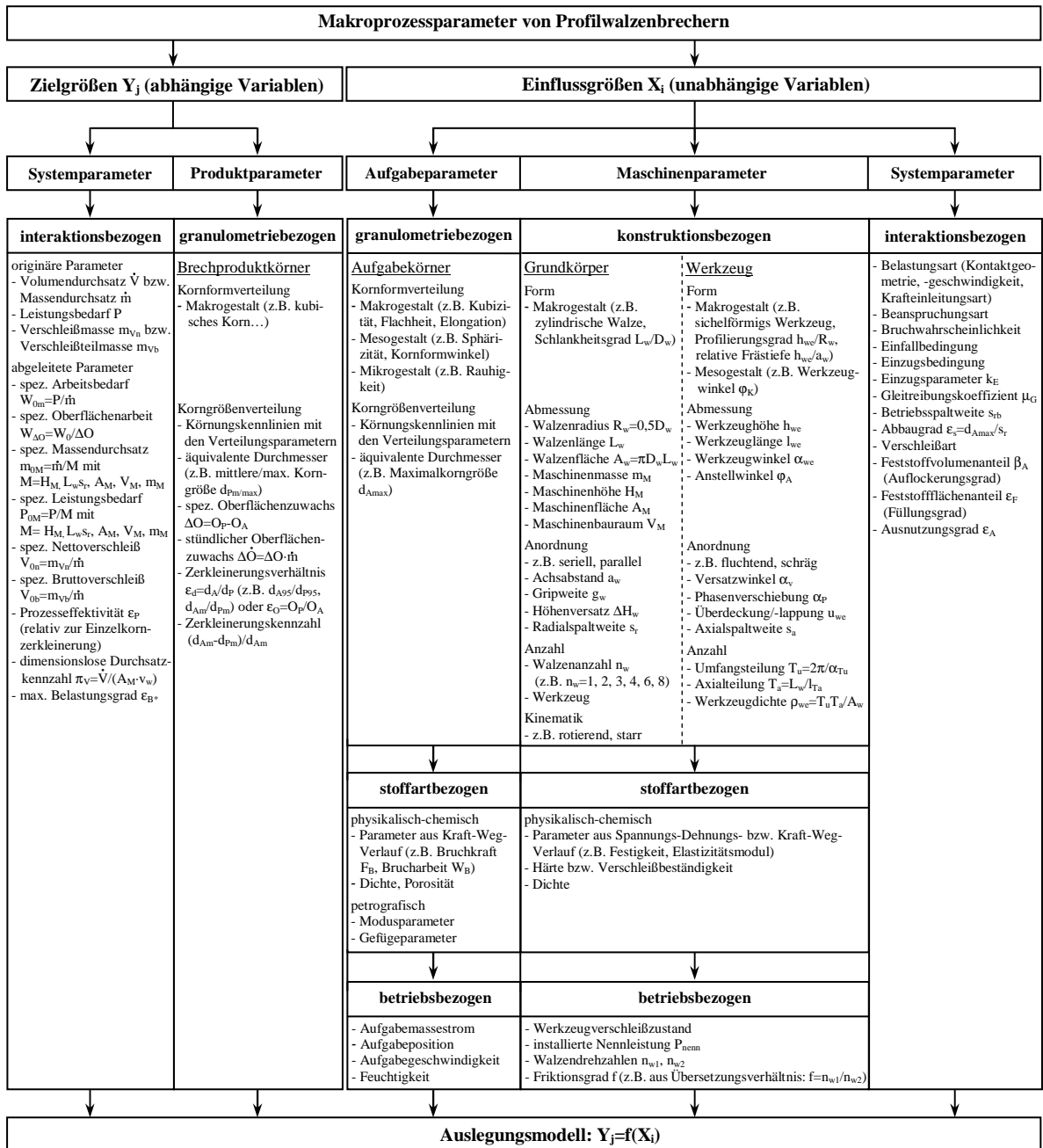


Bild 3: Makroprozessparameter für die Zerkleinerung in Profilwalzenbrechern.

Die möglichen Zielgrößen beziehen sich bei Walzenbrechern vor allem auf Produktgranulometrieparameter, Durchsatz<sup>9</sup>, Leistungsbedarf und Verschleiß, wobei diese originären Größen vielfach noch auf andere Zielgrößen (z.B. spezifischer Arbeitsbedarf  $W_{0m}$ , Belas-

<sup>9</sup> Es wird zwischen Grenzdurchsatz (maximaler Durchsatz einer bestimmten Betriebseinstellung, bei dem sich kein Material oberhalb der Walzen anstaut), Nenndurchsatz (für einen bestimmten Betriebszustand vom Hersteller dauerhaft garantierter Durchsatz), energie günstigsten Durchsatz (Durchsatz eines bestimmten Betriebszustandes, wo  $W_{0m}$  minimal ist) und Bestdurchsatz (der energie günstigste Durchsatz von verschiedenen Betriebszuständen, wo  $d_{pm}$  mit dem geringsten  $W_{0m}$ -Wert erreicht wird) unterschieden [24, S.291].

tungsgrad<sup>10</sup>  $\varepsilon_{B^*}$ , stündlicher Oberflächenzuwachs  $\Delta\dot{O}$ , Prozesseffektivität<sup>11</sup>  $\varepsilon_P$ ) oder charakteristische Einflussgrößen (z.B. spezifischer<sup>12</sup> Leistungsbedarf  $P_{0M}$  und Durchsatz  $m_{0M}$ , Durchsatzkennzahl  $\pi_V$  [5, S.270], Zerkleinerungsverhältnis/-grad  $\varepsilon_d$ <sup>13</sup>) bezogen werden.

Für die Auslegung von Profilwalzenbrechern ist es entscheidend, die Auswirkungen der beschriebenen Einflussgrößen  $X_i$  auf die produkt- und systembezogenen Zielgrößen  $Y_j$  zu prognostizieren. Idealerweise könnte dies mit dem mathematischen Modell:

$$Y_j = f(X_i) \quad (1)$$

erfolgen. Allerdings wird sich bei der Analyse des derzeitigen Erkenntnisstandes in Kapitel 3 herausstellen, dass der funktionale Zusammenhang in Gl. 1 bisher nur ansatzweise bekannt ist bzw. modelliert wurde. Deshalb soll in dieser Arbeit ein neues, physikalisch begründetes Auslegungsmodell entwickelt werden, das die Einflussgrößen in Bild 3 möglichst umfassend berücksichtigt. Gänzlich unberücksichtigt bleiben dabei in dieser Modellentwicklungsstufe verschleißbezogene Einfluss- und Zielgrößen, obwohl sie insbesondere bei härteren Aufgabestoffen sehr bedeutsam sind. Im Rahmen dieser Arbeit soll der Schwerpunkt jedoch zunächst auf einem Auslegungsmodell zur Prognostizierung von:

- Leistungsbedarf (für den Brechprozess),
- Grenzdurchsatz (maximaler Durchsatz ohne Gutstau oberhalb der Walzen) und
- Produktkorngrößenverteilung

liegen. Dazu wird in Kapitel 2.2 zunächst eine Systematik für Profilwalzenbrecher, die ausgewählte Einflussgrößen aus Bild 3 als Gliederungskriterien nutzt, vorgestellt, um anschließend in Kapitel 3 den Erkenntnisstand analysieren und einordnen zu können.

## 2.2 Systematisierung und Einordnung von Profilwalzenbrechern

In diesem Kapitel soll eine neue Systematik für Profilwalzenbrecher vorgestellt werden, da die bisherigen Klassifizierungen unvollständig sind und insbesondere neuere Maschinentypen (z.B. Fräswalzenbrecher) nicht berücksichtigen. Die Systematisierung basiert dabei auf ausgewählten Makroprozessparametern aus Abb. 3, die für die Zerkleinerung von zentraler Bedeutung sind. Unter Berücksichtigung allgemein für Zerkleinerungsmaschinen vorgeschlagener Kriterien [10; 5, S.249-255; 6, S.44-49] zählen dazu bei Profilwalzenbrechern:

<sup>10</sup> Quotient aus Grenzdurchsatz und energie günstigstem Durchsatz [24, S.292].

<sup>11</sup> Die Prozesseffektivität ergibt sich aus dem Quotient des Zerkleinerungsenergiebedarfs bei Einzelkornbeanspruchung geteilt durch jenen in der Zerkleinerungsmaschine [121, S.85]. Für Glatt- und Profilwalzenbrecher gilt:  $\varepsilon_P \approx 0,7 \dots 0,9$  bzw.  $1,0$  [5, S.247; 6, S.34; 121, S.85].

<sup>12</sup> Üblich ist der Bezug auf die Maschinenmasse  $m_M$  oder -fläche  $A_M$ , für die meist die maximale Beschickungs-/Längsschnittfläche  $D_w L_w$  (bei glatten Walzen),  $D_m L_w$  (bei gering profilierten Walzen) bzw.  $D_s L_w$  (bei markant profilierten Walzen) oder die Aufstellfläche der Maschine angesetzt wird [91, S.36; 24, S.292; 128].

<sup>13</sup> Bei Walzenbrechern/-mühlen wird vielfach der Abbaugrad  $\varepsilon_s = d_{Amax}/s_r$  als Maß für das Zerkleinerungsverhältnis  $\varepsilon_d$  verwendet [5, S.238; 7]. Allerdings ist  $s_r$  einstellbar und für die am Brecheraustritt erzeugten Korngrößen nur bedingt charakteristisch, weshalb  $\varepsilon_d$  meist aus  $d_{Amax}/d_{Pmax} = \varepsilon_o$ ,  $d_{A50}/d_{P50} = \varepsilon_{50}$ ,  $d_{A80}/d_{P80} = \varepsilon_{80}$  oder  $d_{A95}/d_{P95} = \varepsilon_{95}$  ermittelt wird [28].



- konstruktionsbezogenen Maschinenparameter,
- aufgabestoffbezogene Parameter (Korngröße, -form, Stoffverhalten),
- Belastungs- und Beanspruchungsart als systembezogene Parameter.

Mit diesen Kriterien lässt sich eine bimodulare Systematik aufbauen, bei der im ersten Teil einzelne Profilwalzenbrechertypen klassifiziert (Kapitel 2.2.1) und im zweiten Teil Profilwalzenbrecher von anderen Zerkleinerungsmaschinen abgegrenzt werden (Kapitel 2.2.2).

### 2.2.1 Klassifizierung von Profilwalzenbrechern

Die in der Praxis eingesetzten Walzenbrecher/-mühlen werden insbesondere nach folgenden Kriterien benannt oder unterschieden:

- Maschinenparameter (konstruktiv)
  - Walzenanzahl (Ein-, Zwei-, Drei-, Vier-, Mehrwalzenbrecher/-mühlen, Mehrwellensizer, Single Roll Sizer, Twin-/Double Roll Sizer, Vier-/Doppel-, Sechs-, Achtwalzenstühle)
  - Walzenart (Profilwalzenbrecher mit zumindest einer Profilwalze, Glattwalzenbrecher/-mühlen<sup>14</sup> mit zumindest einer Glattwalze<sup>15</sup>)
  - Werkzeugart (Stachel-, Flügel-, Nocken-, Zahn-, Meißel-, Schwert-, Daumen-, Messer-, Riffelwalzenbrecher, Schlagleistenwalzwerke, Scroll Sizer etc.)
- Maschinenparameter (betrieblich)
  - Materialzuführungsart (z.B. Durchlaufwalzenbrecher, Schwenkbrecher, Nasslaufwalzenstühle [10, S.277] mit horizontalem Materialfluss)
  - Antriebsart (Sizer mit Direktantrieb, Walzenbrecher mit Keilriemenantrieb etc.)
- Aufgabestoffparameter
  - Stoffart bzw. Einsatzgebiet (Frozen Coal Cracker [41], Heißinterbrecher [42], Knollenbrecher [42] etc.)
- Systemparameter
  - Belastungsart bzw. Zerkleinerungswirkprinzip (Fräs-, Schlag-, Prall-, Schneidwalzenbrecher, Hochdruck- bzw. Gutbettwalzenmühle etc.)

Darüber hinaus gibt es noch eine Vielzahl weiterer Sonderbauformen mit speziellen Bezeichnungen (z.B. Oszillator-, Schrägwalzenbrecher, Walzenbackenbrecher, Diagonalwalzenstühle) und weitere Unterteilungen u.a. nach der Betriebsweise (z.B. Center-, Side Si-

---

<sup>14</sup> Walzenmühlen mit zumindest einer Glatt- oder Riffelwalze werden vielfach auch als Walzwerk [37, S.56] und in der Getreidemüllerei zusätzlich auch als Walzenstuhl [26, S.124] bezeichnet.

<sup>15</sup> Zu den Glattwalzen gehören nach der Festlegung in Fußnote 2 auch Riffelwalzen. Weiterhin sollen dazu auch perforierte Walzen, die in Steinaussonderungswalzwerken zum Einsatz kommen, gezählt werden. Dabei wird toniges Aufgabematerial im Walzenspalt zwischen einer perforierten Hohlwalze und einer unperforierten Glattwalze von eingelagerten Steinen getrennt, indem es durch das Lochmuster gedrückt und in der Hohlwalze abtransportiert wird, während die Steine im Walzenspalt zerkleinert werden [130, S.69].

zer), der Umfangsgeschwindigkeit (z.B. Low Speed Sizer), dem Achsabstand (z.B. 500er Sizer), der Umfangsteilung (z.B. zwei-, dreiflüglige Flügelbrecher), der Zerkleinerungsstufe (z.B. Primär-, Sekundär-, Tertiärsizer) und herstellerspezifischen Produktbezeichnungen (z.B. Hybrid Roll Crusher [42]). Vielfach ist es auch strittig, ob einzelne Maschinentypen den Profilwalzenbrechern zuzurechnen sind oder artfremde Zerkleinerungsmaschinen darstellen. So werden die meist sehr markant profilierten Sizer<sup>16</sup> aufgrund ihrer konstruktiven Eigenschaften zwar den Walzenbrechern zugeordnet [20, S.188], wegen der andersartigen Antriebssysteme jedoch in der Praxis oft auch als eigenständiger Maschinentyp aufgefasst bzw. angeboten (z.B. [43]). In dieser Arbeit sollen Sizer jedoch den Profilwalzenbrechern zugeordnet werden, da die konstruktiven Kriterien, neben dem Zerkleinerungswirkprinzip, am besten zur Klassifizierung geeignet sind und auch am häufigsten genutzt werden. Demgegenüber ergeben sich die zulässigen bzw. möglichen Betriebs- und Aufgabestoffparameter oft zwangsläufig aus der Maschinenkonstruktion oder sind abhängig von der Betriebsführung. Die folgende Systematik beschränkt sich daher auf eine Klassifizierung nach konstruktiven Parametern unter Einbeziehung der Belastungsart.

### 2.2.1.1 Klassifizierung nach konstruktiven Maschinenparametern

Die Konstruktion von Walzenbrechern zeichnet sich gemäß Bild 4 durch verschiedene Charakteristika aus. So besteht ein Walzenbrecher grundsätzlich aus Grundkörpern mit Profilierungen. Diese bilden zusammen mit den Aufgabekörnern im Betrieb Wirkflächen aus, über die die für die Zerkleinerung benötigte Energie und notwendigen Kräfte geleitet werden. Wie bereits in Bild 3 dargestellt wurde, lassen sich die Grundkörper eines Walzenbrechers durch ihre Form, Abmessung, Anzahl, Anordnung und Kinematik charakterisieren. Die Oberflächen der Grundkörper weisen verschiedene Profilierungen durch entsprechende Werkzeuge auf. Diese lassen sich wiederum durch ihre Form, Abmessung, Anzahl und Anordnung (Formation) kennzeichnen.

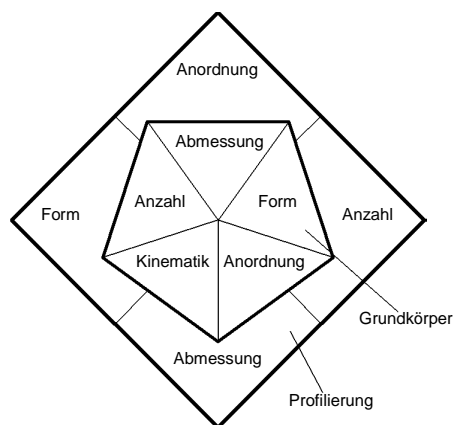


Bild 4: Konstruktionsparameter bei Walzenbrechern.

<sup>16</sup> Der in der Klassiertechnik [138, S.304] für bestimmte Siebmaschinen verwendete Begriff „Sizer“ wurde auf markant profilierte, langsamlaufende Walzenbrecher übertragen, da sie wie ein rotierendes Sieb arbeiten, das aufgrund relativ großer Spaltflächen nur große Brocken zerkleinert und Unterkorn nahezu unzerkleinert passieren lässt. Der wesentliche Unterschied zu anderen markant profilierten Walzenbrechern ergibt sich aus dem Antriebssystem. Wegen der geringen Drehzahlen und Schwungmassen (keine Schwungscheibe, geringe Rotormasse) steht ihnen bei Lastspitzen weniger gespeicherte kinetische Energie zur Verfügung. Ihr Antrieb ist deshalb im Gegensatz zu klassischen Walzenbrechern üblicherweise mit einer Fluidkupplung als Überlastschutz ausgestattet. Für ein ausreichend hohes Drehmoment und verbesserte Einzugsbedingungen müssen außerdem die Walzengeschwindigkeiten (meist  $\leq 3\text{m/s}$ ) begrenzt werden (Low-Speed-High-Torque-Konzept).

### a.) Grundkörper

Die in Profilwalzenbrechern genutzten Wirkprinzipien zur Zerkleinerung von Partikeln, wie Druck, Scherung, Biegung usw. (s. Bild 15) erfordern meist zwei Wirkflächen, die auf Grundkörpern aufsitzen. Die Wirkungsweise der Wirkflächen wird zunächst durch die Form und Kinematik der Grundkörper bestimmt. Der erste Grundkörper, Primärelement genannt, besteht, da namensgebend, bei Walzenbrechern prinzipiell aus einer Walze, über die auch stets der Energieeintrag in den Prozessraum erfolgt. Nach Bild 5 wird die Walze kontinuierlich rotierend oder oszillierend (z.B. Oszillatorwalzenbrecher [44]) angetrieben und hat meist eine zylindrische, in Ausnahmefällen auch eine kegelförmige (z.B. Schrägwalzenbrecher [22; 134, S.156]) oder doppelkegelförmige Makrogestalt (z.B. Doppelkegelwalzenbrecher zum Biegebrecchen in einem V-förmigem Spalt [23]).

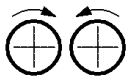
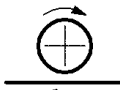
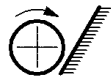
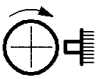
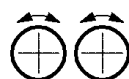
Elementtyp	sekundär						
	Form	Walze (Zylinder, Kegel)		Ebene		Leiste	
		Kinematik	rotierend	oszillierend	bewegt		feststehend
primär	Walze (Zylinder, Kegel)	rotierend					
		oszillierend					

Bild 5: Typ, Form und Kinematik der Grundkörper.

Auch hinsichtlich der Abmessungsverhältnisse, die in Anlehnung an HÖFFL [10, S.204] durch den Schlankheitsgrad  $L_w/D_w$  (s. Bild 2) charakterisiert wird, gibt es unterschiedliche Ausprägungen. Gedrungene Grundkörper ( $L_w/D_w < 2$ ) sind vor allem bei Glattwalzenbrechern/-mühlen, insbesondere den Gutbettwalzenmühlen ( $L_w/D_w = 0,5 \dots 0,8$  [6, S.122]) und den meisten konventionellen Walzenbrechern, verbreitet, während schlanke Walzen ( $L_w/D_w \geq 2$ ) oft bei Profilwalzenbrechern mit hohen Durchsatzleistungen (z.B. Sizer) vorkommen [19]. Der Gegengrundkörper, hier Sekundärelement genannt, kann hingegen unterschiedliche Formen aufweisen. So kommen neben gleichsinnig (z.B. Riffelwalzwerke [6, S.253]) bzw. gegensinnig im Uhr- und Gegenuhrzeigersinn rotierenden oder oszillierenden Walzen auch bewegte Wände in Form von translatorisch bewegten Förderern (z.B. Schlag- [45; 46], Durchlaufwalzenbrecher [45; 46; 47]) oder Rollenrosten (z.B. Schwenkbrecher [42; 43]) und stillstehende Wände, wie Brechbacken<sup>17</sup> (z.B. Single Roll Sizer, Ein- [48], Dreiwalzenbrecher [42; 49], Walzenbackenbrecher [10, S.91-95]), Roste (Kammwal-

<sup>17</sup> In vielen Einwalzenbrechern werden die gekrümmten Brechbacken durch Roste/Brechleisten (analog zu Hammerbrechern) ersetzt (z.B. Side Sizer). Dennoch zeigen sie meist höhere Verschleißraten und Feinkornanteile als vergleichbare Zweiwalzenbrechern, da sie gegen eine unbewegte Wand arbeiten und somit höhere Relativgeschwindigkeiten bewirken.

zenbrecher, z.B. Daumen- [11, S.78-80], Messer- [50], Schwert- [51], Stachel- [42], Knollenbrecher [42]) oder auch Leisten (z.B. Side Sizer [52], Fräsbrecher [53]) zum Einsatz. Über die bewegten Sekundärelemente wird im Gegensatz zu den starren Grundkörpern ebenso Zerkleinerungsenergie in den Prozessraum eingetragen.

Darüber hinaus lässt sich auch die Anordnung von Grundkörpern variieren. Innerhalb einer Walzenpaarung kann bspw. ein Höhenversatz  $\Delta H_w$  (z.B. Diagonal-, Doppelwalzenstuhl [25, S.198; 13, S.125]), eine gemeinsame Neigung der Walzen (z.B. Schrägwalzenbrecher [10, S.105] und Senkrecht-Durchlaufwalzenbrecher [13, S.128] mit jeweils  $90^\circ$ -Neigung, geneigte Center Sizer [26]) oder eine Neigung der Walzen relativ zueinander (z.B. zur Beeinflussung des Produktkornbandes [134, S.157]) auftreten. Häufiger wird jedoch bei Walzenbrechern mit mehr als einer Grundkörperpaarung die Anordnung zwischen verschiedenen Grundkörperpaarungen, die jeweils einen Prozessraum bilden, variiert. Die Prozessräume können dabei seriell oder parallel geschaltet werden. Parallel geschaltete Prozessräume dienen der Durchsatzsteigerung in einer Maschine, während hintereinander geschaltete Prozessräume den Zerkleinerungsgrad erhöhen (Bild 6).

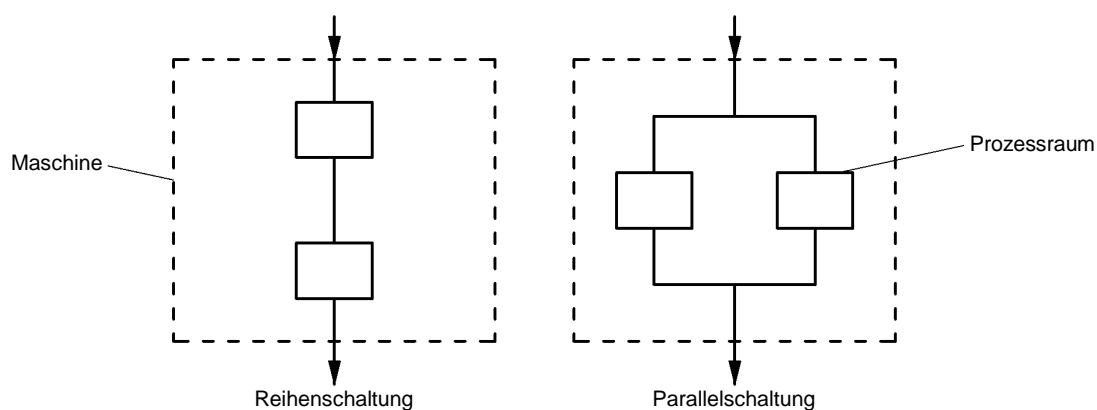


Bild 6: Prozessraumschaltungen in Walzenbrechern.

Typische Beispiele für seriell und parallel geschaltete Prozessräume sind die in Bild 7 dargestellten Zweiwalzenprofilbrecher mit zentralem (Center Sizer, Double/Twin Roll Sizer) und dezentralem Brechraum (Side Sizer). Beim zentralen Zweiwalzenprofilbrecher fällt das Partikel zwischen die Wirkflächen (z.B. Zähne, Meißel) der zwei Walzen ein und wird bei weiterer Drehbewegung der Walzen vorzerkleinert. Die Bruchstücke fallen anschließend auf den Brechbalken, wo es durch das Zusammenspiel zwischen den Wirkflächen der Walzen und des Brechbalkens zu einer weiteren Zerkleinerung kommt. Beim dezentralen Zweiwalzenprofilbrecher wird hingegen der Massestrom zunächst geteilt und den zwei seitlichen, parallel geschalteten Prozessräumen zugeführt. Hier erfolgt die Zerkleinerung durch das Zusammenwirken der Wirkflächen der Walzen und der Brechleisten. Die Zerkleinerung erfolgt im Gegensatz zum Center Sizer einstufig durch zwei Einwalzenbrecher, die in einer Maschine vereint sind.

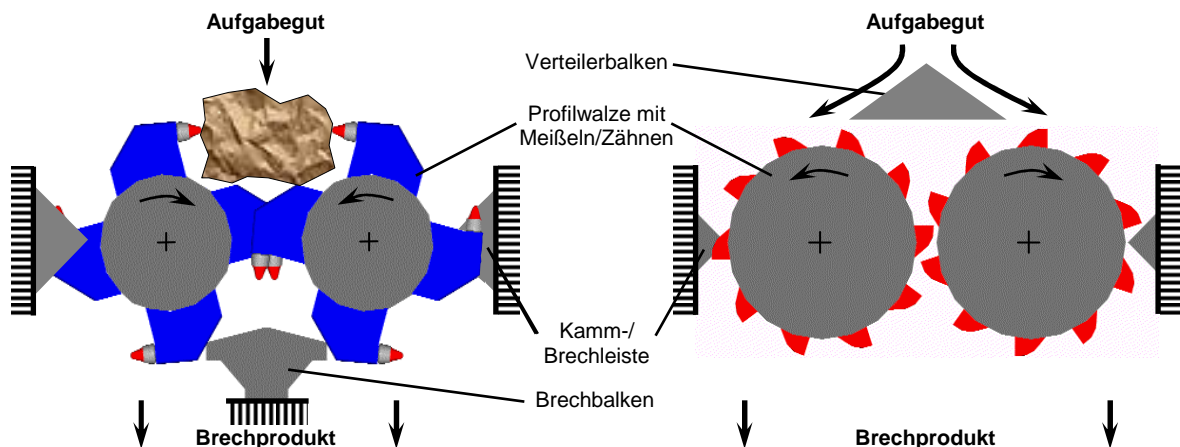


Bild 7: Zweiwalzenprofilbrecher mit zentralem (Center Sizer) und dezentralem Brechraum (Side Sizer).

Neben diesen einfachen Prozessraumschaltungen gibt es zahlreiche weitere serielle oder parallele Grundkörperanordnungen. So bestehen glatte oder profilierte Drei- und Vierwalzenbrecher aus in Reihe geschalteten Ein- und/oder Zweiwalzenbrechern, wobei die obere Zerkleinerungsstufe wegen größerer Aufgabekorngrößen markanter profiliert und mit größerer Spaltweite ausgeführt ist, während die untere, meist schneller rotierende Walzenpaarung den Durchsatz bestimmt. Für spezielle Anwendungen sind außerdem Mehrwalzenbrecher mit Glatt- oder Riffelwalzen bekannt, bei denen drei oder vier Walzenpaare in vertikaler Richtung seriell gekoppelt sind (z.B. Sechs-, Achtwalzenstühle zur mehrstufigen Zerkleinerung von Getreide, Hülsenfrüchten, Kaffee, Zucker, Salz etc. [10, S.102; 134, S.159]) oder ein Produktfilm durch Eintrags-, Mittel- und Abnahmewalzen nacheinander mehrere Walzenspalte passiert (z.B. Walzenstühle zur Nasszerkleinerung von Kunststoffpasten etc. mit horizontaler Reihenschaltung [10, S.276-277]). Neben der Nutzung unterschiedlicher Grundkörpertypen sind zur Lösung der Zerkleinerungsaufgabe auch die im Folgenden dargestellten Profilierungsvarianten anwendbar.

### b.) Profilierung

Die Grundkörper tragen Werkzeuge, die über ihre Wirkflächen mit den zu zerkleinernden Partikeln in Kontakt stehen. Sie können nach verschiedenen Kriterien charakterisiert werden. So sind die Werkzeuge zunächst unterschiedlich auf den Grundkörpern angeordnet und bilden je nach Wirkungsweise entsprechende Formationen. Außerdem können sie unterschiedliche Makro- und Mesoformen aufweisen. Zusammen mit den Werkzeugabmessungen wird somit die Profilierung des Grundkörpers festgelegt.

#### - Werkzeugformation

Der Einsatz eines Walzenbrechers für eine bestimmte Zerkleinerungsaufgabe erfordert spezielle Anordnungen der Werkzeuge auf dem Grundkörper. So bestimmt die Formation zeitlich und örtlich die Kraftangriffspunkte der Werkzeuge mit den Partikeln und deren mögliche Eindringtiefe in den Spitzenkreis. Damit wird nicht nur die Korngrößenvertei-

lung der Produkte, sondern auch die dynamische Beanspruchung der Maschine beeinflusst. Weiterhin kann durch die Formation der Werkzeuge der Aufgabemassestrom unterschiedlich über den Brechraum transportiert bzw. verteilt werden. Dies hat Einfluss auf den Durchsatz und das Versackungsverhalten bzw. Schluckvermögen [24, S.291] des Brechers. Für diese zahlreichen Anforderungen gibt es unterschiedliche Formationen (Bild 8).

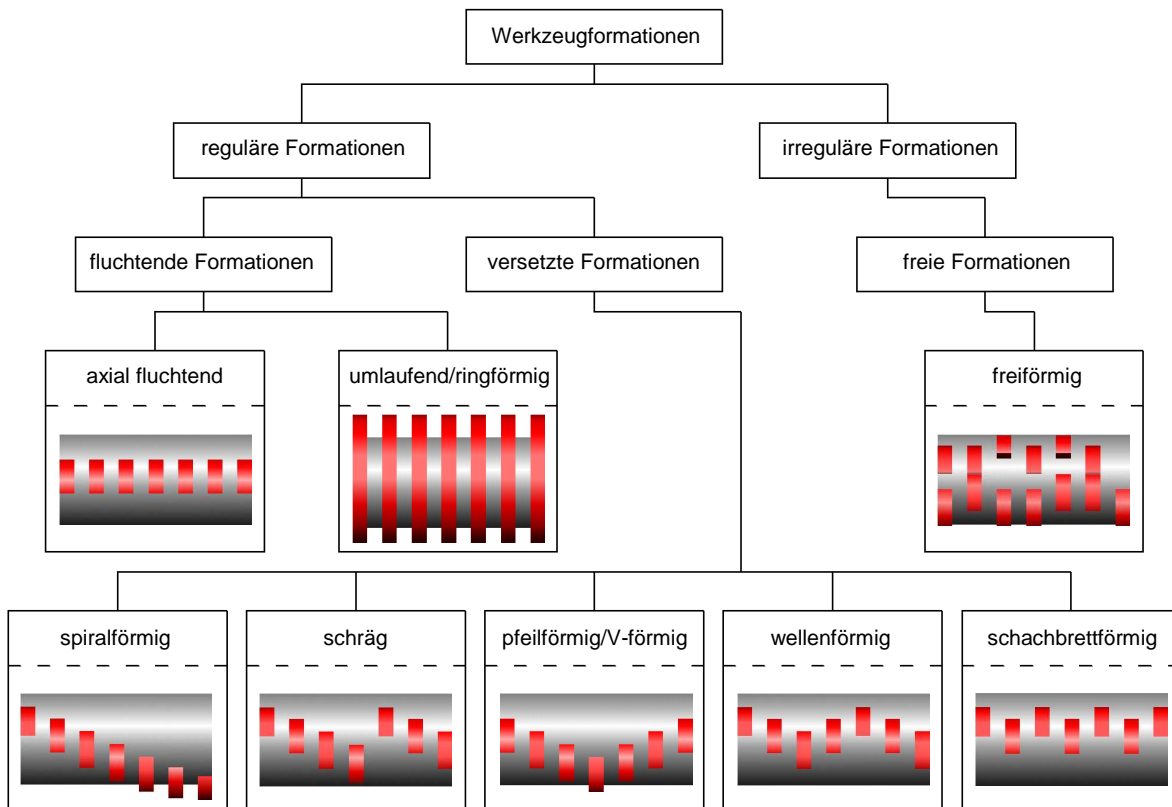


Bild 8: Werkzeugformationen von Profilwalzenbrechern.

Fluchtende Anordnungen ermöglichen größere Eindringtiefen der Aufgabekörner. Außerdem erstreckt sich die verfügbare Eindringzone über die gesamte Walzenlänge, so dass sich oberhalb der Walzen geringere Aufenthaltszeiten der Körner bzw. Verschleißraten der Walzen ergeben. Allerdings können fluchtende Anordnungen auch zum unerwünschten Durchgang länglicher Partikel führen, die sich zwischen die Zahnreihen legen [86]. Versetzte Formationen zeichnen sich dagegen durch einen gleichmäßigeren, kontinuierlichen Eingriff der Werkzeuge aus, so dass weniger stoßartige Belastungen auftreten. Insbesondere bei mittelharten und harten Materialien liegt ihr Vorteil außerdem in einer auf wenige Werkzeuge konzentrierten Krafteinleitung begründet. Bei Sizern haben die vielfach spiralförmig angeordneten Werkzeuge noch zusätzlich die Aufgabe, einzugsunwillige, große Körner in die weniger durchströmten Randbereiche (Verlagerung der Spaltflächenblockade auf durchsatzunkritischere Zonen) oder zu einer Auswurfklappe (Gate-to-Bypass-System [52; 54]) zu transportieren. Zur Unterstützung solcher Axialtransportvorgänge werden einige Sizer zusätzlich noch mit einer Schnecken-/Spiralwendel ausgestattet (Scroll Sizer).

Benachbarte Werkzeuge sind je nach Teilungswinkel  $\alpha_{Tu}$  mit Versatzwinkeln von  $\alpha_v=4\dots30^\circ$  (bei zweiflügligen Flügelbrechern bis  $90^\circ$ ) bzw. Versatzwinkelverhältnissen von  $\alpha_v/\alpha_{Tu}=0,05\dots0,5$  ausgeführt. Bei einer axialen Werkzeuganzahl von bspw.  $T_a=6$  wird der Walzenumfang somit entlang der gesamten Walzenlänge mit  $(T_a-1)\cdot\alpha_v=20\dots150^\circ$  umschlungen (Windungszahl  $w=1/18\dots10/24$ ). Der Umschlingungswinkel einer kompletten Werkzeugreihe sollte in etwa dem Teilungswinkel  $\alpha_{Tu}$  entsprechen [26]. Es gibt allerdings auch spiralförmige Anordnungen, die ähnlich der ringförmigen Formation mit Windungszahlen von  $w=5$  (z.B. Meißel und Schneckenwendel von Scroll Sizern [52]) bis  $w=10$  (z.B. Brechwalzwerke/-schnecken<sup>18</sup>) umlaufen und dem Aufgabematerial so eine zusätzliche Scherbelastung aufprägen. In einigen Anwendungen werden die Werkzeuge auch ohne ein erkennbares Muster auf dem Grundkörper angeordnet (freiförmige Anordnungen [46]), wobei sich dann oft noch unterschiedliche Werkzeugtypen (z.B. überhöhte Fangzähne) auf einer Walze befinden.

Neben dem Werkzeugbestückungsmuster einer Walze kann auch die Werkzeugformation relativ zur Gegenwalze variiert werden. Meist werden die Formationen einer Walze spiegelbildlich zu der der Gegenwalze ausgeführt, so dass bspw. die Spiralförmigkeit einerseits im Uhr- und andererseits im Gegenuhrzeigersinn orientiert ist. Es sind allerdings auch Spiralförmigkeiten mit gleichsinniger Anordnung auf beiden Walzen bekannt [26].

### - Werkzeugform

Die Werkzeugform bestimmt maßgeblich die Brechraumgeometrie im Spaltbereich von Walzenbrechern. Je nach Zerkleinerungsaufgabe und stofflichem Verhalten des Aufgabematerials stehen unterschiedliche Formen zur Verfügung, um Zerkleinerungsenergien und -kräften über die Wirkflächen in die zu zerkleinernden Partikel einzuleiten. Eine Systematisierung dieser Formen kann analog zu den Grundkörperformen auf den unterschiedlichen Betrachtungsebenen der Meso- und Makrogestalt erfolgen. Die Werkzeugmakroform beschreibt die allgemeine Gestalt (z.B. zylinder-, kegelförmig) und deren Abmessungsverhältnisse (z.B. schlank vs. gedrungen), während die Werkzeugmesoform die Ausprägung der Ecken und Kanten (z.B. spitze vs. stumpfe Werkzeuge) charakterisiert. Bild 9 zeigt die zur Systematisierung der Werkzeugformen genutzten Abmessungsverhältnisse, die Werkzeug- und Grundkörperabmessung zueinander in Beziehung setzen.

---

<sup>18</sup> Eine Brechschnecke besteht aus einer mit schraubenartigen Rillen [36, S.545; 50] oder Leisten [11, S.78-80] profilierten Walze, die entweder mit Roststäben oder mit einer Glattwalze zusammenarbeitet. Letztere Maschinentypen werden auch als Steinaussonderungswalzwerke/-brecher bezeichnet, da sie neben der Zerkleinerung toniger Materialien auch eingelagerte Steine axial aussondern können [50; 134, S.160].

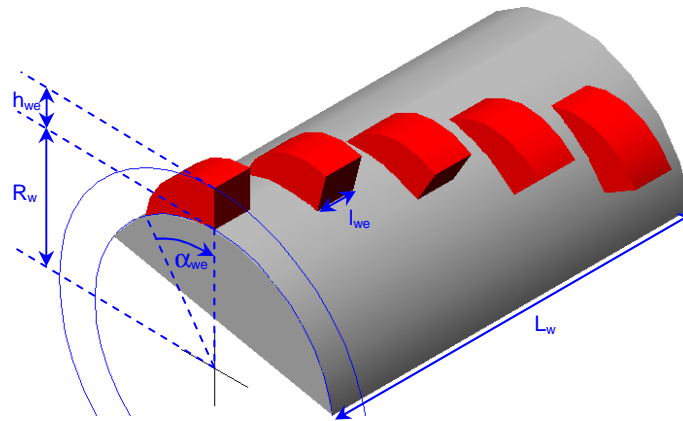


Bild 9: Werkzeug- und Grundkörperabmessungen zur Charakterisierung der Werkzeugmakroform.

Die Werkzeuge können durchgängig (Durchgängigkeit  $l_{we}/L_w=1$ ) oder nicht-durchgängig ( $l_{we}/L_w < 1$ ), umlaufend (Umlaufzahl  $\alpha_{we}/360^\circ=1$ ) oder nicht-umlaufend ( $\alpha_{we}/360^\circ < 1$ ) sowie mit dem Profilierungsgrad  $h_{we}/R_w$  unterschiedlich aus dem Grundkörper erhabend ausgeführt werden (Bild 10).

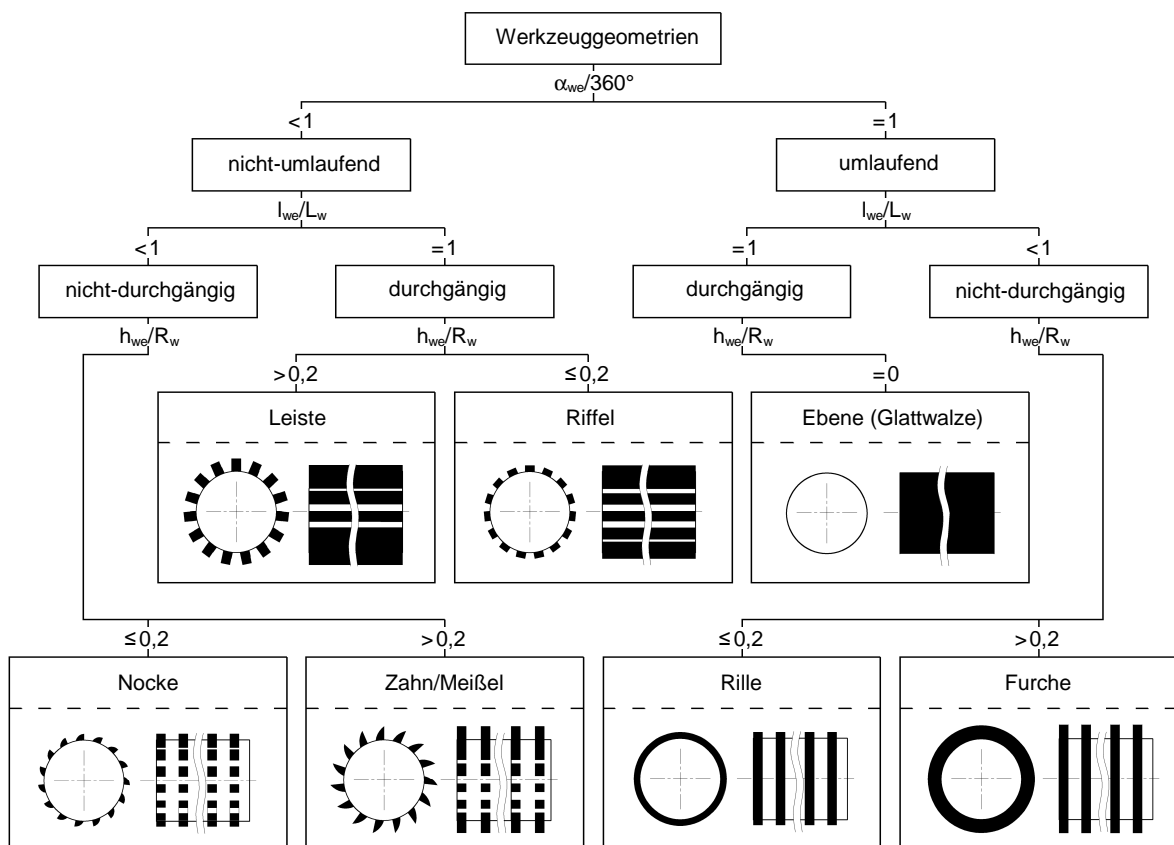


Bild 10: Abmessungsverhältnisse von Werkzeugen bei Walzenbrechern/-mühlen.

Bei den vereinzelt, erhabenen Werkzeugen wird weiterhin zwischen einer einteilig mit dem Grundkörper verbundenen (Zahn) und einer mehrteiligen Ausführung (Meißel), die aus Werkzeughalterung und -spitze besteht, unterschieden. Die meisten Profilwalzenbrecher werden mit Zähnen (Zahnwalzenbrecher), Nocken (Nockenwalzenbrecher) und in



neuerer Zeit zunehmend auch mit Meißeln (Fräswalzen- bzw. Walzenfräsbrecher) ausgeführt. Riffelwalzenbrecher, die wegen ihres geringen Profilierungsgrades zu den Glattwalzenbrechern gezählt werden, sind dagegen nur in ausgewählten Einsatzbereichen der Weich- (z.B. Riffelwalzenstühle zur Trocken- und Nasszerkleinerung von Nahrungsmitteln, Chemikalien etc. [6, S.249-262]) oder Mittelhartzerkleinerung (z.B. Riffelwalzwerke zur Zerkleinerung von Baustoffen, Kalkstein [19]) anzutreffen. Darüber hinaus gibt es noch Sonderkonstruktionen mit Rillen bzw. Furchen, die entweder selbsttätig zerkleinern (z.B. Brechschnecken [50]) oder als Träger für überhöht anzuordnende Werkzeuge dienen (z.B. einige Durchlaufwalzenbrecher [47]). Leisten sind dagegen bei Profilwalzenbrechern nur in Form von Schneckenwendeln (z.B. Scroll Sizer [52]) oder auf Prallwalzen, die mit einer oft doppelt so groß ausgeführten und deutlich langsamer laufenden Glattwalze zusammenarbeiten (z.B. Prallwalzenbrecher/ Schlagleistenwalzwerke<sup>19</sup>), anzutreffen.

Die einzelnen Werkzeugtypen lassen sich durch ihre äußere Gestalt noch näher spezifizieren, wobei Leisten, Riffel, Rillen und Furchen näherungsweise meist durch Prismen mit viereckiger Grundfläche beschreibbar sind. Zähne, Meißel und Nocken weisen dagegen je nach Einsatzgebiet unterschiedliche, reguläre und irreguläre Makroformen auf (Bild 11). So werden bei den auf dem Grundkörper sitzenden Werkzeugen zylinderförmige als Noppen, pyramidenförmige als Dornen und kegelförmige als Stachel<sup>20</sup> bezeichnet.

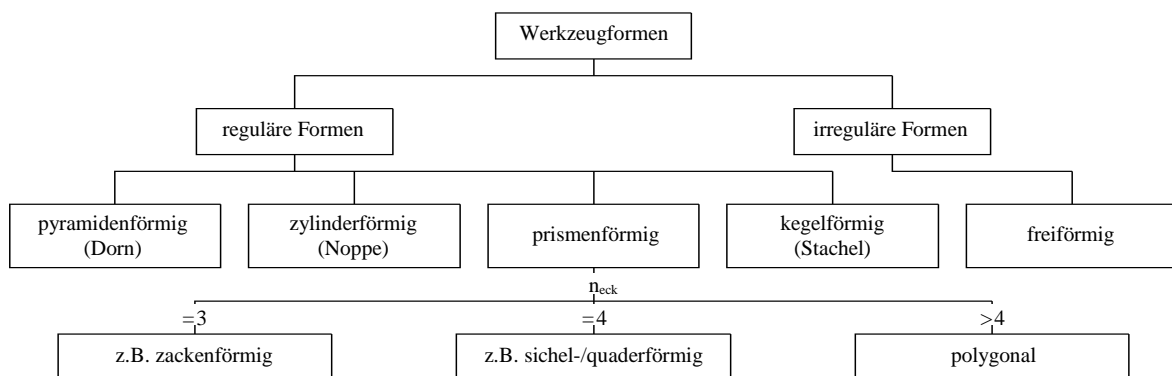


Bild 11: Allgemeine Gestalt von Zähnen, Meißeln und Nocken.

Die prismenförmigen Werkzeuge werden aufgrund der Eckenanzahl  $n_{\text{eck}}$  der einhüllenden, vereinfachten Elementarkörper weiterhin in zacken- und sichel- bzw. klauen- oder quaderförmige sowie polygonale Werkzeuge unterschieden. Neben diesen regulären Formen werden als irreguläre Formen zahlreiche freiförmig gestaltete Werkzeuge genutzt.

<sup>19</sup> BAUMAN ET AL. [130, S.68] berichtet bspw. von einem Schlagleistenwalzwerk, bei dem die Prallwalze (Leistenhöhe 8-10mm) mit  $n_w=500\dots600\text{min}^{-1}$  rotiert und damit zehnmal so schnell wie die gegenüberliegende Glattwalze. Nach der Vorzerkleinerung grober Aufgabepartikel (z.B. Tonschollen mit  $d_{A\text{max}}=150\text{mm}$ ) durch die Prallwalze erfolgt der Einzug des Materials bei  $d_A=10\text{-}20\text{mm}$  in den Spalt zwischen Prall- und Glattwalze. Zusätzlich kommt es zur Aussonderung von z.B. im Ton eingelagerten Steinen, die durch ihre Wurfparabel hinter die Glattwalze gelangen und den Walzenspalt somit nicht passieren müssen [10, S.105; 36, S.545; 50].

<sup>20</sup> Viele der in der Praxis als Stachel(walzen)brecher bezeichneten Maschinentypen haben nicht die hier definierte, kegelförmige Stachelform, sondern bspw. quader- oder pyramidenförmige Werkzeuge [42; 128].

Die jeweiligen Werkzeugformen können nicht nur verbal, sondern durch unterschiedliche Parameter auch quantitativ beschrieben werden, wie dies in Bild 12 exemplarisch für Riffel, sichelförmige Zahn- und polygonale Meißelwerkzeuge dargestellt ist. Riffel (Bild 12 links) sind meist durchgängig und mit geringem Profilierungsgrad sowie hoher Umfangsteilung  $T_u$  ausgeführt. Ihre Makroform lässt sich vereinfacht durch ein viereckiges Polygon darstellen und wird vom Riffelspiegel  $f_R$ , dem Rückenwinkel  $\beta_R$  und dem Schneidenwinkel  $\alpha_R$  charakterisiert [6, S.252-253]. Die Zerkleinerung lässt sich durch Variation dieser Parameter gezielt beeinflussen, wobei zusätzlich noch die Phasenverschiebung  $\alpha_P$  zwischen Riffel und Gegenriffel (z.B. Schneide-Schneide-, Schneide-Rücken-Zuordnung), die Werkzeughöhe  $R_S$ – $R_W$  und die Differenzdrehzahl bedeutsam sind. Die meisten neuartigen Profilwalzenbrecher sind allerdings mit sichelförmigen Zähnen (durch Viereck vereinfacht) oder bei härteren Stoffen zunehmend auch mit polygonalen Meißeln (durch Sechseck vereinfacht) bestückt. Beide Werkzeugformen bilden wegen ihres geringeren Keilwinkels  $\varphi_K$  einen Freiwinkel  $\varphi_F$  und einen Spanwinkel  $\varphi_{Sp}$  aus, so dass ein entsprechend ausgedehntes Aufgabekorn in den Spitzenkreis  $R_S$  eintauchen und fräsend zerkleinert werden kann. Das Werkzeug wird dabei für Keilwinkel  $\varphi_K=15\dots60^\circ$  als Schneidmesser/-werkzeug (nicht-spröde Stoffe) [17] bzw. Spaltwerkzeug (spröde Stoffe) und für Keilwinkel von  $\varphi_K=80\dots90^\circ$  als Schermesser/-werkzeug (nicht-spröde Stoffe) [17] bzw. Druckwerkzeug (spröde Stoffe) bezeichnet. Auf dem Gebiet der schneidenden Gewinnung ist es außerdem üblich, den Anstellwinkel  $\varphi_A=\varphi_F+\varphi_K/2$  (Winkel zwischen Kontaktpunkt tangente des Schneidkreises und Meißelachse), der bei dem in Bild 12 rechts gezeigten Rundschafftmeißel 45 bis  $48^\circ$  betragen sollte, zu verwenden [40].

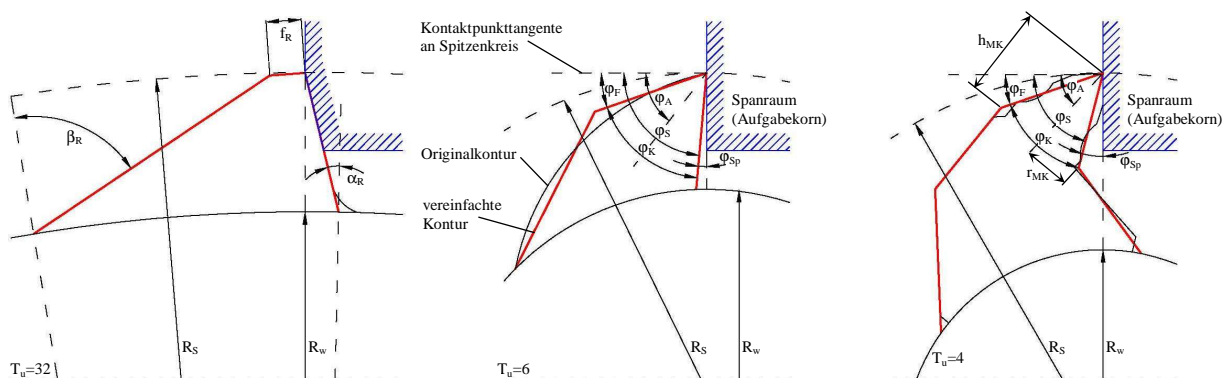


Bild 12: Parameter der Werkzeugmakroform für Riffel (links), Zahn- (mittig) und Meißelwerkzeuge (rechts).

$T_u$ –Umfangsteilung;  $R_{S/W}$ –Spitzen-/Grundkreisradius;  $f_R$ –Riffelspiegel;  $\beta_R$ –Rücken-;  $\alpha_R$ –Schneidenwinkel;  $\varphi_{K/F/Sp/S/A}$ –Keil-/Frei-/Span-/Schnitt-/Anstellwinkel;  $h_{MK}$ –Meißelkopfhöhe;  $r_{MK}$ –Meißelkopfradius.

Die in den Bildern 10-12 dargestellten Werkzeugformen können auf einer Walze beliebig kombiniert werden. Meist besteht eine Walze jedoch nur aus einer Werkzeugform und ist außerdem nahezu spiegelbildlich (mit Ausnahme eines axialen Versatzes um  $l_{T_a}/2$  bei kämmenden Walzenpaarungen, s. Bild 2) zur Gegenwalze gebaut. Es gibt allerdings auch

Einsatzfälle, bei denen mehrere Werkzeugformen vorkommen (z.B. Profilwalze mit Normal- und Fang-/Reißzähnen) oder die Werkzeuge der Gegenwalze umgekehrt orientiert sind (z.B. Riffelwalzwerke [6, S.253]).

Generell zeigt sich, dass in der Praxis viele unterschiedliche Konstruktionsprinzipien beim Bau von Profilwalzenbrechern angewendet werden. Die hier dargestellte und modular aufgebaute Konstruktionssystematik bezieht sich vorrangig auf die in Bild 4 dargestellten Variationsparameter. Die sich daraus ergebenden Basisvarianten können zusätzlich noch beliebig miteinander kombiniert werden. Die Systematik lässt sich somit auch zur Identifikation neuer konstruktiver Lösungsfelder anwenden.

### **2.2.1.2 Klassifizierung nach der Belastungsart**

Durch die in Kapitel 2.2.1.1 systematisierten Wirkflächen bildet sich im Spaltbereich von Profilwalzenbrechern eine komplexe Brechraumgeometrie heraus, die sich während des Betriebes zusätzlich noch zeitlich und örtlich ändert. Aus der Wechselwirkung dieser Brechraumgeometrie mit den irregulären Aufgabekörnern können somit auch innerhalb einer Maschine unterschiedliche Belastungsarten auftreten. Dabei gibt es Maschinen, bei denen eine bestimmte Belastungsart so charakteristisch ist, dass sie in deren Benennung eingeht (z.B. Fräs-, Schlag-, Prallwalzenbrecher, Gutbettwalzenmühle). Klassische Walzenbrecher/-mühlen nutzen dagegen lediglich die für sie typischen Wirkprinzipien wie Druck, Scherung, Biegung etc., die sich jedoch nicht in der Maschinenbezeichnung wiederfinden. Deshalb soll für diese Maschinen der Begriff „konventionelle Profilwalzenbrecher“ bzw. „konventionelle Glattwalzenbrecher/-mühlen“ geprägt werden.

Zur eindeutigen Systematisierung ist es jedoch zunächst erforderlich, auf die einzelnen Belastungsarten (Zerkleinerungswirkprinzipien) näher einzugehen. Allgemein gilt, dass eine Belastung durch äußere Kräfte bzw. Momente entsteht und im Aufgabestoff innere Spannungen (Beanspruchungen) auslöst [2, S.3]. Die Belastungsart wird durch die Krafteinleitungsart [6, S.48] (Verformungsrichtung, -geschwindigkeit) und die Wirkpaarung (Kontaktgeometrie zwischen den Kontaktpartnern) bestimmt (Bild 13). Eine Wirkpaarung ergibt sich dabei aus dem zu zerkleinernden Stoff (Aufgabestoff) und dem mit ihm wechselwirkenden Zerkleinerungswerkzeug, über das die zur Stoffwandlung benötigten Kräfte und Energien eingeleitet werden.

Generell können Bruchprozesse an einem Einzelkorn EK, interpartikulär in einem Körnerkollektiv bzw. Gutbett GB oder an einem ausgedehnten Stoff AS, dessen Abmessungen deutlich größer als die des Werkzeugs sind (z.B. anstehendes Gebirge bei maschinellen Gewinnungsprozessen, große Aufgabebrocken oder Endlosstränge bei Aufbereitungsprozessen, Werkstücke bei Fertigungsprozessen), auftreten.

Wirkpaarungen		Krafteinleitungs- bzw. Verformungsarten										
Zerkleinerungs- werkzeug	Aufgabe- produkt				Wirk- partner	quasistatische Druckbelastung	dynamische Druckbelastung	Zugbelastung	Biege- belastung	Scher- belastung	Torsions- belastung	Scherdruck- belastung
	GB	EK	AS									
	GB	EK	AS <sub>0</sub>	AS <sub>s</sub>								
Werkzeugpaarung WP (Zerkleinerung mit Formzwang)	maschinelle WP	PW-PW	●									
		PW-GW	●									
	GW-GW	●										
	GW-GW		●									
	stöfflich/ma- schinelle WP	EK-GW	●									
Einzelwerkzeug EW (Zerkleinerung meist ohne Formzwang)	maschinelles EW	GW	●									
		PW		●								
				●								
					●							
	stöffliches EW	GB	●									
	EK	●										
	AS	●										

Belastungsrichtung (blau): rotatorisch/translatorisch (jeweils mit/ohne Oszillation).  
 Belastungsgeschwindigkeit (blau): quasistatisch ( $v_{st} \leq 10m/s$ ); dynamisch ( $v_d > 10m/s$ ). Schraffierte Werkzeuge sind stets unbewegt. Unschraffierte Werkzeuge und Aufgabestoffe können sich dagegen in Pfeilrichtung bewegen (rotatorisch/translatorisch, jeweils mit/ohne Oszillation), oder, sofern zumindest der jeweilige Wirkpartner in Bewegung ist, auch unbewegt sein.  
 Aufgabestoff (rot): Gutbett GB; Einzelkorn EK; ausgedehnter, geschlitzter/ungeschlitzter Stoff AS<sub>0</sub>.  
 Zerkleinerungswerkzeug (schwarz): GB; EK; AS; profilierte Wand PW; glatte Wand GW; Niederhalter NH.  
 Zerkleinerungskraft (schwarz): Druck-/Zug-/Scherkraft  $F_{d/z/s}$ ; Biege-/Torsionsmoment  $M_{bt}$ .

Bild 13: Belastungsarten mit Einzelwerkzeug und Werkzeugpaarung [1, S.183-186; 2, S.3; 6, S.222-225; 5, S.235-238; 13, S.78-80; 10, S.46-48; 17, S.9-17; 27; 28; 29; 33, S.71].

Der ausgedehnte Stoff AS kann dabei durch das Werkzeug entweder oberflächlich ( $AS_O$ ) durch spanende Zerkleinerung<sup>21</sup> oder schlitzend/schrägend ( $AS_S$ ) durch sägende/schrägende Zerkleinerung<sup>22</sup> bearbeitet werden.

Auch bei dem jeweils eingesetzten Zerkleinerungswerkzeug gibt es unterschiedliche Ausprägungen. In Bild 13 wird zunächst danach unterschieden, ob die Krafeinleitung durch ein Einzelwerkzeug EW (meist<sup>23</sup> ohne Formzwang) oder eine Werkzeugpaarung WP (mit Formzwang) erfolgt<sup>24</sup>. Ein Werkzeug kann entweder durch maschinelle (z.B. Walzenprofilierung) oder stoffliche Wirkflächen (z.B. Pebbles bei Autogenmühlen [10, S.204]) gebildet werden, wobei erstere nur in Ausnahmefällen bzw. unerwünscht (z.B. Werkzeugbruch, -verschleiß) und letztere vielfach erwünscht (z.B. Partikel-Partikel-Prall) mit zerkleinert werden. Die für Walzenbrecher/-mühlen bereits in Kapitel 2.2.1.1 systematisierten maschinellen Werkzeuge lassen sich generell in stumpfe/glatte Wände GW (z.B. Walze, Kegel, Brechbacke, Gehäuse, Scherwerkzeug) und spitze/runde/profilierete Wände PW (z.B. Walzen-, Brechbacken-, Gehäuseprofilierung, Schneidwerkzeug, Cylpebs, Abrissbirne, Fall-/Schlagkugel) einteilen. Demgegenüber sind stoffliche Werkzeuge stets irregulär geformt und bestehen aus einem Einzelkorn EK (z.B. Partikel-Partikel-Prall), einem Gutbett GB (z.B. Partikel-Gutbett-Prall in Rotorschleuderbrecher mit Gutbettpanzerung) oder einem ausgedehnten Stoff AS (z.B. freier Fall auf Erdoberfläche bei Zerkleinerung an Steilwandsohle). Mit den dargestellten Werkzeugarten ergeben sich die in Bild 13 gezeigten Einzelwerkzeuge (AS, EK, GB, PW, GW) und Werkzeugpaarungen (EK-GW, GW-GW, PW-GW, PW-PW), die vor allem in Gewinnungs-, Aufbereitungs- und Fertigungsprozessen für verschiedene Aufgabestoffe (GB, EK,  $AS_O$ ,  $AS_S$ ) genutzt werden und Wirkpaarungen ausbilden.

---

<sup>21</sup> Der bei Fertigungsprozessen üblichen und in DIN 8580 und DIN 8589 empfohlenen Terminologie, wonach Spanen genauso wie Zerteilen zu den Trennprozessen zählt [27, S.139], kann hier nicht gefolgt werden, da aus verfahrenstechnischer Sicht das Trennen (z.B. Klassieren, Sortieren) und Zerteilen (Zerkleinern, Zerstäuben) voneinander abzugrenzende Makroprozesse darstellen [1, S.272]. Deshalb wird analog zu STIEB [5, S.277] der Begriff der spanenden bzw. spanabhebenden Zerkleinerung verwendet, wobei je nach Werkzeugbewegung zwischen Fräsen (Werkzeug rotiert, AS/Werkstück fest), Drehen (AS/Werkstück rotiert, Werkzeug fest), Hobeln (Werkzeug translatorisch bewegt, AS/Werkstück fest), Bohren (Werkzeug rotiert und dringt zusätzlich mit Vorschubbewegung in AS/Werkstück ein) und anderen, hier weniger relevanten, spanabhebenden Zerkleinerungsarten (z.B. Honen, Feilen) [27] unterschieden wird. Außerhalb der Fertigungstechnik werden diese Zerkleinerungsformen bspw. von Fräswalzenbrechern und Teilschnittmaschinen (Fräsen), Vollschnittmaschinen (Bohren) und Kohlehobeln (Hobeln) genutzt [28; 32].

<sup>22</sup> Bei der sägenden bzw. schrägenden Zerkleinerung wird der AS durch rotierende (z.B. Kreissägen, Walzenschrämlader entlang Abbauwand) oder überwiegend translatorische Werkzeugbewegung (z.B. Gattersägen der Holz-, Natursteinindustrie, Gesteinsschneid- und Schrämmaschinen) geschlitzt [10, S.48; 28; 31, S.361-367] und dadurch zerkleinert.

<sup>23</sup> Falls der Aufgabestoff ein (unendlich) ausgedehnter Stoff (z.B. anstehendes Gebirge) ist, kann auch bei einem Einzelwerkzeug Formzwang auftreten, da nur ein Teil des Stoffes an der Zerkleinerung teilnimmt und der umliegende Bereich quasi als Gegenwerkzeug wirkt.

<sup>24</sup> Neben den Belastungsarten an einem (Einzelwerkzeug) und zwischen zwei Zerkleinerungswerkzeugen (Werkzeugpaarung) gibt es nach RUMPF [34] noch Belastungen durch ein umgebendes Medium (z.B. Kavitation, Scherströmung) und durch nichtmechanische Energiezufuhr (z.B. thermisch induzierte Belastungen), die jedoch in dieser Arbeit von untergeordneter Bedeutung sind.

Die Belastungsart ist außerdem von der Kraftereinleitungsart, die sich einerseits aus der Verformungsrichtung und andererseits aus der Verformungsgeschwindigkeit  $v$  (quasistatisch<sup>25</sup> mit  $v=v_{st}\leq 10\text{m/s}$  oder dynamisch mit  $v=v_d>10\text{m/s}$ ) des zu zerkleinernden Stoffes ergibt, abhängig. Allgemein sind die in Bild 13 dargestellten Grundlastfälle (Druck-, Zug-, Biege-, Scher-, Torsionsbelastung) sowie beliebig viele, kombinierte Lastfälle (z.B. Scherdruckbelastung) unterscheidbar. Aus der Kombination von Wirkpaarungsart und Kraftereinleitungsart ergibt sich schließlich die Belastungsart für die jeweilige Wechselwirkung. Bei den in Bild 13 dargestellten, bisher für die maschinelle Zerkleinerung genutzten Belastungsarten ist der Aufgabestoff rot, das Zerkleinerungswerkzeug bzw. die wirkenden Kräfte/Momente schwarz und die Belastungsgeschwindigkeit ( $v_s$ ,  $v_d$ ) bzw. -richtung (rotatorisch, translatorisch) blau dargestellt. Große Verbreitung haben insbesondere die quasistatische Druck-/Reibbelastung mit glatten (z.B. Backen-, Kegel-, Glatt-, Gutbettwalzenmühlen mit/ohne Friktion) und/oder profilierten Wänden (z.B. Profilwalzenbrecher) gefunden. Darüber hinaus kann bei profilierten Wänden in Abhängigkeit von der Korngröße/-form auch Biegen (z.B. Profilwalzenbrecher bei Aufgabe länglicher Körnern), Reißen (z.B. Rotorreißer bei Aufgabe hohlraumhaltiger<sup>26</sup> Körner), Fräsen (z.B. Fräswalzenbrecher bei Überkornaufgabe, Rotorschneider bei Endlosstrangaufgabe) und Schneiden/Scheren (z.B. Rotorschneider/-scheren bei geringfügig um  $s_a$  versetzten Schneid-/Scherwerkzeugen) auftreten. Von großer praktischer Bedeutung ist auch die dynamische Druckbelastung mit Formzwang (z.B. Schlagspalten in Schlagwalzenbrechern, Einzelkorn-Schlagbelastung in Hammerbrechern oder mit Abrissbirne/Schlagkugel, Gutbett-Schlagbelastung in Sturzmühlen) und ohne Formzwang (z.B. Prallwalzenbrecher, Horizontal-, Vertikalprallbrecher mit bewegten oder unbewegten Werkzeugen/Aufgabestoffen) sowie die dynamische Scherbelastung in schnelllaufenden Rotorschneidern.

Die Beispiele verdeutlichen, dass es gerade bei Profilwalzenbrechern wegen ihrer profilierten (Werkzeuge) und glatten Wände (Walzenrundkörper) unterschiedliche Belastungsarten gibt, die neben der Brechraumgeometrie auch von Aufgabekornform/-größe und Stoffverhalten abhängen. Die wichtigsten Belastungsarten konventioneller Profilwalzenbrecher

---

<sup>25</sup> Die Grenze zwischen (quasi)-statischen (in langsamlaufenden Maschinen) und dynamischen Prozessen (in schnelllaufenden Maschinen) ist in der Literatur unscharf definiert und liegt meist zwischen 5 und 10m/s [17]. Konventionelle Profilwalzenbrecher, die in dieser Arbeit als langsamlaufende Maschinen mit quasistatischer Zerkleinerung gelten sollen, arbeiten oft mit  $v_w<5\text{m/s}$ . Da einige Typen jedoch auch mit  $v_w=5\dots 10\text{m/s}$  betrieben werden, wird als Grenze  $v=10\text{m/s}$  festgelegt. Die Annahme, dass Verformungs- ( $v$ ) und Walzenumfangsgeschwindigkeit ( $v_w$ ) gleich sind, gilt jedoch näherungsweise nur bei markant profilierten Walzen. OHE [7, S.12] berechnet  $v$  dagegen aus der Annäherungsgeschwindigkeit gegenüberliegender Korn-Walzen-Kontaktpunkte, wobei sich zeigt, dass  $v$  bei Glattwalzen z.T. deutlich geringer als  $v_w$  ist.

<sup>26</sup> Auch hohlraumfreies Material kann durch Reißen zerkleinert werden. Allerdings ist dann zunächst ein Einreißen (Lochvorgang) erforderlich, was nur bei flächigen Materialien (z.B. Folie, Bleche) möglich ist und oft mit einer der Zugbelastung überlagerten Biege- und Torsionsbelastung verbunden ist [17, S.16-17].

zeigt Bild 14. Sie sind zunächst davon abhängig, ob sprödes oder nicht-sprödes Material<sup>27</sup> aufgegeben wird (Bild 14 oben). Ideal spröde Stoffe zeigen einen linearen Spannungs-Dehnungsverlauf mit geringen, makroskopisch nicht sichtbaren und reversiblen Verformungen bis zum Bruch. Demgegenüber erfolgt die Zerkleinerung nicht-spröder Stoffe erst nach großen, makroskopisch sichtbaren Verformungen. Bei gummielastischen Stoffen sind diese reversibel, während sie bei elastisch-plastischen Stoffen nur bis zu einer Mindestspannung (Fließgrenze) reversibel und danach irreversibel (plastische Verformung) verlaufen. Auch elastisch-viskose Stoffe zeigen irreversible Verformungen, die aber nicht an eine bestimmte Mindestspannung gebunden sind (viskose Verformungen) und sich mit reversiblen, elastischen Verformungen überlagern. Oft ist ihr Verhalten noch durch eine ausgeprägte Temperatur- und Zeitabhängigkeit<sup>28</sup> gekennzeichnet [5, S.226-330; 17, S.2-9; 12].

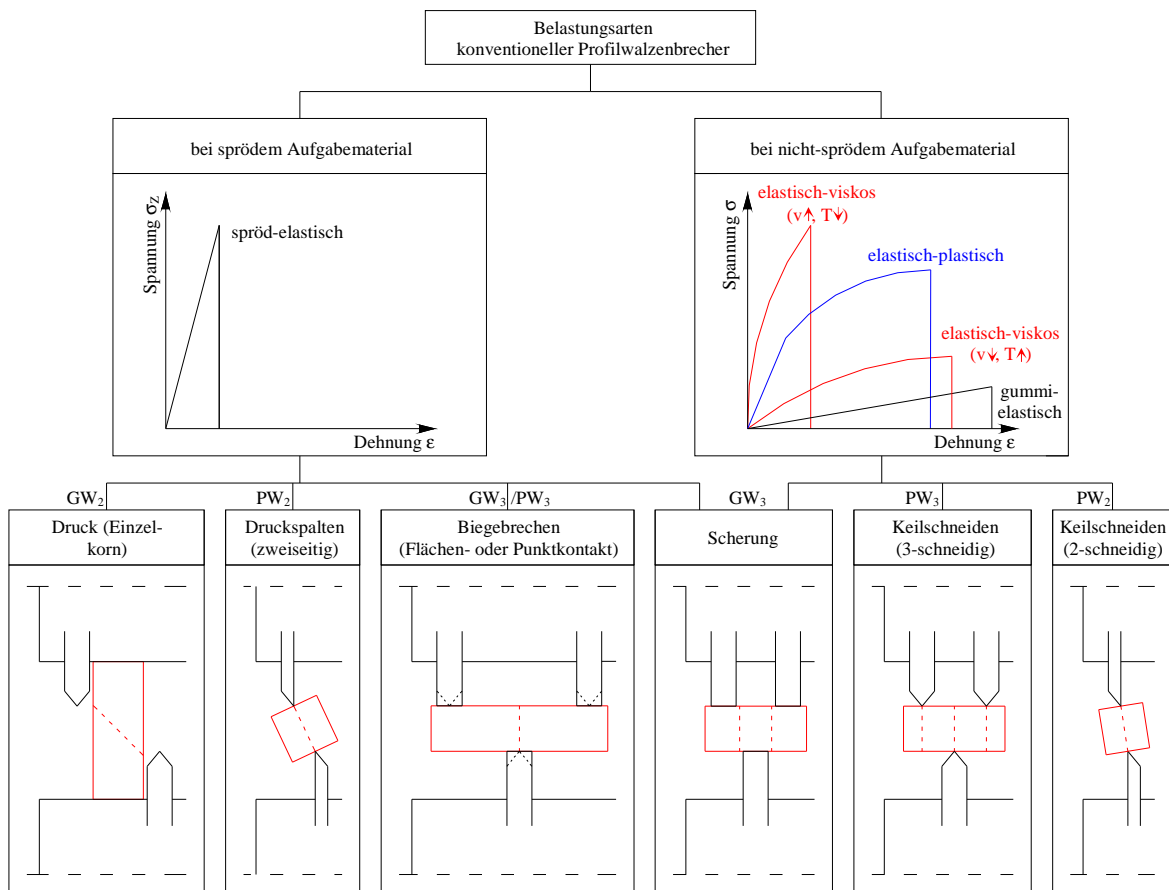


Bild 14: Belastungsarten konventioneller Profilwalzenbrecher bei sprödem/nicht-sprödem Aufgabematerial.

Bei der Aufgabe nicht-spröder Stoffe können je nach Wirkpaarung (Zwei-/Dreipunktkontakt  $PW_{2/3}$ , Zwei-/Dreiflächenkontakt  $GW_{2/3}$ ) Schneid- oder Scherbelastungen auftreten, während andere Belastungen i.d.R. nicht bruchauslösend (z.B. Druck) oder nicht möglich

<sup>27</sup> Das Verformungsverhalten ist eigentlich keine Stoff-, sondern eine Systemeigenschaft, da sie auch von den Belastungsbedingungen (Kontaktgeometrie, Temperatur  $T$ , Belastungsgeschwindigkeit  $v$ , -dauer etc.) abhängt.

<sup>28</sup> Bei langsamer Belastung/hohem Temperatur können elastisch-viskose Materialien innere Spannungen abbauen (Relaxation) und sich langsam ausdehnen (Kriechen), während ihnen dazu bei schneller Belastung/niedriger Temperatur keine Zeit bleibt (Versprödung).

(z.B. Druckspalten) sind. Schneidbelastungen werden durch gegenüberliegende, spitze Werkzeuge (Keilwinkel  $\varphi_K=15\dots60^\circ$ , s. Bild 12), die aktiv in den Stoff eindringen und dabei Zug- und Schubbeanspruchungen auslösen, bewirkt [10, S.278; 17, S.11]. Das Werkzeug muss den Stoff (nahezu) vollständig Durchdringen und dabei stetig Energie für die Rissausbreitung zuführen (stabile Rissausbreitung). Schneiden ist somit nur bei nicht-spröden Stoffen möglich, da spröde Stoffe bereits nach geringfügigem Eindringen des Werkzeugkeils spalten, d.h. mit instabiler Rissausbreitung und Energiefreisetzung reagieren (Rissfront eilt Werkzeug voraus) [17, S.4]. Dagegen kann eine Scherbelastung auch bei spröden Stoffen auftreten, weil die stumpfen Werkzeuge (Keilwinkel  $\varphi_K=80\dots90^\circ$ ) nicht in den Stoff eindringen, sondern durch ihre gegensinnige Bewegung Schubbeanspruchungen einleiten, die zum Abgleiten führen. Für eine effektive Schneid-/Scherbelastung sind möglichst geringe Axialspaltweiten  $s_a$  nötig. Andernfalls würde eine Biegebelastung entstehen (Bild 14), die jedoch meist nur bei spröden Stoffen bruchauslösend/sinnvoll ist und in bestimmten Maschinentypen bewusst angestrebt wird (z.B. Doppelkegelwalzenbrecher [23]). Auch das ein- oder zweiseitige Druckspalten, als Pendant zum Keilschneiden bei nicht-spröden Stoffen, wird oft zur Zerkleinerung spröder Stoffe eingesetzt. Dagegen tritt die Druckbelastung nur bei flächigen Wirkpartnern (z.B. zwischen Walzengrundkörpern) auf und ist in Profilwalzenbrechern selten anzutreffen.

Die in Bild 14 dargestellten Belastungsarten können entweder zur Initiierung verformungsarmer Sprödbrüche (bei sprödem Material) oder verformungsreicher Zähbrüche (meist bei nicht-sprödem Material) genutzt werden. Die Rissbildung an der Rissfront im Inneren des Stoffes wird dabei entweder durch Zugbeanspruchungen (Trenn-/Spaltebenenbruch, z.B. bei Spalt-, Biegebelastung) oder durch Schubbeanspruchungen (Scher-/Gleitbruch, z.B. bei Druck-, Scherbelastung) ausgelöst [5, S.230]. Meist treten jedoch wegen unterschiedlicher Aufgabekorngrößen/-formen/-orientierungen verschiedene Belastungs- und Beanspruchungsarten gleichzeitig auf, wobei die in Bild 14 gezeigten Wirkprinzipien lediglich Grenzfälle darstellen. Auch das Stoffverhalten lässt sich oft nicht eindeutig den idealisierten Spannungs-Dehnungs-Verläufen aus Bild 14 oben zuordnen, so dass oft lediglich von dominant sprödem bzw. nicht-sprödem Verhalten gesprochen werden kann [12].

Es ist deshalb nicht sinnvoll, konventionelle Profilwalzenbrecher noch weiter nach der Belastungsart zu systematisieren. Allerdings gibt es auch Walzenbrechertypen, die andere, unterscheidbare Wirkprinzipien verwenden (z.B. Schlagwalzenbrecher) oder die konventionellen Belastungsarten durch ein für sie charakteristisches Wirkprinzip ergänzen (z.B. Fräswalzenbrecher). In Bild 15 sind diese Belastungsarten zusammengefasst und zur Unterscheidung zwischen konventionellen und speziellen Walzenbrechern/-mühlen genutzt worden. Demnach zeichnen sich konventionelle Maschinentypen dadurch aus, dass sie mit sofort einzugswilligen Einzelkörnern (Unterkorn) beschickt werden und diese quasistatisch



mit Glattwalzen (konventionelle Glattwalzenbrecher/-mühlen) oder durch zumindest eine Profilwalze (konventionelle Profilwalzenbrecher) zerkleinern. Darüber hinaus gibt es noch spezielle Walzenbrecher/-mühlen, die entweder schnelllaufend betrieben (Schlag-, Oszillatorwalzenbrecher mit Formzwang, Prallwalzenbrecher/ Schlagleistenwalzwerke ohne Formzwang [10; 36]), mit Aufgabekörnern kleiner als die Spaltweite (Gutbett- bzw. Hochdruckwalzenmühlen) oder teilweise mit relativ ausgedehnten, erst nach einem Fräsprozess oberhalb der Walzen einziehbaren Körnern (Überkorn) beschickt werden (Fräswalzenbrecher).

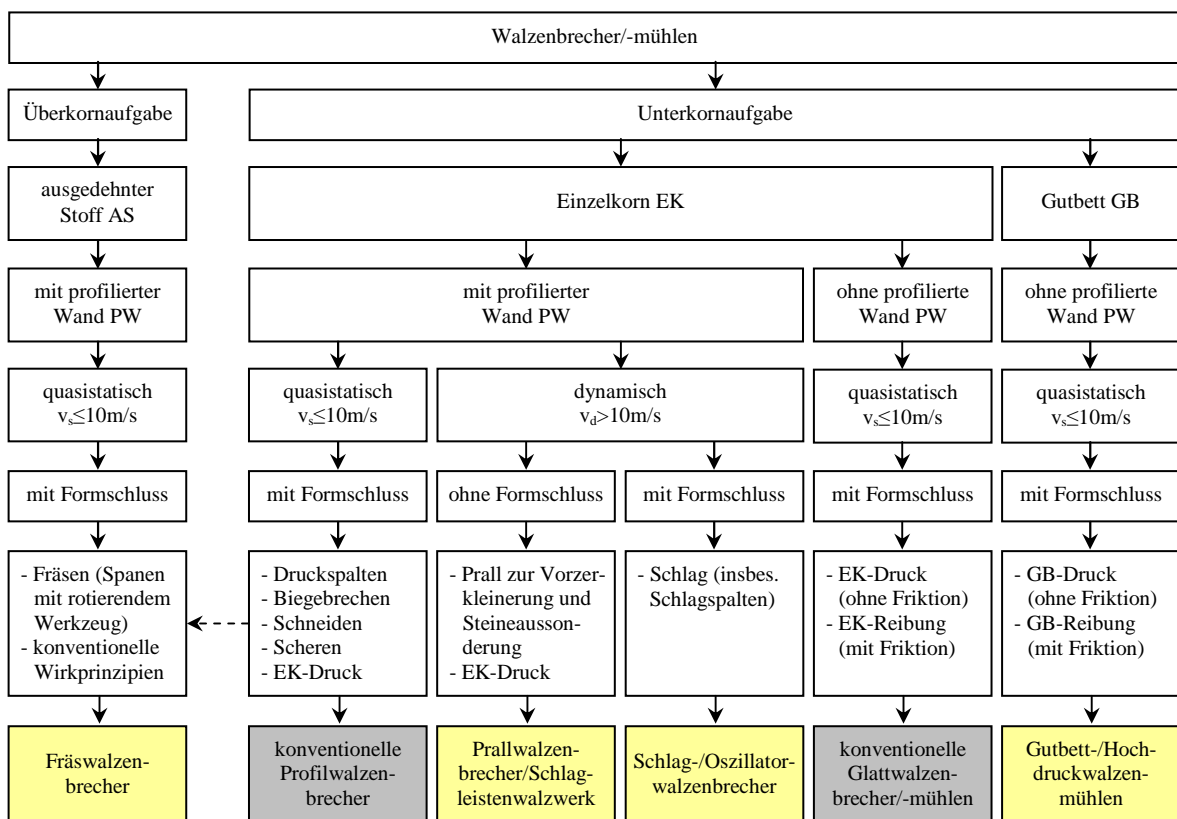


Bild 15: Klassifikation von Walzenbrechern/-mühlen nach der Belastungsart.

Zur Unterscheidung zwischen Fräswalzenbrechern und konventionellen Profilwalzenbrechern ist es erforderlich, eine Grenzkorngröße  $d_G$  festzulegen, ab der ein Fräsprozess oberhalb der Walzen stattfindet. Für eine physikalisch begründete Ableitung von  $d_G$  wäre eigentlich die Einzugsbedingung der jeweiligen Profilwalzen zu analysieren. An dieser Stelle wird jedoch lediglich eine allgemeine Festlegung für die Grenzkorngröße angegeben. Es soll gelten (s. Bild 2):

$$d_G^{\text{def}} = R_m = 0,5 \cdot (R_s - R_w) \quad (2)$$

Walzenbrecher, die für Überkorn (maximales Aufgabekorn  $d_{A\text{max}}$  übersteigt mittleren Walzenradius  $R_m$ ) ausgelegt sind, nutzen neben konventionellen Wirkprinzipien (Druckspalten, Biegebrecchen etc.) zusätzlich noch das Fräsprinzip.

Sie zeichnen sich meist durch markantere, d.h. mit höheren und stabileren Werkzeugen bzw. geringerer Umfangsteilung (je nach Zerkleinerungsstufe ist  $T_u=3\dots 14$ ) ausgeführte Profilierungen aus, da wegen der großen Aufgabekörner auch höhere Bruchkräfte wirken. Außerdem sind zur Erzielung vergleichbarer Durchsätze<sup>29</sup> längere Walzen nötig, weil der Fräsprozess die Einzugszeit erhöht und die Durchtrittsfläche für nachfolgende Körner blockiert. Ihr Vorteil liegt in den größeren Zerkleinerungsgraden und der selektiven, d.h. vorwiegend auf Grobkorn beschränkten Zerkleinerung. Die meisten Sizer lassen sich somit als Fräswalzenbrecher auffassen. Außerdem können Fräsprozesse vor dem Einzug der Körner auch bei bestimmten Einwalzenbrechern [1, S.310], Zweiwalzenbrechern (z.B. Hybrid Roll Crusher [42]) oder Schlagwalzenbrechern auftreten, sofern ihre Werkzeuge für Überkorn stabil genug sind.

### 2.2.2 Abgrenzung von Profilwalzenbrechern

Mit der in Kapitel 2.2.1 vorgestellten Systematik ist es möglich, einzelne Profilwalzenbrechertypen nach konstruktiven Maschinenparametern oder dem genutzten Zerkleinerungswirkprinzip zu definieren und voneinander abzugrenzen. Allerdings fehlt es bisher noch an einer Abgrenzung der Profilwalzenbrecher von anderen Zerkleinerungsmaschinen, wobei für sie zwei mögliche Definitionen zugrunde gelegt werden können:

- Im weiteren Sinne zählen zu Profilwalzenbrechern alle Zerkleinerungsmaschinen, die zumindest einen rotierend (mit oder ohne Oszillation) angetriebenen und mit Werkzeugen bestückten Walzenrundkörper (Profilwalze) aufweisen und Aufgabekörner erst nach einem Einzugsprozess vollständig zerkleinern können.
- Im engeren Sinne werden die o.g. Kriterien noch weiter eingeschränkt. Demnach zeichnen sich Profilwalzenbrecher dadurch aus, dass sie quasistatisch mit  $v_s \leq 10 \text{ m/s}$  betrieben werden und aktiv mit dem Walzenrundkörper zerkleinern, d.h. Werkzeuge nur als Einzugshilfe nutzen [1, S.310]. Folglich sind markant profilierte, vorwiegend als Werkzeugträger fungierende Rotoren keine Profilwalzen.

In dieser Arbeit soll der weiten Auffassung gefolgt werden, da andernfalls nur gering profilierte Nocken-, Riffel- bzw. Rillenwalzenbrecher (s. Bild 10) mit quasistatischer Belastung als Profilwalzenbrecher gelten würden und bspw. Zahn-, Meißel-, Fräs- oder Schlagwalzenbrecher jeweils eigenständige Maschinentypen wären. Die Definition der Profilwalzenbrecher i.w.S. ist allerdings noch näher zu konkretisieren. Bisher ist es lediglich möglich, Maschinen aufgrund fehlender Profilwalze (z.B. Backen-/Kegelbrecher) oder fehlendem

---

<sup>29</sup> In Firmenschriften werden dennoch oft höhere Durchsätze als bei konventionellen Walzenbrechern angegeben, da Fräswalzenbrecher aufgrund markanterer Profilierungen größere Spaltflächen bilden und ein Großteil des Aufgabematerials durch den überlagerten Klassierprozess unzerkleinert durchtritt. Viele Fräswalzenbrecher arbeiten somit wie ein Sieb („Sizer“), das zusätzlich grobe Körner zerkleinert (Kornbandverkürzung).

Einzugsprozess (z.B. Prall-/Hammerbrecher/-mühlen, Shredder bzw. schnelllaufende Rotorreißer, Schneidmühlen bzw. schnelllaufende Rotorschneider) abzugrenzen. Neben diesen so genannten artfremden Maschinen gibt es allerdings noch artverwandte Maschinen, die sich durch mindestens eine Profilwalze sowie Einzugsprozesse (oft durch Einzugsvorrichtungen unterstützt [17, S.19]) auszeichnen und dennoch nicht zu den Profilwalzenbrechern gezählt werden. Entsprechend der Systematik von WOLDT [17, S.17] gehören dazu die meisten langsamlaufenden Rotorschneider, Rotorreißer und Rotorscheren, bei denen die Einzugsverhältnisse ähnlich bedeutsam wie bei Profilwalzenbrechern sind [17, S.26-28]. Sie nutzen mindesten einen profilierten Rotor zur Zerkleinerung nicht-spröder Stoffe (z.B. Schrotte) durch Reiß- (Rotorreißer), Schneid- (Rotorschneider) oder Scherbelastung (Rotorscheren). Da auch Profilwalzenbrecher mit Umfangsgeschwindigkeiten zwischen 1...10m/s meist Langamläufer sind und vielfach für nicht-spröde Materialien eingesetzt werden [5, S.255], ergeben sich Überschneidungen. So werden bspw. im Recycling eingesetzte Sizer von DRECHSEL [18, S.83] als Rotorreißern aufgefasst, während SCHUBERT [1, S.311-312] die für Abfallstoffe genutzten Rotorreißer den in der Kohle- und Salzaufbereitung verbreiteten Flügel(walzen)brechern zurechnet. STIEB [5, S.281] führt dagegen an, dass Ein- oder Zweiwalzenbrecher mit kämmenden Schneidwerkzeugen eher zu den langsamlaufende Schneidzerkleinerern bzw. Rotorschneidern gehören.

Für die Abgrenzung von Profilwalzenbrechern ergeben sich somit zwei Möglichkeiten. Einerseits könnte die o.g. Definition i.w.S. ohne Einschränkung angewendet werden, so dass die zur Abfallzerkleinerung genutzten, langsamlaufenden Rotorzerkleinerer zu den profilierten Walzenbrechern zählen würden. Diese Auffassung ist jedoch weder in der Literatur noch in der Praxis verbreitet<sup>30</sup>. Folglich ist eine Abgrenzung der artverwandten Rotorzerkleinerer nötig, die jedoch nur auf Basis der jeweiligen Einsatzgebiete möglich ist. Es gibt zwar auch konstruktive Unterschiede zu den arteigenen Walzenbrechern. Allerdings beziehen sie sich hauptsächlich auf Abmessungen und Dimensionen der Bauteile und sind damit für eine Systematik ungeeignet. So haben die für spröde und nicht-spröde, härtere Stoffe eingesetzten Profilwalzenbrecher im Durchschnitt natürlich stabilere Werkzeuge, größere Axialspaltweiten, stärkere Motoren etc., als die ausschließlich für nicht-spröde, weiche Stoffe genutzten Rotorzerkleinerer. Dennoch gibt es auch Profilwalzenbrecher leichter Bauart, die für weiche, plastische Stoffe eingesetzt werden (z.B. Flügelbrecher mit Schneidwerkzeugen für Weichbraunkohle) und sich nur hinsichtlich ihrer Einsatzfelder unterscheiden. Deshalb soll dieses auch bei anderen Zerkleinerungsmaschinen (z.B. Ham-

---

<sup>30</sup> Dies ist bereits bei der Maschinenbenennung (z.B. Rotorzerkleinerer, Shredder) erkennbar. Obwohl die in Kapitel 2.1 definierten Begriffe „Brechen“ bzw. „Mahlen“ und damit auch „Walzenbrecher/-mühlen“ für spröde und nicht-spröde Stoffe gültig sind, werden sie auf dem Gebiet der Abfallzerkleinerung bisher nur teilweise (z.B. Grobmahlen in Schneidmühlen [5, S.254]) verwendet.

merbrecher vs. Shredder<sup>31</sup>, Zerkleinerungsmaschinen für mineralische Rohstoffe vs. Zerkleinerungsmaschinen für zähe Sekundärrohstoffe/Abfälle [131, S.129 u. 135]) übliche Unterscheidungskriterium zur Abgrenzung der Profilwalzenbrecher von Rotorzerkleinerern verwendet werden. In Bild 16 wurden deshalb die Einsatzfelder beider Maschinentypen vergleichend gegenüber gestellt.

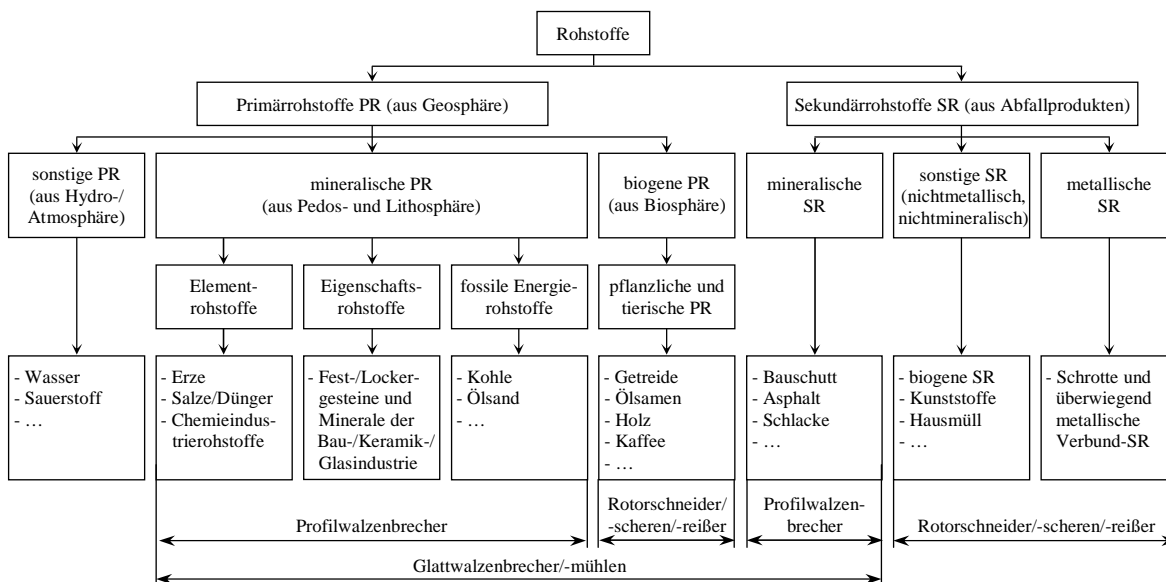


Bild 16: Vergleich der Einsatzfelder von Walzenbrechern/-mühlen und Rotorschneidern/-scheren/-reißern.

Der Einsatz von Walzenbrechern/-mühlen beschränkt sich dabei auf die Zerkleinerung mineralischer Primär- und Sekundärrohstoffe. Profilwalzenbrecher werden insbesondere für die Zerkleinerung geringfester, mittelfester und fester sowie weicher und mittelharter<sup>32</sup> Materialien mit sprödem (z.B. trockene Steinkohle, Anthrazitkohle, gefrorener Ölsand im Winter, Kalkstein, Bauschutt) oder plastischem/adhäsivem Stoffverhalten (z.B. Ton, Mergel, feuchte Braunkohle, klebriger Ölsand im Sommer) eingesetzt. Andere, bisher als Profilwalzenbrecher angesehene Maschinentypen (z.B. Schneidwalzenbrecher [38], viele

<sup>31</sup> HÖFFL [10, S.164] definiert Shredder als Hammerbrecher, die zur Zerkleinerung metallischer Sekundärrohstoffe eingesetzt werden.

<sup>32</sup> Die Härte der Mineralien eines Stoffes, die sich nur bei monomineralischen Gesteinen (z.B. Quarzit) auf den gesamten Stoff bezieht („Gesteinshärte“), ergibt sich aus dem Widerstand gegen oberflächliches Eindringen/Ritzen eines vom jeweiligen Härteprüfverfahren (z.B. MOHS-, BRINELL-, VICKERS-Härteprüfung) abhängigen Prüfkörpers, während die Festigkeit des Stoffes den Widerstand gegen Zerteilen bei einer bestimmten, vom Festigkeitsprüfverfahren (z.B. einaxialer Druckversuch, Punktlastversuch) vorgegebenen Kontaktgeometrie charakterisiert. Beide Parameter bestimmen maßgeblich die Mahl-/Brechbarkeit, so dass die Stoffeinteilung nach der Härte der materialbildenden Mineralien und der Materialfestigkeit weit verbreitet ist. In dieser Arbeit werden die mineralischen Stoffe nach der MOHS-Härte ihrer Mineralien (weich: 1...2, mittelhart: 2...5, hart: 6...10) [10, S.38] und in Anlehnung an POPOV [16, S.31] nach ihrer einaxialen Druckfestigkeit  $\sigma_d$  (niedrigfest:  $\sigma_d \leq 25 \text{ MPa}$ , mittelfest:  $25 \text{ MPa} < \sigma_d \leq 50 \text{ MPa}$ , fest:  $50 \text{ MPa} < \sigma_d \leq 100 \text{ MPa}$ , hochfest:  $\sigma_d > 100 \text{ MPa}$ ) eingeteilt. Dabei ist zu beachten, dass diese Einteilung nicht allgemeingültig ist (vgl. [28; 39]). So definiert RIES [39] mittelharte Stoffe bspw. nach Härte und Festigkeit als Materialien, die bei mehr als 50% Gehalt an stahlritzenden Mineralien Festigkeiten von  $\sigma_d = 60 \dots 140 \text{ MPa}$  und ansonsten Festigkeiten von  $\sigma_d = 140 \dots 220 \text{ MPa}$  aufweisen. Darüber/darunter liegende Stoffe gelten bei ihm demnach als hart/weich.

Daumenbrecher<sup>33</sup> [10, S.105], einige Schraubenmühlen<sup>34</sup> [55]) werden dagegen wegen ihres Einsatzes für überwiegend faserige und biogene Materialien zukünftig, in Anlehnung an STIEB [5, S.281], zu den Rotorzerkleinerern gezählt. Als Rotorschneider/-scheren/-reißer sind sie vor allem für die Zerkleinerung überwiegend metallischer (z.B. Bleche), sowie überwiegend nicht-metallischer und nicht-mineralischer (Verbund-)Stoffe (z.B. Pappe, Kunststoffe, biogene Stoffe, Hausmüll) vorgesehen. Glattwalzenbrecher/-mühlen, die im Gegensatz zu Profilwalzenbrechern und Rotorzerkleinerern meist in der Mittel- und Feinzerkleinerung anzutreffen sind, decken die größten Einsatzfelder ab und können neben weichen und mittelharten Materialien auch harte und hochfeste Stoffe zerkleinern. Trotz partieller Überschneidungen mit den Rotorzerkleinerern bei den biogenen Primärrohstoffen (z.B. Walzenstühle zur Getreidezerkleinerung) lassen sie sich konstruktiv (Glattwalze) unterscheiden.

Zur eindeutigen Abgrenzung der Profilwalzenbrecher von artfremden und artverwandten Zerkleinerungsmaschinen ergibt sich somit folgende Definition:

***Profilwalzenbrecher sind Grobzerkleinerungsmaschinen für mineralische Primär- und Sekundärrohstoffe, die zumindest einen rotierend, mit oder ohne Oszillation angetriebenen und mit Werkzeugen bestückten Walzengrundkörper/Rotor aufweisen (Profilwalze) und Aufgabekörner erst nach einem Einzugsprozess vollständig zerkleinern können.***

---

<sup>33</sup> Neben den üblicherweise bei biogenen (z.B. Desagglomeration von Zucker) oder chemischen Stoffen eingesetzten Daumenbrechern [60] gibt es auch solche, die für (höchstens) mittelharte, spröde Stoffe (z.B. Schlacke) genutzt werden [11, S.80] und dann weiterhin zu den Profilwalzenbrechern zählen.

<sup>34</sup> Schraubenmühlen werden nicht nur für zähe, faserige [55], sondern auch für mineralische Stoffe (z.B. Ton, Kalk, Schlacken, Kohle, Mergel) [11, S.78-80] genutzt. Schraubenmühlen für den mineralischen Bereich, oft auch als Brechschnecken [11, S.78] bezeichnet, gelten somit weiterhin als Profilwalzenbrecher.

### 3 Erkenntnisstand zur Zerkleinerung in Profilwalzenbrechern

Vor der Darstellung und Bewertung der bekannten Auslegungsmodelle für die Zielgrößen „Grenzdurchsatz“, „Produktgranulometrie“ und „Leistungsbedarf“ in Kapitel 3.2 und 3.3 ist es zunächst sinnvoll, ihre Ausprägungen und die ihrer Einflussgrößen bei den aktuell angebotenen Profilwalzenbrechern zu analysieren.

#### 3.1 Wertebereiche der Einfluss- und Zielgrößen von Profilwalzenbrechern

Die Wertebereiche der in Kapitel 2.1 beschriebenen Einfluss- und Zielgrößen lassen sich im Rahmen einer Marktanalyse ermitteln und für die in Kapitel 2.2 definierten Walzenbrechertypen aufschlüsseln. Die in Bild 17 dargestellte Parameterübersicht beschränkt sich jedoch auf die wichtigsten Prozessgrößen, die aus Literaturangaben und Firmenschriften der Walzenbrecherhersteller/-betreiber ermittelt und analog zur Marktübersicht von UNLAND [28] für Fräswalzenbrecher und sonstige Profilwalzenbrecher getrennt ausgewiesen wurden. Durch Fräswalzenbrecher wurden die Wirkprinzipien der fräsenden Gewinnung und Oberflächenbearbeitung (z.B. Teilschnittmaschinen, Surface-Miner, Straßenfräsen) auf konventionelle Walzenbrecher übertragen. Der Hauptunterschied besteht demnach in der Aufgabekorngröße bzw. dem Einzugparameter  $R_m/d_{Amax}$ , der bei Fräswalzenbrechern gemäß der Definition in Gl. 2 kleiner als 1 ist<sup>35</sup> und bei den anderen Maschinentypen zwischen 1 und 6 liegt (Bild 17). Hinsichtlich der Aufgabestoffart gibt es dagegen keine signifikanten Unterschiede. Beide Brechertypen können aufgrund der selbsttätigen Reinigung durch ihre versetzt kämmenden Werkzeuge auch für feuchte/klebrige und anbackende/anfrierende Stoffe eingesetzt werden, wobei sich die Einsatzfelder meist auf weiche bis mittelharte sowie niedrigfeste bis feste Materialien<sup>36</sup> beschränken. Hochfeste und sehr abrasive Materialien lassen sich dagegen nur mit Glattwalzen oder anderen Brechern/Mühlen zerkleinern. Die zukünftige Werkstoff- und Werkzeugentwicklung könnte jedoch bei Fräswalzenbrechern eine ökonomisch sinnvolle Erweiterung der Einsatzgebiete auf Festigkeiten von  $\sigma_d \leq 250 \text{ MPa}$  ermöglichen.

Bei den konstruktionsbezogenen Maschinenparametern zeigt sich, dass Profilwalzenbrecher bei ähnlichen Walzenlängen<sup>37</sup> z.T. deutlich größere Walzendurchmesser aufweisen. Dagegen zeichnen sich Fräswalzenbrecher meist durch geringere Grundkreisdurchmesser  $D_w$ , aber markantere Profilierungen ( $h_w/R_w=0,25\dots 1,6$ ) bzw. stabilere Werkzeuge

---

<sup>35</sup> Übliche Werte liegen zwischen 0,4 und 1, wobei einige Fräsbrecher zur Zerkleinerung von Asphaltsschollen auch noch kleinere  $R_m/d_{Amax}$ -Verhältnisse aufweisen können.

<sup>36</sup> Z.B.: Kohlen, Salze, Erze (Bauxit, Eisen-, Zinnerz etc.), Ölsand, Kalkstein, Mergel, Kalkmergel, Zementklinker, Schiefer, Tonschiefer, Ton, Gips, Anhydrit, Abraum, Grubenberge, Bauschutte (Beton, Asphalt), Schlacke, Düngemittel.

<sup>37</sup> Es wird empfohlen,  $L_w$  nicht wesentlich größer als  $D_w$  zu wählen, weil ansonsten - insbesondere bei festere Materialien - sehr große Biegespannungen in der Brecherwelle auftreten können.

Walzenbrechertyp		Fräswalzenbrecher	Sonstige Profilwalzenbrecher
Einflussgrößen	1 Systemparameter		
	1.1 Einzugsparameter $R_m/d_{Amax}$ [-]		
	2 Aufgabeparameter		
	2.1 Granulometrie		
	2.1.1 Korngröße: max. Aufgabekorn $d_{Amax}$ [mm]		
	2.2 Stoffart		
	2.2.1 Abrasivität: Mohshärte der Mineralien [-]		
	2.2.2 Festigkeit: einax. Druckfestigkeit $\sigma_d$ [MPa]		
	2.2.3 Adhäsivität (Klebrigkeit)		
	3 Maschinenparameter		
	3.1 Konstruktion		
	3.1.1 Mittlerer Walzendurchmesser $D_m$ [m]		
	3.1.2 Walzenlänge $L_w$ [m]		
	3.1.3 Schlankheitsgrad $L_w/D_w$ [-]		
	3.1.4 Maschinenmasse $m_M^1$ [t]		
3.1.5 Profilierungsgrad $h_w/R_w$ [-]			
3.1.6 Umfangsteilung $T_u$ [-]			
3.2 Betrieb			
3.2.1 Walzenumfangsgeschwindigkeit $v_w$ [m/s]			
3.2.2 Friktionsgrad $v_{w1}/v_{w2}$ [-]			
3.2.3 Installierte Motornennleistung $P_{nenn}$ [kW]			
Zielgrößen	4 Produktzielgrößen		
	4.1 Zerkleinerungsgrad $\epsilon_d$ [-]		
	5 Systemzielgrößen		
	5.1 Grenzdurchsatz $m$ [t/h]		
	5.2 Spez. Nettoverschleiß $V_{0n}^2$ [g/t]		
5.3 Spez. Arbeitsbedarf $W_{0m}$ [kWh/t]			
5.4 Anteil der Einzel-/Mehrkornzerkleinerung [%]			

<sup>1</sup> Die Maschinenmasse  $m_M$  beinhaltet auch die Masse des Antriebssystems. Für konventionelle Walzenbrecher lässt sich die Masse  $m_M^*$  ohne Antriebssystem näherungsweise mit  $m_M^*[t] = 17 \cdot D_m^{2,4}$  [m] (leichte Ausführung) bzw.  $m_M^*[t] = 30 \cdot D_m^{2,2}$  [m] (schwere Ausführung) abschätzen [58, S.444].

<sup>2</sup> Der Verschleiß ist als Systemeigenschaft von vielen Einflussgrößen abhängig. Deshalb sind die angegebenen Verschleißraten lediglich grobe Richtwerte, die vor allem von Werkstoff-/Aufgabestoffart, Betriebsweise (z.B. überschüttet vs. nicht-überschüttet) und Walzengeschwindigkeit abhängen.

Bild 17: Wertebereiche der Prozessparameter von Profilwalzenbrechern.

aus<sup>38</sup>. Folglich ist die Umfangsteilung geringer als bei den anderen Profilverwalzen<sup>39</sup> ( $T_u=3\dots 14$ ) und liegt in Vorbrechern üblicherweise bei  $T_u=3\dots 6$ . Zur Minderung von Lastspitzen und für ein homogeneres Produktkorn<sup>40</sup> werden die Werkzeuge einer Walze meist um den Versatzwinkel  $\alpha_v=(0,05\dots 0,5)\cdot\alpha_{T_u}$  relativ zueinander versetzt, obwohl sich dadurch das Einzugsverhalten wegen geringerer Korneindringtiefen verschlechtert.

Dennoch sind für die an der Schnittstelle zwischen Gewinnung und Aufbereitung eingesetzten und mit bis zu 2m großen Körnern beschickten Primärbrecher noch hohe Antriebsleistungen erforderlich ( $P_{\text{nenn}}\leq 1250\text{kW}$  bei Fräswalzenbrechern). Für ein größtmögliches Drehmoment und günstigere Einzugsverhältnisse werden Fräswalzenbrecher oft langsamlaufend mit  $v_w\leq 5\text{m/s}$  betrieben (Low-Speed-High-Torque-Konzept). Eine Ausnahme stellen hier Schlagwalzenbrecher (Feeder Breaker), denen ebenfalls Überkorn zugeführt werden kann, mit  $v_w\leq 30\text{m/s}$  [46] dar. Bei konventionellen Profilverwalzenbrechern unterscheidet TARJÁN [70, S.320] zwischen langsam- und schnelllaufenden Typen, die i.d.R. mit  $v_w\leq 10\text{m/s}$  umlaufen und damit ca. 80-90% der Umfangsgeschwindigkeit von Glattwalzenbrechern erreichen [129, S.206]. Auch hier gibt es Sonderfälle, wie bspw. die mit  $v_w\leq 15\text{m/s}$  betriebenen Flügelbrecher oder die bis  $v_w\leq 30\text{m/s}$  arbeitenden Prallwalzenbrecher [130, S.68]. Bei Flügelbrechern ist es außerdem üblich, Friktionsgrade von  $v_{w1}/v_{w2}=0,7\dots 0,9$  einzustellen, während die meisten anderen Walzenbrecher friktionslos angetrieben werden. Gerade für Fräswalzenbrecher ist die synchrone Betriebsweise beider Walzen, die oft durch ein Synchronisationsgetriebe (Zahnradpaarung aus gleichgroßen Rädern) mechanisch sichergestellt wird, für einen maximalen Grip zwischen gegenüberliegenden Werkzeugen von entscheidender Bedeutung.

In Bild 17 wurden neben den Einfluss- auch die Zielgrößen vergleichend gegenüber gestellt. Der Grenzdurchsatz variiert bei beiden Maschinentypen zwischen 1 und 10000t/h, wobei für die größten, im Ölsand in Kanada eingesetzten Fräs- und Profilverwalzenbrecher teilweise auch Durchsatzleistungen von 15000t/h angegeben werden. Dagegen ist der spezifische Arbeitsbedarf meist sehr gering, was einerseits am oft sehr weichen Aufgabematerial und dem hohen Anteil an Einzel-/Mehrkornzerkleinerung mit punktförmiger Krafteinleitung liegt. Andererseits tritt jedoch bei den markant profilierten Brechern mit entsprechend großen Spaltflächen auch ein hoher Teilmassenstrom nahezu unzerkleinert durch. Der

<sup>38</sup> Auch konventionelle Typen können markant profiliert sein. Die Brechflügel der zur Kohlezerkleinerung genutzten Flügelbrecher erreichen oft Werte bis  $h_{we}/R_w=1,5$ , sind aber für Fräsprozesse meist ungeeignet [24, S.248]. Übliche Werkzeughöhen liegen jedoch im Bereich von  $h_{we}=4/3s_{r2}=90\dots 110\text{mm}$  [129, S.207], wobei z.T. noch 3 bis 6 Werkzeugreihen am Umfang überhöht ( $h_{we}^*=1,5s_{r2}$ ) als Fangzähne ausgebildet werden [98].

<sup>39</sup> Flügelbrecher weisen ebenfalls sehr geringe Umfangsteilungen auf ( $T_u=2\dots 3$ ). Der übliche Bereich erstreckt sich jedoch bei konventionellen Brechern auf  $T_u=6\dots 24$ , wobei Nachbrecher bis  $T_u=32$  (z.B. viele Stachelwalzenbrecher) ausgeführt werden.

<sup>40</sup> Bei fluchtender Formation können sich längliche Körner zwischen die Werkzeugreihen legen und unzerkleinert austreten, während sich  $d_{p\text{max}}$  bei versetzter Anordnung nur aus den etwa trichterförmigen Werkzeugzwischenräumen ergibt [86; 134, S.161].



Zerkleinerungsgrad  $\varepsilon_{50}=d_{A50}/d_{P50}$  liegt deshalb meist nur bei 2...6 und z.T. auch darunter [128], während  $\varepsilon_o=d_{Amax}/d_{Pmax}$  in Primärwalzenbrechern Werte von  $\varepsilon_o \leq 10$  erreichen kann und somit vor allem eine Kornbandverkürzung auftritt. Ähnlich hohe Werte sind auch mit mehrstufiger Zerkleinerung in Drei- oder Vierwalzenbrechern<sup>41</sup> möglich. Dagegen lassen sich bei dynamischer Druckbelastung in schnelllaufenden Walzenbrechern noch deutlich größere Zerkleinerungsverhältnisse von  $\varepsilon_d \leq 25$  erzielen.

## 3.2 Auslegungsmodelle von Profilwalzenbrechern

### 3.2.1 Ermittlung des Grenzdurchsatzes

Der maximale Durchsatz, den ein Walzenbrecher bei bestimmten Betriebsbedingungen ohne Gutanstauung in der Aufgabeschurre erzielen kann, wird als Grenzdurchsatz bezeichnet und charakterisiert das Schluckvermögen des Brechers [24, S.291]. Bevor in den Kapiteln 3.2.1.2 und 3.2.1.3 auf die theoretisch begründeten und empirischen Ansätze zur Grenzdurchsatzberechnung eingegangen wird, ist anhand der Einzugsbedingung in Kapitel 3.2.1.1 zunächst zu prüfen, ob die Aufgabekörner überhaupt zerkleinert werden und den Prozessraum passieren können.

#### 3.2.1.1 Einzugsbedingung für das Einzelkorn

Damit Aufgabekörner nicht oberhalb der Walzen „tanzen“ und die freie Durchtrittsfläche blockieren, ist eine möglichst schnelle, bruchauslösende Einspannung und Zerkleinerung erforderlich. Die quasistatische Zerkleinerung in Walzenbrechern setzt allerdings voraus, dass sich die Körner nicht bewegen bzw. die angreifenden Kräfte und Momente im Gleichgewicht sind. Bisher gibt es jedoch nur sehr einfache Berechnungsmodelle zur Überprüfung der Gleichgewichts- und Einzugsbedingung, da meist keine Informationen über Richtung und Größe der einwirkenden Kontaktkräfte vorliegen. Bei den Einzugsmodellen von Profilwalzenbrechern wird deshalb stets von idealisierten Maschinengeometrien (Glattwalze oder Ebene) und Kornformen (z.B. Rechteck oder Kreis als einzugsungünstigste Form) ausgegangen sowie Interaktionen mit anderen Körnern vernachlässigt (Beschränkung auf Einzelkorn) [5, S.267-270; 10, S.96-98 u. 107-108; 17, S.26-28]. Profilwalzen lassen sich bspw. durch Glattwalzen mit dem flächengleichen Ersatzradius  $R_{\text{äq}}$ , dem mittleren Radius  $R_m=0,5 \cdot (R_w+R_s)$  oder dem Spitzenkreisradius  $R_s$  vereinfachen [58, S.446-448], was bei geringen Profilierungsgraden auch noch zulässig ist. Für Kreis- und Rechteckkörner ergeben sich damit die in Bild 18 rot dargestellten Kontaktkräfte (Normalkraft  $F_{ZN}$ , Reibkraft  $F_{ZR}$ ) mit ihren blau markierten Komponenten in vertikaler (Ausstoßkraft  $F_A$ , Einzugskraft  $F_E$ ) und horizontaler Richtung (Horizontalkraft  $F_H$ ). Im stationären Kräfte- und Momentengleichgewicht bildet sich zwischen den geneigten Kontaktebenen eine reibschlüssige Korn-Walze-Verbindung aus, die zur Zerkleinerung führt.

---

<sup>41</sup> Viele Drei-/Vierwalzenbrecher nutzen in der ersten Stufe Profil- und danach Glatt- oder Riffelwalzen.

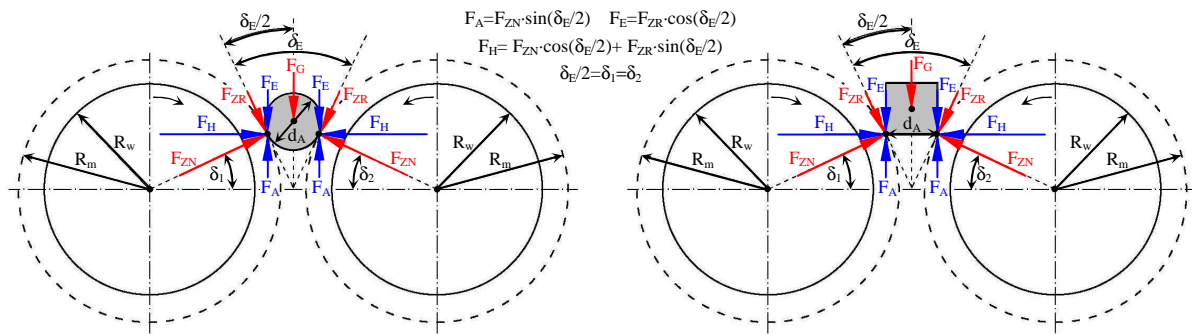


Bild 18: Kontaktkräfte beim Einzug eines Kreiskorns (links) und Rechteckkorns (rechts).

Um eine Bewegung des Korns, d.h. ein vertikales Ausstoßen durch die Ausstoßkräfte  $2F_A = 2F_{ZN} \cdot \sin(\delta_E/2)$  zu verhindern, müssen die Reibkräfte  $F_{ZR}$  gleichgroße Gegen- bzw. Einzugskräfte  $2F_E = 2F_{ZR} \cdot \cos(\delta_E/2)$  erzeugen. Unter Vernachlässigung der Gewichtskraft  $F_G$  ergibt sich aus dem vertikalen Kräftegleichgewicht  $2F_{ZN} \cdot \sin(\delta_E/2) - 2F_{ZR} \cdot \cos(\delta_E/2) = 0$  somit folgende Beziehung für die Reibkraft  $F_{ZR}$ :

$$F_{ZR} = F_{ZN} \cdot \tan(\delta_E/2) \leq F_{ZRmax} \quad (3)$$

Die Reibkraft ist dabei nur so groß, dass die Ausstoßkraft gerade kompensiert wird und keine resultierende Vertikalkraft entsteht. Ausgehend vom engsten Spalt bei  $\delta_1 = \delta_2 = \delta_E/2 = 0$ , wo Einzugs- und Reibkraft Null sind, steigt sie mit zunehmenden Korngrößen  $d_A$  bzw. Kontaktwinkeln  $\delta_1$  und  $\delta_2$  bis zur maximal möglichen Reibkraft  $F_{ZRmax}$  nach Gl. 4 an:

$$F_{ZRmax} = \begin{cases} \mu_H \cdot F_{ZN}, & \text{bei Kontakt mit ruhender Walze (Haftreibung),} \\ \mu_G \cdot F_{ZN}, & \text{bei Kontakt mit bewegter Walze (Gleitreibung).} \end{cases} \quad (4)$$

Es ist daher ausreichend, die Einzugsbedingung nur für den ungünstigsten Fall, d.h. das größtmögliche Aufgabekorn bei Gleitreibung  $\mu_G$  (wegen  $\mu_G < \mu_H$ ), nachzurechnen. Kleinere Körner liegen dann automatisch im Einzugsbereich<sup>42</sup> zwischen  $\delta_E = 0 \dots \delta_{Emax}$ , wobei sich der maximale Einzugswinkel  $\delta_{Emax}$  aus den Kontaktwinkeln von  $d_{Amax}$  ergibt. Zur Ermittlung der Einzugsbedingung ist das in Bild 19 gezeigte Berechnungsmodell für den allgemeinen Fall eines Zweiwalzenprofilbrechers mit verschiedenen mittleren Radien ( $R_{m1}$ ,  $R_{m2}$ ) und kreisförmigen Aufgabekörnern  $d_A$  (analog auch bei Rechteckkörner [70, S.345]) nutzbar. Wegen der unterschiedlichen Walzenradien ergeben sich verschiedene Kontaktwinkel  $\delta_1$  und  $\delta_2$ , die zwischen den Kontaktebenen den Einzugswinkel  $\delta_E = \delta_1 + \delta_2$  ausbilden. Das Korn befindet sich im statischen Gleichgewicht, wenn in Ausstoßrichtung bei  $\delta_E/2$  die Ausstoßkräfte  $F_A$  nach Gl. 5 nicht größer als die maximal möglichen Einzugskräfte  $F_{Emax}$  nach Gl. 6 sind:

<sup>42</sup> Im Einzugsbereich sind Einzugskraft  $F_E = f(F_{ZR})$  und Ausstoßkraft  $F_A = f(F_{ZN})$  stets gleich groß ( $F_E = F_A$ ). Die maximal mögliche Einzugskraft  $F_{Emax} = f(F_{ZRmax})$  wird dagegen erst bei  $\delta_E = \delta_{Emax}$  von  $F_A$  erreicht ( $F_{Emax} \geq F_A$ ).

$$F_A = F_{ZN} \cdot \sin\left(\frac{\delta_1 + \delta_2}{2}\right), \quad (5)$$

$$F_{E_{\max}} = F_{ZR_{\max}} \cdot \cos\left(\frac{\delta_1 + \delta_2}{2}\right) = \mu_G \cdot F_{ZN} \cdot \cos\left(\frac{\delta_1 + \delta_2}{2}\right). \quad (6)$$

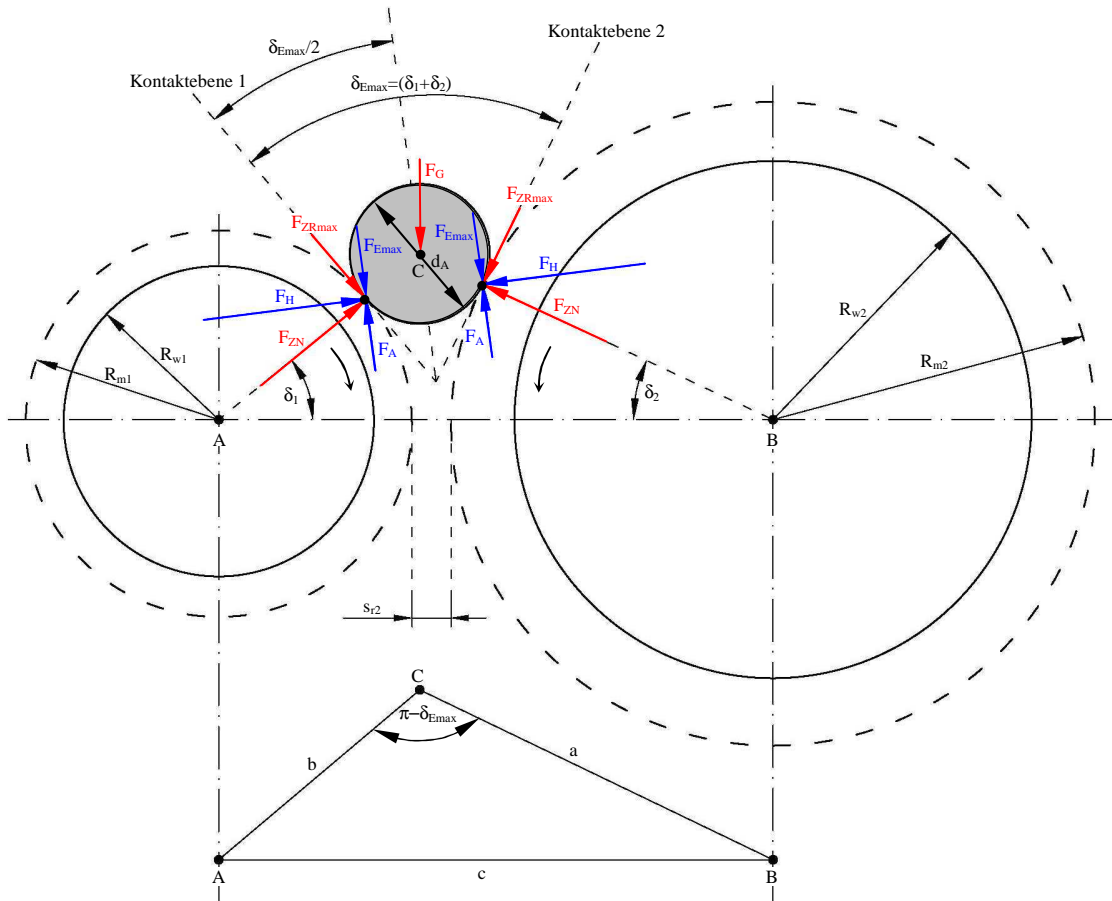


Bild 19: Allgemeines Berechnungsmodell für die Einzugsbedingung bei gering profilierten Walzenbrechern.

Die Kontaktkräfte  $F_{ZN}$  und  $F_{ZR_{\max}}$  von linker und rechter Walze sind dabei gleich groß, weil sich das Korn senkrecht zur Ausstoßrichtung nicht bewegen kann und die „Horizontalkräfte“<sup>43</sup>  $F_H$  folglich auf beiden Seiten gleich sind. Bei Vernachlässigung der Gewichtskraft  $F_G$  und gleichen Gleitreibungswerten  $\mu_G$  auf beiden Seiten ergibt sich für die Einzugsbedingung<sup>44</sup>  $F_{E_{\max}} \geq F_A$  mit Gl. 5 und 6 schließlich folgende Beziehung:

$$\mu_G \geq \tan\left(\frac{\delta_1 + \delta_2}{2}\right) = \tan\left(\frac{\delta_E}{2}\right), \quad (7)$$

für symmetrische Zweiwalzenbrecher mit  $R_{m1} = R_{m2} = R_m$  gilt:  $\delta_1 = \delta_2 = \delta_E/2$ ,

für Einwalzenbrecher mit  $R_{m1} = R_m$  und  $R_{m2} = \infty$  gilt:  $\delta_1 = \delta_E$  und  $\delta_2 = 0$ .

<sup>43</sup>  $F_H$  ist jetzt um den Winkel  $(\delta_1 - \delta_2)/2$  zur Horizontalen geneigt, wird aber weiterhin wie in Bild 18 berechnet.

<sup>44</sup> Die Einzugsbedingung lässt sich auch aus dem Momentengleichgewicht in den Kontaktpunkten 1 oder 2 herleiten, wobei sich der gleiche Zusammenhang wie in Gl. 7 ergibt [65].

Sie lässt sich noch für die praxisrelevanten Spezialfälle des symmetrischen Zweiwalzenbrechers mit gleichgroßen Walzen ( $R_{m1}=R_{m2}=R_m$ ) und des Einwalzenbrechers bzw. Side Sizers ( $R_{m2}=\infty$ ) detaillieren, wobei sich zeigt, dass der Einzugswinkel bei Einwalzenbrechern allein für den Kontaktwinkel  $\delta_1$  zur Verfügung steht ( $\delta_2=0$ ) und somit doppelt so groß sein kann<sup>45</sup>. Folglich sind auch die einziehbaren Maximalkörner (relativ zu  $R_w$ ) größer bzw. die Einzugsverhältnisse deutlich besser als bei Zweiwalzenbrechern [5, S.269-270].

Für die Auslegung ist vor allem interessant, bei welchen Mindeststradien  $R_{m,\min}$  oder Mindestspaltweiten  $s_{r2,\min}$  ein bestimmtes Größtkorn  $d_{A\max}$  noch eingezogen wird bzw. wie groß das zulässige Maximalkorn  $d_{A\max}$  bei gegebenen Werten von  $R_m$  und  $s_{r2}$  ist. Dazu muss die Einzugsbedingung noch umformuliert werden, wobei das Dreieck ABC in Bild 19 mit den Seitenlängen  $a = R_{m2} + d_A/2$ ,  $b = R_{m1} + d_A/2$  und  $c = R_{m1} + R_{m2} + s_{r2}$  hilfreich ist. Aus dem Kosinussatz  $c^2 = a^2 + b^2 - 2ab \cdot \cos(\pi - \delta_E)$  ergibt sich mit  $\cos(\pi - \delta_E) = -\cos(\delta_E)$  zunächst folgender Zusammenhang zwischen Einzugswinkel  $\delta_E$ , Spaltweite  $s_{r2}$ , Korngröße  $d_A$  und den mittleren Walzenradien  $R_{m1}$  bzw.  $R_{m2}$  [5, S.268]:

$$\cos^2(\delta_E/2) = \frac{(2R_{m1} + s_{r2}) \cdot (2R_{m2} + s_{r2})}{(2R_{m1} + d_A) \cdot (2R_{m2} + d_A)}. \quad (8)$$

Mit der Umformung  $\cos^2(\delta_E/2) = 1/(1 + \tan^2(\delta_E/2))$  lässt sich Gl. 8 in Gl. 7 einsetzen, so dass sich für die allgemeine Einzugsbedingung ergibt:

$$\mu_G^2 \geq \tan^2(\delta_E/2) = \left( 1 - \frac{(2R_{m1} + s_{r2}) \cdot (2R_{m2} + s_{r2})}{(2R_{m1} + d_A) \cdot (2R_{m2} + d_A)} \right) / \frac{(2R_{m1} + s_{r2}) \cdot (2R_{m2} + s_{r2})}{(2R_{m1} + d_A) \cdot (2R_{m2} + d_A)}. \quad (9)$$

Für symmetrische Zweiwalzenbrecher mit  $R_{m1}=R_{m2}=R_m$  gilt:

$$\mu_G^2 \geq \tan^2(\delta_E/2) = \frac{1 - \left( (2R_m + s_{r2})^2 / (2R_m + d_A)^2 \right)}{(2R_m + s_{r2})^2 / (2R_m + d_A)^2}, \quad (10)$$

und für Einwalzenbrecher folgt mit  $R_{m1}=R_m$  und  $(2R_{m2} + s_{r2}) / (2R_{m2} + d_A) \xrightarrow{R_{m2} \rightarrow \infty} 1$ :

$$\mu_G^2 \geq \tan^2(\delta_E/2) = \frac{1 - \left( (2R_m + s_{r2}) / (2R_m + d_A) \right)}{(2R_m + s_{r2}) / (2R_m + d_A)}. \quad (11)$$

Die Spezialfälle in Gl.10 und 11 lassen sich auch direkt aus Beziehungen am rechtwinkligen Dreieck ableiten, wobei gilt:

$$R_m + \frac{s_{r2}}{2} = \left( R_m + \frac{d_A}{2} \right) \cdot \cos(\delta_E/2) \quad \text{für symmetrische Zweiwalzenbrecher}, \quad (12a)$$

$$R_m + s_{r2} = \left( R_m + \frac{d_A}{2} \right) \cdot \cos(\delta_E) \quad \text{für Einwalzenbrecher}. \quad (12b)$$

<sup>45</sup> Meist entspricht  $d_{A\max}$  bei Einwalzenbrechern in etwa dem Abstand zwischen Walze und Brechschwinde am Einlauf (Maulweite), so dass gilt:  $d_{A\max} = (0,4 \dots 0,5) \cdot D_w$  [86].

Durch Umstellen nach  $\cos(\delta_E)$  bzw.  $\cos(\delta_E/2)$  folgt mit  $\cos^2(\delta_E/2) = 1 / (1 + \tan^2(\delta_E/2))$  für Zweiwalzenbrecher bzw.  $\tan(\delta_E/2) = \sqrt{(1 - \cos(\delta_E)) / (1 + \cos(\delta_E))}$  für Einwalzenbrecher der gleiche Zusammenhang wie in Gl. 10 und 11. Aus den Einzugsbedingungen in Gl. 9-11 lassen sich jetzt für das maximale Aufgabekorn  $d_{Amax}$  die erforderlichen Mindestwalzenradien  $R_{m,min}$  (bei Vorgabe von  $s_{r2}$ ) bzw. Mindestspaltweiten  $s_{r2,min}$  (bei Vorgabe von  $R_m$ ) ermitteln, wobei  $R_m \geq 35s_{r2}$  gelten sollte [58, S.427]. Für Zweiwalzenbrecher mit gleichgroßen Walzen und für Einwalzenbrecher folgt aus der Umformung von Gl. 10 und 11:

$$R_{m,min} = \begin{cases} \frac{1 - \sqrt{1 + \mu_G^2} / \epsilon_s}{2\sqrt{1 + \mu_G^2} - 2} \cdot d_{Amax} = k_{E,2W} \cdot d_{Amax} & \text{für symmetrische Zweiwalzenbrecher,} \\ \frac{1 - (1 + \mu_G^2) / \epsilon_s}{2\mu_G^2} \cdot d_{Amax} = k_{E,1W} \cdot d_{Amax} & \text{für Einwalzenbrecher,} \end{cases} \quad (13)$$

$$s_{r2,min} = \begin{cases} \frac{2R_m + d_{Amax}}{\sqrt{1 + \mu_G^2}} - 2R_m & \text{für symmetrische Zweiwalzenbrecher,} \\ \frac{d_{Amax} - 2R_m \cdot \mu_G^2}{1 + \mu_G^2} & \text{für Einwalzenbrecher.} \end{cases} \quad (14)$$

In Gl. 13 wurde der in der Literatur [10, S.98; 5, S.269-270] vielfach abgeschätzte Einzugsparameter für Ein- ( $k_{E,1W}$ ) und Zweiwalzenbrecher ( $k_{E,2W}$ ) eingeführt, der nach dem theoretischen Berechnungsmodell nur von  $\mu_G$  und dem Abbaugrad  $\epsilon_s = d_{Amax} / s_{r2}$  abhängt. Mit den Einzugsbedingungen lässt sich außerdem auch die bei gegebenen  $R_m$ - und  $s_{r2}$ -Werten maximal einziehbare Korngröße  $d_{Amax}$  abschätzen. Aus Gl. 10 und 11 erhält man:

$$d_{Amax} = \begin{cases} (s_{r2} + 2R_m) \cdot \sqrt{1 + \mu_G^2} - 2R_m & \text{für symmetrische Zweiwalzenbrecher,} \\ 2R_m \cdot \mu_G^2 + s_{r2} \cdot (1 + \mu_G^2) & \text{für Einwalzenbrecher.} \end{cases} \quad (15)$$

Für die bei Walzenbrechern relevanten Reibpaarungen werden in der Literatur oft nur Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$  angegeben, die bei trockenem Aufgabematerial und glatter Stahlwalzenoberfläche meist im Bereich von  $\mu_H = 0,3 \dots 0,35$  ( $\delta_{Emax} = 33^\circ \dots 39^\circ$ ) [10, S.97] liegen<sup>46</sup>. Da bei Walzenumfangsgeschwindigkeiten  $v_w$  von mehr als 1m/s jedoch mit Gleitreibung zu rechnen ist [5, S.268], empfiehlt STIEß [5, S.268], den Gleitreibungskoeffizien-

<sup>46</sup> Je nach Reibpaarung und Literaturquelle werden oft noch konkretere Angaben mit z.T. deutlich geringeren oder höheren Einzugs winkeln  $\delta_{Emax}$  im Gesamtbereich von  $12^\circ \dots 53^\circ$  gemacht, z.B.:  $12^\circ$  (Feldspat),  $18^\circ$  (Quarzit, Koks, Kies, Magnetit),  $22^\circ$  (Bauxit, Hämatit),  $30^\circ$  (Dolomit, Steinsalz),  $34^\circ$  (Schwerspat) [87],  $30^\circ$  [11],  $33^\circ$  [85],  $19^\circ$  (Marmor),  $27^\circ$  (Kalkstein) [5, S.268],  $22^\circ \dots 36^\circ$  [90],  $36^\circ$  (Mittelwert für die meisten Erze und Gesteine) [88],  $48^\circ$  (Ton, Lehm, Kaolin u.a. adhäsive Stoffe) [84; 88],  $33^\circ \dots 53^\circ$  (Gesteine) [89].

ten  $\mu_G$  aus  $\mu_H$  abzuschätzen und etwas niedriger anzusetzen. MOTTEK [85] gibt bspw. für  $\delta_{E_{max}}$  einen Wert von  $25^\circ$  und MÖLLING [86] einen Bereich von  $\delta_{E_{max}}=25^\circ \dots 27^\circ$  an. Bei bekannter Geschwindigkeit  $v_w$  kann  $\mu_G$  auch aus  $\mu_H$  berechnet werden [99, S.134; 135]:

$$\mu_G = \frac{1 + 0,0112 \cdot v_w [\text{m/s}]}{1 + 0,06 \cdot v_w [\text{m/s}]} \cdot \mu_H \quad (16)$$

Die Einzugsbedingungen lassen sich demnach durch Variation von  $v_w$  gezielt beeinflussen, wobei die größten Umfangsgeschwindigkeiten bzw. Durchsätze bei feinkörnigem Aufgabematerial möglich sind [99, S.133].

Das in Bild 19 vorgestellte Berechnungsmodell basiert auf der Annahme, dass es eine reibschlüssige Verbindung zwischen Korn und Walze gibt. Unter dieser Voraussetzung lässt sich für  $\epsilon_s=4$  und  $\mu_G=0,3$  aus Gl. 13 ein Wert von  $k_{E,1W} \approx 4,0$  für Ein- und  $k_{E,2W} \approx 8,4$  für Zweiwalzenbrecher ableiten, d.h. mit Einwalzenbrechern können ceteris paribus mehr als doppelt so große Körner eingezogen werden [5, S.269-270]. Allerdings weichen diese theoretischen Werte deutlich von den Praxiswerten bei Profilwalzenbrechern ab. Während geriffelte Zweiwalzenbrecher noch mit relativ ähnlichen Werten von  $k_{E,2W}=5 \dots 6$  [10, S.98] ausgeführt werden, gibt es bei Zahnwalzenbrechern ( $k_{E,2W}=2,5 \dots 5$  [10, S.98] bzw.  $k_{E,2W}=1 \dots 3$  [66, S.21]) schon deutlich günstigere Einzugsverhältnisse. Die größten Abweichungen ergeben sich bei den markant profilierten Center Sizern, die Werte bis  $k_{E,2W}=0,375$  [94, S.807] erzielen können<sup>47</sup>. Dass das Einzugsverhalten besser ist, als mit Gl. 13 vorhergesagt wird, liegt teilweise an unberücksichtigten Einzugshilfen (z.B. Walzenprofilierung<sup>48</sup> [1, S.310; 98], die eigene oder die Gewichtskraft anderer Körner bei überschütteter Materialzuführung, Einzugswalzen u.ä. bei Zwangszuführung [17, S.18-19]). Bei Fräswalzenbrechern und anderen markant profilierten Brechern verliert jedoch die Reibschlussverbindung bei Einzug und Zerkleinerung zunehmend an Bedeutung (Bild 20).

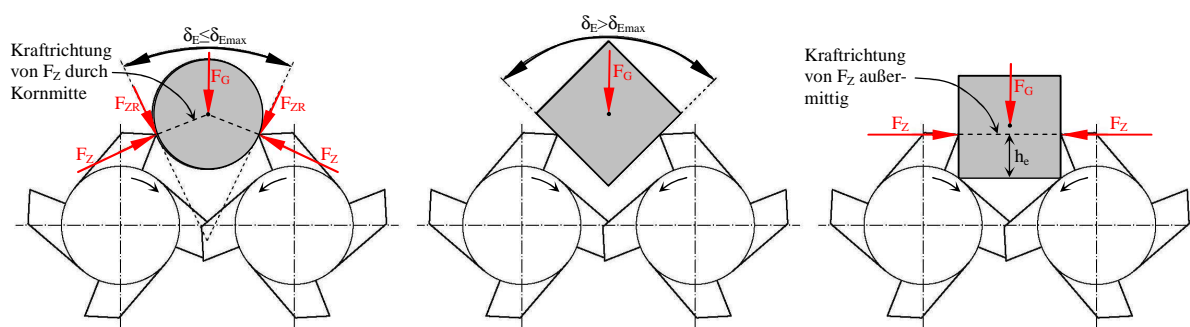


Bild 20: Reibschlussverbindung mit (links) und ohne Bruchauslösung (mittig) und Formschlussverbindung (rechts) bei Fräswalzenbrechern.

<sup>47</sup> Dazu ist jedoch eine günstige Aufgabekornform/-orientierung wie in Bild 20 rechts erforderlich, d.h. statistisch aufgebene Maximalkörner  $d_{A_{max}}$  benötigen entsprechend hohe Einzugszeiten. Um diese zu verringern, ist eine Materialzuführung senkrecht zu den Walzen sinnvoll, weil große Brocken dann bereits einzugsgünstig in Axialrichtung orientiert sind.  $d_{A_{max}}$  kann dann in etwa so groß wie die Gripweite  $g_w$  (s. Bild 2) sein.

<sup>48</sup> Die Profilierung stellt bereits eine Einzugshilfe dar [1, S.319]. SOMMER [98] empfiehlt außerdem bei konventionellen Profilwalzenbrechern den Einbau überhöhter Fangzähne als weitere Einzugshilfe.

Kreisförmige Maximalkörner werden zwar auch bei Fräswalzenbrechern reibschlüssig eingezogen (Bild 20 links). Allerdings sind die meisten Aufgabekörner eher rechteckförmig, so dass sich bruchauslösende/einziehende Reibschlussverbindungen wegen zu großer Einzugswinkel oft nicht ausbilden können (Bild 20 mittig). Deshalb erfolgt ihr Einzug nach Ablauf einer bestimmten Einzugszeit zur Umorientierung meist formschlüssig, d.h. ohne die Wirkung von Reibkräften, so dass es zu einem sukzessiven Abfräsen kommt und die Eindring- bzw. Frästiefe  $h_e$  wesentlich bedeutsamer ist (Bild 20 rechts).

### 3.2.1.2 Theoretisch begründete Ansätze für den Grenzdurchsatz

Das Aufgabematerial lässt sich entweder als Kontinuum oder Diskontinuum, das aus einer Vielzahl einzelner, diskreter Partikel besteht, modellieren. Diskontinuumsmechanische Durchsatzmodelle bieten sich an, wenn die Einzugs- und Durchtrittszeiten der einzelnen Korngrößen bekannt sind und der durch einzugsunwillige Körner blockierte Spaltflächenanteil Berücksichtigung finden soll. Bisher werden jedoch fast ausschließlich kontinuumsmechanische Durchsatzmodelle angewendet. Demnach ergibt sich der Volumen- ( $\dot{V}$ ) bzw. Massedurchsatz ( $\dot{m}$ ) an jeder Stelle  $\varphi^*$  des vom Aufgabematerial durchströmten Spaltbereichs  $\varphi^* = 0 \dots \delta_{E_{\max}}/2$  zu (s. Bild 21):

$$\dot{m} = \rho_{\text{roh}} \cdot \dot{V} = \rho_{\text{roh}} \cdot \varepsilon_F^*(\varphi^*) \cdot A_s^*(\varphi^*) \cdot v_G^*(\varphi^*) = \text{konst.} \quad (17)$$

Die Materialgeschwindigkeit  $v_G^*$  steigt zunächst bis zum Erreichen der Walzengeschwindigkeit an (Beschleunigungszone), da sich die Spaltfläche  $A_s^*$  verringert. Danach ändert sich vor allem der Füllungsgrad  $\varepsilon_F^* \leq 1$ . Er gibt an, welcher Anteil der maschinell angebotenen Spaltfläche  $A_s^*$  vom Aufgabematerial (Rohdichte  $\rho_{\text{roh}}$ ) tatsächlich genutzt bzw. durchströmt wird und erhöht sich zur engsten Spaltweite hin. Es ist üblich die Kontinuitätsgleichung 17 auf den engsten Spalt ( $\varphi^* = \delta_{E_{\max}}/2$ ) anzuwenden, da das Gut die Zerkleinerungszone meist mit der Walzenumfangsgeschwindigkeit verlässt und somit nur noch der Füllungsgrad und die Spaltfläche unbekannt sind. Mit  $v_G = v_G^*(\varphi^* = \delta_{E_{\max}}/2)$ ,  $\varepsilon_F = \varepsilon_F^*(\varphi^* = \delta_{E_{\max}}/2)$  und  $A_s = A_s^*(\varphi^* = \delta_{E_{\max}}/2)$  ergibt sich:

$$\dot{m} = \rho_{\text{roh}} \cdot \dot{V} = \rho_{\text{roh}} \cdot \varepsilon_F \cdot A_s \cdot v_G \quad (18)$$

Im Folgenden werden die einzelnen Berechnungsansätze zur Ermittlung von  $v_G$ ,  $\varepsilon_F$  und  $A_s$  für Zweiwalzenprofilwalzenbrecher näher vorgestellt, wobei diese sinngemäß auch auf Einwalzenprofilbrecher übertragen werden können.

#### a.) Ermittlung der Materialgeschwindigkeit

Die Austrittsgeschwindigkeit des Brechgutes  $v_G = v_G^*(\delta_{E_{\max}}/2)$  entspricht bei glatten und gering profilierten Walzen in etwa der Walzenumfangsgeschwindigkeit  $v_w$  am Grundkreis  $R_w$  [10, S.100] und bei markant profilierten Walzen näherungsweise der mittleren Um-

fangsgeschwindigkeit der Zerkleinerungswerkzeuge am Radius  $R_m=0,5 \cdot (R_s+R_w)$  [23; 98]. Werden die Walzen mit Friktion betrieben, so ist der Mittelwert der Umfangsgeschwindigkeiten beider Walzen anzusetzen [5, S.270; 93]. Mit den Drehzahlen  $n_{w1}$  und  $n_{w2}$  der beiden Walzen folgt damit für die Materialgeschwindigkeit  $v_G$  (s. Bild 2):

$$v_G = \begin{cases} R_w \cdot 2\pi \cdot \left( \frac{n_{w1} + n_{w2}}{2} \right) & \text{für glatte und gering profilierte Walzen,} \\ R_m \cdot 2\pi \cdot \left( \frac{n_{w1} + n_{w2}}{2} \right) & \text{für markant profilierte Walzen.} \end{cases} \quad (19)$$

Zur Ermittlung von  $n_w$  bzw.  $v_w$  gibt es eine Vielzahl theoretisch begründeter oder empirischer Ansätze, die meist von Glattwalzen ausgehen. Für hohe Durchsätze sollte  $n_w$  möglichst groß gewählt werden. Allerdings erhöhen sich dabei zunehmend Verschleiß und Leistungsbedarf [10, S.99]. Auch das Einzugsverhalten verschlechtert sich wegen geringerer Gleitreibungswerte und Eindringtiefen, so dass große Körner verstärkt auf den Walzen „tanzen“ und Durchtrittsfläche blockieren sowie den Feinanteil erhöhen [23; 86]. Aus theoretischer Sicht sollte  $v_w$  deshalb höchstens so groß sein, dass das im ungünstigsten Fall mit  $v_G^*=0$  aufgegebene Brechgut im Spaltbereich noch schlupffrei auf  $v_G=v_w$  beschleunigt werden kann. Da auf das Masselement  $dm$  vorrangig die Reibkraft  $dF_{ZR}$  beschleunigend wirkt, stellt sich das zur Berechnung der Gutbeschleunigung  $a_G^*(\varphi^*)$  an Stelle  $\varphi^*$  verwendete dynamische Gleichgewicht bei Vernachlässigung der Gewichtskraft in der folgenden Form dar (Bild 21):

$$a_G^*(\varphi^*) = \frac{dF_{ZR}}{dm} = \frac{\mu_H \cdot dF_{ZN}}{dm}. \quad (21)$$

Als Reibkraft wurde dabei die Haftreibungskraft  $\mu_H \cdot dF_{ZN}$  angesetzt, da sie den Grenzwert für eine gerade noch schlupffreie Beschleunigung darstellt. Für die Ermittlung von  $dF_{ZN}$  geht HÖFFL [10, S.99] von einem linearen Normaldruckprofil  $\sigma_{ZN}(\varphi^*)$  mit dem Maximum  $\sigma_{ZNmax}$  im engsten Spalt bei  $\varphi^* = \delta_{Emax}/2$  aus ( $\sigma_{ZN} = (2\varphi^*/\delta_{Emax}) \cdot \sigma_{ZNmax}$ ). Mit der Belastungsfläche  $\varepsilon_A \cdot dA$ , die sich aus der maschinell angebotenen Fläche  $dA = L_w \cdot R_m \cdot d\varphi^*$  und einem vom Feststoffvolumenanteil des Brechraums abhängigen Ausnutzungsgrad  $\varepsilon_A$  (bei Walzenbrechern ist  $\varepsilon_A \approx 0,1$ ) ergibt, folgt somit für  $dF_{ZN}$  (Bild 21):

$$dF_{ZN} = \frac{\varphi^*}{\delta_{Emax}/2} \sigma_{ZNmax} \cdot \varepsilon_A L_w R_m d\varphi^* = \frac{\varphi^*}{\delta_{Emax}/2} \sigma_B \cdot \varepsilon_A L_w R_m d\varphi^*. \quad (22)$$

Unter der Annahme, dass das Brechgut einem Kontinuum entspricht, das im engsten Spalt bricht, lässt sich  $\sigma_{ZNmax}$  als Bruchspannung  $\sigma_B$  interpretieren. HÖFFL [10, S.99] setzt  $\sigma_B$  nach Druckversuchen von BAUMAN und OLEVSKIJ [88] proportional zur Spaltzugfestigkeit  $\sigma_z$  mit  $\sigma_B \approx 1,2\sigma_z$  für spröde Stoffe an. Mit der Masse  $dm$ , die sich gemäß Bild 21 näh-



rungsweise aus dem Volumen  $dV=L_w \cdot s_{r2,\varphi^*} \cdot R_m \cdot d\varphi^*$  und der Schüttdichte<sup>49</sup>  $\rho_s$  ergibt ( $dm=\rho_s \cdot dV$ ), lässt sich aus Gl. 21 und 22 folgender Zusammenhang für  $a_G^*(\varphi^*)$  ableiten:

$$a_G^*(\varphi^*) = \frac{\mu_H \cdot \varepsilon_A \cdot \sigma_B \cdot R_m \cdot \varphi^*}{s_{r2,\varphi^*} \cdot \rho_s \cdot R_m \cdot \delta_{E\max}/2}. \quad (23)$$

Durch die Substitution des Winkels  $\varphi^*$  mit der zugehörigen Bogenlänge  $z^*=R_m\varphi^*$  ergibt sich  $a_G^*(z^*)$  aus Gl. 23. Die durch  $a_G^*(z^*)$  im Spaltbereich bewirkte Geschwindigkeitserhöhung kann schließlich mit  $a_G^*=dv_G^*/dt=(dv_G^*/dz^*) \cdot (dz^*/dt)=v_G^* \cdot (dv_G^*/dz^*)$  ermittelt werden:

$$\int_{v_G^*=0}^{v_G^*=v_w} v_G^* \cdot dv_G^* = \int_{z^*=0}^{z^*=R_m \cdot \delta_{E\max}/2} a_G^* \cdot dz^*. \quad (24)$$

Aus der Integration von Gl. 24 mit  $a_G^*$  nach Gl. 23 lässt sich die Obergrenze von  $v_w$  für eine gerade noch schlupffreie Beschleunigung des mit  $v_G^*=0$  eintretenden Materials angeben, wobei  $s_{r2,\varphi^*}$  an der Stelle  $\delta_{E\max}/2$  identisch mit der engsten Spaltweite  $s_{r2}$  ist (Bild 21):

$$v_w \leq \sqrt{\frac{\mu_H \cdot \varepsilon_A \cdot \sigma_B \cdot R_m \cdot \delta_{E\max}}{s_{r2} \cdot \rho_s}} \quad \text{mit: } \sigma_B \approx 1,2\sigma_z \text{ (bei spröden Stoffen)}. \quad (25)$$

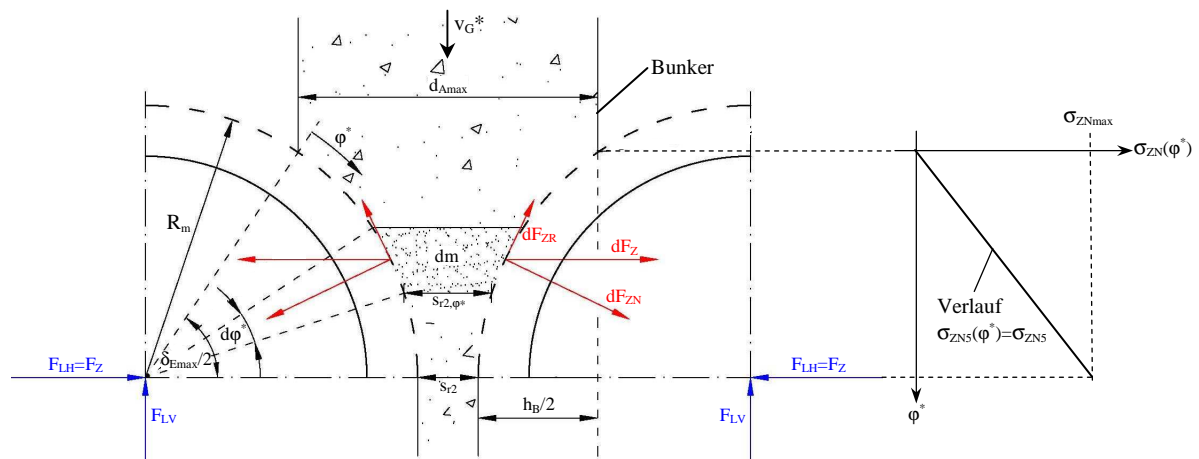


Bild 21: Berechnungsmodell zur Ermittlung der maximal zulässigen Walzenumfangsgeschwindigkeit  $v_w$ .

Alternativ zur differentiellen Ermittlung lässt sich die Geschwindigkeitsobergrenze auch aus einer integralen Betrachtung abschätzen [58, S.427-429]. Dazu wird die mittlere Beschleunigung  $a_{Gm}$  analog zu Gl. 21 aus der durchschnittlich im Spaltbereich wirksamen Zerkleinerungskraft  $F_{ZNm}$  und der sich im Prozessraum (Prozessraumvolumen  $V$ ) befindlichen Masse  $m=\rho_s \cdot V$  berechnet:

$$a_{Gm} = \frac{\mu_H \cdot F_{ZNm}}{\rho_s \cdot V}. \quad (26)$$

<sup>49</sup> Eigentlich müsste die Schüttdichte  $\varepsilon_F^*(\varphi^*) \cdot \rho_{roh}$  verwendet werden. Da der Füllungsgrad  $\varepsilon_F^*(\varphi^*)$  jedoch nur am engsten Spalt näherungsweise bekannt ist (s.u.), wird  $dm$  aus der Schüttdichte  $\rho_s$  abgeschätzt [66, S.7].

$F_{ZNm}$  ergibt sich diesmal nicht aus dem Druckprofil im Walzenspalt, sondern aus der erforderlichen Zerkleinerungsarbeit  $W_{Zm}$ . Ein ideal sprödes Kontinuum mit Bruchpunkt im engsten Spalt muss um den Hub  $h_B = d_{Amax} - s_{r2}$  verformt werden (s. Bild 2). Unter der vereinfachten Annahme, dass die dazu notwendige Formänderungsarbeit der bis zum Bruchpunkt zuzuführenden Zerkleinerungsarbeit entspricht, gilt für  $W_{Zm}$  mit dem Elastizitätsmodul  $E$  des Brechgutes:

$$W_{Zm} = \frac{F_{ZNm} \cdot (d_{Amax} - s_{r2})}{2} = \frac{V \cdot \sigma_B^2}{2E}. \quad (27)$$

Die Bruchspannung  $\sigma_B$  wird hier, im Gegensatz zu HÖFFL [10, S.99], nicht aus  $\sigma_Z$  abgeleitet, sondern mit der einaxialen Druckfestigkeit  $\sigma_d$  gleichgesetzt ( $\sigma_B = \sigma_d$ ) [58, S.428]. Mit Gl. 27 lässt sich die Beschleunigung  $a_{Gm}$  in Gl. 26 abschätzen. Sie wirkt während der Beschleunigungszeit  $t_{Be}$  auf das Brechgut ein. Da kein Schlupf zwischen Walze und Material auftreten sollte, entspricht  $t_{Be}$  der Zeit, die die Walze (Drehzahl  $n_w$ ) zum Überstreichen des Winkels  $\delta_{Emax}/2$  benötigt ( $t_{Be} = \delta_{Emax}/(4\pi \cdot n_w)$ ). Die Materialgeschwindigkeit  $v_G$  am engsten Spalt, die der Walzengeschwindigkeit  $v_w$  entspricht, folgt damit zu:

$$v_G = a_{Gm} \cdot \frac{\delta_{Emax}/2}{2\pi \cdot n_w} = v_w. \quad (28)$$

Aus Gl. 28 ergibt sich schließlich mit Gl. 26 und 27 sowie  $v_w = R_m \cdot 2\pi \cdot n_w$  folgende Beziehung für die maximal zulässige Walzenumfangsgeschwindigkeit:

$$v_w \leq \sqrt{\frac{\mu_H \cdot \sigma_B^2 \cdot R_m \cdot \delta_{Emax}/2}{\rho_s \cdot E \cdot (d_{Amax} - s_{r2})}} \quad \text{mit: } \sigma_B \approx \sigma_d \text{ (bei spröden Stoffen)}. \quad (29)$$

Neben den mit Gl. 25 oder 29 theoretisch hergeleiteten Grenzwerten für  $v_w$  gibt es noch weitere, empirische Ansätze von LEVENSON [66, S.8], FINKEY [66, S.9], MOTEK [122] und LOWRISON [134, S.166; 135] für die maximale (Gl. 30 [66, S.8]) oder optimale (Gl. 31 [66, S.9], Gl. 32 [122], Gl. 33 [134, S.166]) Walzendrehzahl bzw. -geschwindigkeit:

$$n_w [1/\text{min}] \leq 308 \cdot \sqrt{\frac{\mu_H}{\rho_s [\text{kg}/\text{cm}^3] \cdot r_{Amax} [\text{cm}] \cdot D_m [\text{cm}]}} , \quad (30)$$

$$v_w [m/s] = \sqrt{\frac{2R_m [m] \cdot g [m/s^2] \cdot \mu_H}{2 \cdot \sqrt{((2R_m [m] + d_{Amax} [m]) / (2R_m [m] + s_{r2} [m]))^2 - 1}}} , \quad (31)$$

$$v_w [m/s] = \frac{1,27 \cdot \sqrt{2R_m [m]}}{\sqrt[4]{((2R_m [m] + d_{Amax} [m]) / (2R_m [m] + s_{r2} [m]))^2 - 1}}} , \quad (32)$$

$$v_w [m/\text{min}] = k_{\delta_{Emax}} \cdot (3,6 \cdot R_m [cm] - 40 \cdot d_{A80} [cm] + 128) \quad \text{mit } k_{30^\circ} = 1 \text{ und } k_{17^\circ} = 5. \quad (33)$$

Eine Analyse praktischer Geschwindigkeitswerte zeigt jedoch, dass die mit Gl. 25, 29 und 30-33 errechneten Grenz-/Optimalwerte z.T. deutlich zu hoch sind. Generell gilt, dass  $v_w$  umso größer gewählt wird, je weicher und feinkörniger das Aufgabegut und je höher der zulässige Feinkornanteil im Produkt sind<sup>50</sup> [10, S.100]. Zweiwalzenbrecher werden meist mit  $v_w \leq 10 \text{ m/s}$  [1, S.311; 10, S.103; 70, S.320] und Einwalzenbrecher mit  $2\pi/3 \leq v_w \leq \pi$  [m/s] (bei Kohle oft nur 1m/s) [70, S.321; 120] betrieben, wobei größere Geschwindigkeiten durch erhöhte Schlagbelastung auch den Zerkleinerungsgrad steigern (s. Kapitel 3.1). Wegen der großen Unterschiede zwischen berechneten und realisierten Geschwindigkeiten, die sich auch bei anderen empirischen Ansätzen zeigen [123], entwickelte TESIOROWSKI [123] ein theoretisch begründetes Modell, dass auf dem dynamischen Kräftegleichgewicht eines von Glattwalzen eingezogenen Einzelkorns  $d_{A_{\max}}$  basiert. Mit der Fallhöhe  $h_G$ , dem Gleitreibungsbeiwert  $\mu_G$  und der Rohdichte  $\rho_{\text{roh}}$  ergibt sich als Obergrenze von  $v_w$ :

$$v_w \leq 4,43[\sqrt{\text{m/s}}] \cdot \sqrt{\frac{\sigma_B^2}{2E} \cdot \frac{\sin(\delta_{E_{\max}}/2) \cdot \cos(\delta_{E_{\max}}/2) \cdot (\mu_G - \tan(\delta_{E_{\max}}/2))}{\rho_{\text{roh}} \cdot g \cdot (1 - \cos(\delta_{E_{\max}}/2))} + h_G} \quad (34)$$

Der Stoffwert „ $0,5\sigma_B^2/E$ “ liegt im Bereich von 0,2...0,8MPa und  $\mu_G$  zwischen 0,1 und 0,3. Die Fallhöhe  $h_G$  sollte so gewählt werden, dass Aufgabe- und Walzengeschwindigkeit in etwa gleich sind ( $v_w \approx (2gh_G)^{0,5}$ ), da zu kleine oder große Werte zu erhöhtem Verschleiß (z.B. Schlupf, Aufschlagen) führen [10, S.100; 66, S.10].

### b.) Ermittlung des Füllungsgrades

Bisher ist der Verdichtungsprozess im Spaltbereich von Walzenbrechern/-mühlen lediglich für Gutbettwalzenmühlen vergleichsweise gut erforscht worden [73, S.19-23]. Die für Walzenbrecher bekannten und in Tabelle 1 zusammengefassten empirischen Ansätze bzw. Erfahrungswerte liefern dagegen nur Anhaltswerte für den im engsten Spalt zu erwartenden Füllungsgrad<sup>51</sup>  $\epsilon_F$ . Meist beziehen sie sich auf Glattwalzen, sind aber näherungsweise auch auf Profilwalzen anwendbar. Da sich der von den Autoren angegebene Füllungsgrad meist nicht, wie in Gl. 18 angenommen, auf die Rohdichte  $\rho_{\text{roh}}$ , sondern die Schüttdichte (Schüttgewicht)  $\rho_s = 0,5 \dots 0,6 \rho_{\text{roh}}$  bezieht [23; 86; 98], wird er ggf. noch um den Faktor  $\epsilon_{F0} = 0,5 \dots 0,6$  abgemindert ( $\epsilon_F = \epsilon_{F0} \cdot \epsilon_{F1}$ )<sup>52</sup>.

<sup>50</sup> Bei weichen Materialien und Sekundärrohstoffen wird z.T. mit Friktion ( $f = n_{w1}/n_{w2} = 0,85 \dots 0,9$ ) gearbeitet [1, S.312; 66, S.10; 121, S.88].

<sup>51</sup> Der Füllungsgrad  $\epsilon_F$  wird hier als Maß für den durchströmten Feststoffflächenanteil angesehen, so dass er sich auf die Rohdichte  $\rho_{\text{roh}}$  (Feststoffdichte unter Berücksichtigung der im Partikelinneren und an der Partikeloberfläche vorhandenen Poren) bezieht. Synonyme für den Füllungsgrad (oft auf Schüttgutvolumen bzw. Schüttdichte  $\rho_s$  bezogen [5, S. 203]) sind: Feststofffüllung, Füllungs faktor, Auflockerungsfaktor, Schüttungsfaktor, Brechfaktor, Durchsatz(korrektur)faktor und Durchsatzbeiwert. Vielfach wird statt des Füllungsgrades auch die Durchsatzkennzahl  $\pi_v = \dot{V} \cdot (D_w L_w v_w)^{-1} = \epsilon_F \cdot s_r \cdot D_w^{-1}$  angegeben [1, S.309; 4, S.270].

<sup>52</sup> Der  $\epsilon_{F0}$ -Wert lässt sich aus der Schüttgutporosität  $n_s$  einer ruhenden Schüttung (Lückenvolumen der Schüttung relativ zu Gesamtvolumen der Schüttung) und der Partikelporosität  $n_{\text{poros}}$  (Lückenvolumen der Poren im

Füllungsgrad $\epsilon_F$	Einflussgrößen von Füllungsgrad $\epsilon_{F1}$	Berechnung von Füllungsgrad $\epsilon_{F1}$	Quelle(n)
$\epsilon_F = \epsilon_{F1}$	Schlupf, unvollständige Befüllung	$\epsilon_{F1} = 0,25 \dots$ bezogen auf die Rohdichte, GW	[99, S.135]
	k.A.	$\epsilon_{F1} = 0,3 \dots$ bezogen auf die Rohdichte	[134, S.167]
	Walzendrehzahl	$\epsilon_{F1} \leq 0,1 \dots$ d.h. Einzelkornzerkleinerung findet statt, GW	[4, S.270]
	Walzendrehzahl	$\epsilon_{F1} = 0,7-0,9 \dots$ nur bei Gutbettwalzenmühlen möglich, Entlüftungsprobleme auftretend, GW	[4, S.270; 99, S.135]
$\epsilon_F = \epsilon_{F0} \cdot \epsilon_{F1}$ ( $\epsilon_{F0} \approx 0,5-0,6$ )	Aufgabeart, Aufgabekörnigkeitskennlinie	$\epsilon_{F1} = 0,2-0,4 \dots$ bezogen auf Wichte des Stoffes (d.h. Schüttdichte), GW	[37, S.57]
	Aufgabeart, vertikale Aufgabegeschwindigkeit	$\epsilon_{F1} = 0,1-0,3 \dots$ freie Aufgabe (free crushing), GW+PW $\epsilon_{F1} = 0,4-0,6 \dots$ überhäufte Aufgabe (choke crushing), GW+PW	[58, S.431; 70, S.316]
	raumzeitliche Gleichmäßigkeit der Gutaufgabe, Walzenprofilierung	$\epsilon_{F1} = \epsilon_{F11} \cdot \epsilon_{F12} = 0,2-0,4 \dots$ Walzenbeiwert $\epsilon_{F11}$ ist profilierungsabhängig, Füllungsgrad $\epsilon_{F12}$ ist von Aufgabegleichmäßigkeit etc. abhängig	[93]
	Aufgabekorngröße	$\epsilon_{F1} = 0,2-0,3 \dots$ Grobzerkleinerung, GW+PW $\epsilon_{F1} = 0,4-0,6 \dots$ Feinzerkleinerung, GW+PW	[10, S.100]
	Aufgabekorngröße	$\epsilon_{F1} = 0,25-0,75 \dots$ $\epsilon_{F1}$ bei Grob- geringer als bei Feinzerkleinerung, GW	[11, S.41]
	Einzugsverhalten (Einzugspotentialausnutzung $d_A/d_{Amax}$ )	$\epsilon_{F1} = 0,25 \dots d_A/d_{Amax} \leq 0,8$ , GW+PW $\epsilon_{F1} = 0,3 \dots d_A/d_{Amax} > 0,8$ , GW+PW	[86]
	Abbaugrad $d_{Amax}/s_r$	$\epsilon_{F1} = 0,15+0,6 \cdot s_r/d_{Amax} \dots$ GW	[58, S.431]
	Zerkleinerungsgrad $d_A/d_p$	$\epsilon_{F1} = 0,1 \dots 0,5 \dots$ $\epsilon_{F1}$ verringert sich proportional mit steigendem Zerkleinerungsgrad, gültig für Kohle, PW, s. Bild 22 links	[65]
	Zerkleinerungsgrad $d_A/d_p$	$\epsilon_{F1} = 0,25-0,45 \dots$ übliche Praxiswerte, GW	[124]
	Zerkleinerungsgrad $d_A/d_p$ , Stoffart	$\epsilon_{F1} = \epsilon_{F11} \cdot \epsilon_{F12} \dots$ Durchsatzkoeffizient $\epsilon_{F11}$ verringert sich proportional mit steigendem Zerkleinerungsgrad, Durchsatzwilligkeit $\epsilon_{F12}$ ist stoffartabhängig, GW, s. Bild 22 links	[85; 124]
	Zerkleinerungsgrad $d_A/d_p$ , Stoffart	$\epsilon_{F1} = 0,1-0,4 \dots$ $\epsilon_{F1}$ verringert sich progressiv mit steigendem Zerkleinerungsgrad, Versuchsergebnisse von Kohle mit Profilwalzenbrecher	[23]
	Walzendurchmesser $D_w$ , Stoffart (Festigkeit)	$\epsilon_{F1} = 0,2-0,9 \dots$ $\epsilon_{F1}$ erhöht sich progressiv mit steigendem Walzendurchmesser $D_w$ und verringert sich proportional mit steigender Festigkeit, gültig für Kohle, PW, s. Bild 22 mittig	[120]
	Walzendurchmesser $D_w$ , Stoffart (Festigkeit bzw. Zerfallsneigung Z)	$\epsilon_{F1} = 0,1+0,2 \cdot D_w[m]-0,11Z[-] \dots$ Zerfallsneigung Z steigt bei erhöhter Festigkeit, Versuchsergebnisse von Kohle mit Profilwalzenbrecher	[70, S.320; 125]
	Stoffart (Festigkeit)	$\epsilon_{F1} = 0,25-0,5 \dots$ je nach Stoffart, PW	[88, S.74]
	Stoffart (Festigkeit)	$\epsilon_{F1} = 0,2-0,3 \dots$ mittelhartes Material, GW+PW $\epsilon_{F1} = 0,5-0,6 \dots$ feuchtes und zähes Material, GW+PW	[84]
	Stoffart (Festigkeit)	$\epsilon_{F1} = 0,2-0,3 \dots$ harte Stoffe, GW $\epsilon_{F1} = 0,4-0,6 \dots$ weiche Stoffe, GW	[130, S.72]
	Spaltweite $s_r$	$\epsilon_{F1} = 0,1 \dots$ bei $s_r \geq 25$ mm, GW $\epsilon_{F1} = 0,15-0,2 \dots$ bei $6,5 < s_r < 25$ mm, GW $\epsilon_{F1} = 0,2-0,3 \dots$ bei $s_r \leq 6,5$ mm, GW	[58, S.431]
	Spaltweite $s_r$	$\epsilon_{F1} = f(s_r) \dots$ GW, s. Bild 22 rechts	[89]
	k.A.	$\epsilon_{F1} = 0,1-0,3 \dots$ PW+GW	[13, S.129]
	k.A.	$\epsilon_{F1} = 0,2-0,4 \dots$ PW+GW	[121, S.88]
	k.A.	$\epsilon_{F1} = 0,25-0,35 \dots$ PW	[98]
	k.A.	$\epsilon_{F1} = 0,3-0,35 \dots$ GW	[58, S.448]
k.A.	$\epsilon_{F1} = 0,27 \dots$ GW	[88]	
k.A.	$\epsilon_{F1} = 0,1-0,4 \dots$ GW	[90]	
k.A.	$\epsilon_{F1} = 0,25-0,75 \dots$ GW	[126]	

Tabelle 1: Empirische Ansätze für den Füllungsgrad  $\epsilon_F$  in Walzenbrechern (GW=Glatt-, PW=Profilwalze).

Wie aus der Zusammenstellung hervorgeht, weist der Füllungsgrad einen hohen Schwankungsbereich<sup>53</sup> auf, so dass konkrete Werte nicht angegeben werden können. Vielmehr hängen sie von den jeweiligen Einsatzbedingungen ab, wobei von den Autoren in Tabelle 1 insbesondere folgende Einflussgrößen genannt werden:

- Einzugsbedingungen,
- Spaltweite und Abbau-/Zerkleinerungsgrad,

Partikelinneren und an der Partikeloberfläche relativ zu Partikelvolumen) abschätzen. Wegen  $n_s = 1 - \rho_s / \rho_{rein}$  (Schüttdichte  $\rho_s$ , Reindichte  $\rho_{rein}$  des porenfreien Partikels) und  $n_{poros} = 1 - \rho_{roh} / \rho_{rein}$  (Rohdichte  $\rho_{roh}$  des porenbehafteten Partikels) gilt  $\rho_s = \epsilon_{F0} \cdot \rho_{roh}$  mit  $\epsilon_{F0} = (1 - n_s) / (1 - n_{poros})$ .

<sup>53</sup> Einige Autoren gaben nicht an, ob sich der Füllungsgrad auf Roh- oder Schüttdichte bezieht. Da in solchen Fällen stets von der Schüttdichte ausgegangen wurde, könnten die  $\epsilon_F$ -Werte in einigen Fällen zu gering sein.

- Stoffeigenschaften (Festigkeit, Zähigkeit, Neigung zu Anbacken/Anfrieren)
- Walzendurchmesser und -profilierung (z.B. Werkzeugform, Profilierungsgrad),
- Aufgabegeschwindigkeit, -art (frei, überschüttet), Homogenität der Materialzuführung,
- Aufgabekorngrößenverteilung (insbesondere der Anteil großer Körner).

Wegen der Vielzahl an Einflussgrößen schlägt RAMMLER [93] vor,  $\epsilon_{F1}$  in einen Walzenbeiwert  $\epsilon_{F11}$ , der die maschinellen Parameter der Walzenprofilierung berücksichtigt und einen Füllungsfaktor  $\epsilon_{F12}$  für die übrigen Einflussgrößen zu unterteilen ( $\epsilon_F = \epsilon_{F0} \cdot \epsilon_{F11} \cdot \epsilon_{F12}$ ). Allerdings gibt er keine konkreten Werte für  $\epsilon_{F11}$  oder  $\epsilon_{F12}$  an. Auch MÖLLING [124] empfiehlt eine Aufteilung von  $\epsilon_{F1}$  in  $\epsilon_{F11}$  und  $\epsilon_{F12}$ , wobei sich  $\epsilon_{F11}$  bei ihm aus der Durchsatzwilligkeit des Materials ( $\epsilon_{F11} = 0,6$  (Sillimanit)...1,0 (Dolomit)) ergibt und  $\epsilon_{F12}$  vom Zerkleinerungsgrad ( $\epsilon_{F12}$  steigt linear mit abnehmendem Zerkleinerungsgrad) abhängt. Für Granodiorit mit  $\epsilon_{F11} \approx 0,75$  ergibt sich in Glattwalzenbrechern bspw. der in Bild 22 oben links gezeigte lineare Zusammenhang. An anderer Stelle gibt MÖLLING [85] für Glattwalzen außerdem noch einen progressiven Verlauf mit deutlich geringeren  $\epsilon_{F1}$ -Werten an.

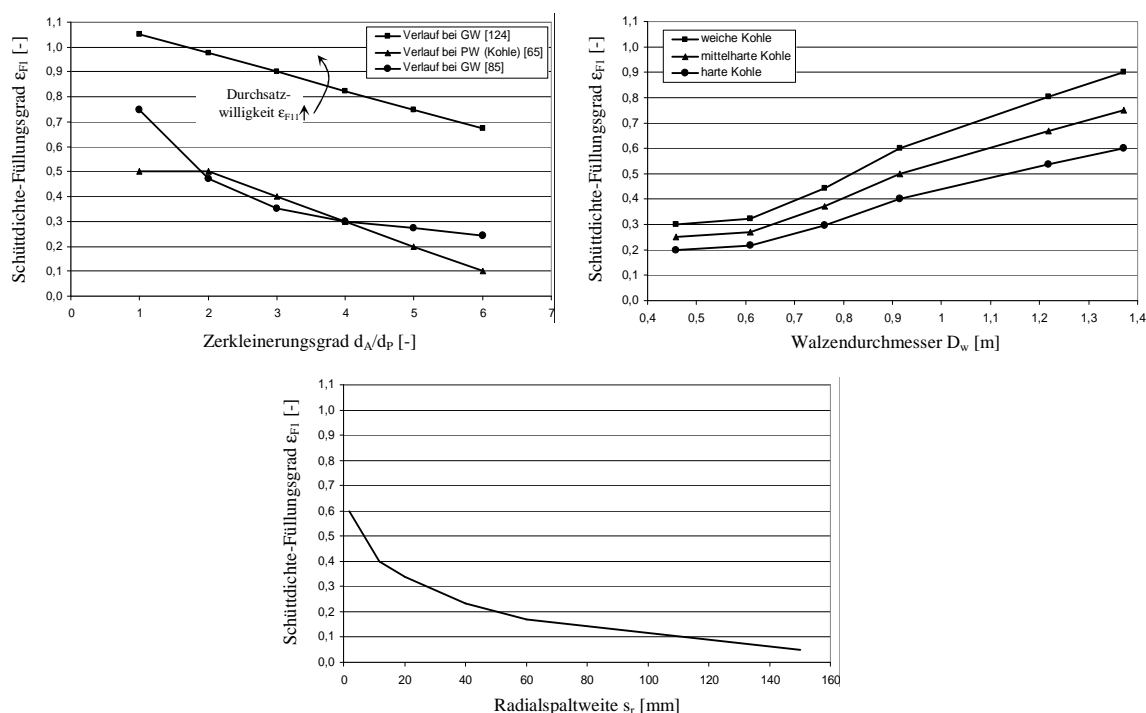


Bild 22: Füllungsgrad  $\epsilon_{F1}$  als Funktion von Zerkleinerungsgrad (oben links) [65; 85; 124], Walzendurchmesser (oben rechts) [120] und Spaltweite (unten) [89] zwischen Glatt- (GW) und Profilwalzen (PW).

Auch an Profilwalzenbrechern ist der Zusammenhang zwischen Füllungs- und Zerkleinerungsgrad<sup>54</sup> bereits untersucht worden. Für den Bereich der Kohleaufbereitung ergab sich dabei eine überwiegend lineare (Bild 22 oben links) [65] bzw. bei Lignit aus Nováky sogar

<sup>54</sup> Höhere Zerkleinerungsgrade gelten eher für markant profilierte Primärbrecher und kleinere Werte (2...4) für geringer profilierte Produktbrecher der sekundären/tertiären Zerkleinerungsstufe, die ein monodisperseres Produktkornband erzeugen müssen. Nach SCHUBERT [1, S.311] können jedoch auch gering profilierte Typen Zerkleinerungsgrade von 5...12 erreichen.

eine progressive Abhängigkeit mit  $\varepsilon_{F1}$ -Werten zwischen 0,1 und 0,4 [23]. Auch der Durchmesser einfluss ist bei Profilwalzenbrechern in der Kohleaufbereitung untersucht worden (Bild 22 oben rechts) [120]. Es zeigte sich eine deutliche Zunahme von  $\varepsilon_{F1}$  mit steigendem Walzendurchmesser  $D_w$  (möglicherweise durch verbesserte Einzugsbedingungen), der von der Kohlefestigkeit überlagert wird. Schließlich ist in Bild 22 unten noch die Abhängigkeit von der Spaltweite bei Glattwalzenbrechern dargestellt [89], wobei eine Spaltweitenreduzierung den Füllungsgrades  $\varepsilon_{F1}$  progressiv erhöht.

### c.) Ermittlung der Spaltfläche

Bei gering profilierten Walzenbrechern, wo der von den Werkzeugen blockierte Anteil der Durchtrittsfläche vernachlässigbar ist, kann die Spaltfläche  $A_s$  wie bei Glattwalzen aus der Spaltweite  $s_{r5}$  zwischen den Grundkreisen ( $s_{r5}=a_w-2R_w$ , s. Bild 2) und der Walzenlänge  $L_w$  berechnet werden [10, S.100]:

$$A_s = L_w \cdot s_{r5} \quad \text{mit: } s_{r5}=0,5 \cdot (s_{r5,\min}+s_{r5,\max}). \quad (35)$$

Dabei ist  $s_{r5}$  ggf. aus dem Mittelwert von  $s_{r5,\min}$  und  $s_{r5,\max}$  abzuschätzen (mittlere Betriebspaltweite), sofern es während der Zerkleinerung zu einer signifikanten Spalterweiterung zwischen  $s_{r5,\min}$  und  $s_{r5,\max}$  kommt (z.B. bei weicher mechanischer/hydraulischer Federung der Loswalze). Meist ist die Profilierung jedoch nicht vernachlässigbar. Einfache Ansätze errechnen  $A_s$  somit aus  $s_{r5}$  und einer reduzierten Walzenlänge  $L_w^* = (0,5...0,6) \cdot L_w$  oder aus der Spaltweite  $s_{r2}$  zwischen Werkzeugspitze und Walzenrund ( $s_{r2}=a_w-R_s-R_w$ , s. Bild 2) und der tatsächlichen Walzenlänge  $L_w$  [10, S.104; 70, S.320; 98]:

$$A_s = \begin{cases} L_w^* \cdot s_{r5} = (0,5...0,6) \cdot L_w \cdot s_{r5}, & (36) \\ L_w \cdot s_{r2}. & (37) \end{cases}$$

Allerdings bleibt die jeweilige Profilierungsgeometrie dabei unberücksichtigt. In Bild 23 ist deshalb ein detaillierterer Ansatz dargestellt, der exemplarisch für die in Bild 2 gezeigte Profilwalzengeometrie erläutert wird.

Da die Spaltfläche  $L_w \cdot s_{r5}$  durch  $T_a$  Werkzeugreihen verringert wird, ist zunächst die während einer Umdrehung durchschnittlich auftretende Werkzeughöhe und -länge zu ermitteln. Die Werkzeuglänge  $l_{we}$  ist konstant (s. Bild 2). Dagegen schwankt die Werkzeughöhe periodisch mit der Periodendauer  $\alpha_{Tu}/(2\pi n_w)$ . Der Verlauf der Werkzeughöhe wird dabei durch die Werkzeugeckpunkte (z.B.  $A_1, B_1, C_1, D_1$ ) bestimmt, wobei nur solche relevant sind, die bei bestimmten Drehwinkeln maximale z-Werte annehmen können (Bild 23 links). In jedem Fall gehören dazu die Werkzeugspitzenpunkte (z.B.  $B_1, B_2$ ). Da  $C_1$  oberhalb der Verbindungslinie  $B_1B_2$  liegt, kann er ebenfalls maximale z-Werte annehmen (analog:  $C_2, C_3, C_4$ ), während sich  $D_1$  unterhalb der Linie  $\overline{C_1B_2}$  befindet und damit irrelevant ist (analog:

$D_2, D_3, D_4$ ). Die  $z$ -Werteverläufe relevanter Konturreckpunkte ( $B_1, C_1, B_2, C_2$ ) stellen Kosinusfunktionen dar (Radien und Versatzwinkel s. Bild 23 links) und bestimmen die Maximalfunktion  $z_{\max}(\varphi)$  nach Gl. 38 (Bild 23 rechts):

$$z_{\max}(\varphi) = \max(z_{B_1}, z_{C_1}, z_{B_2}, z_{C_2}) \cdot \tag{38}$$

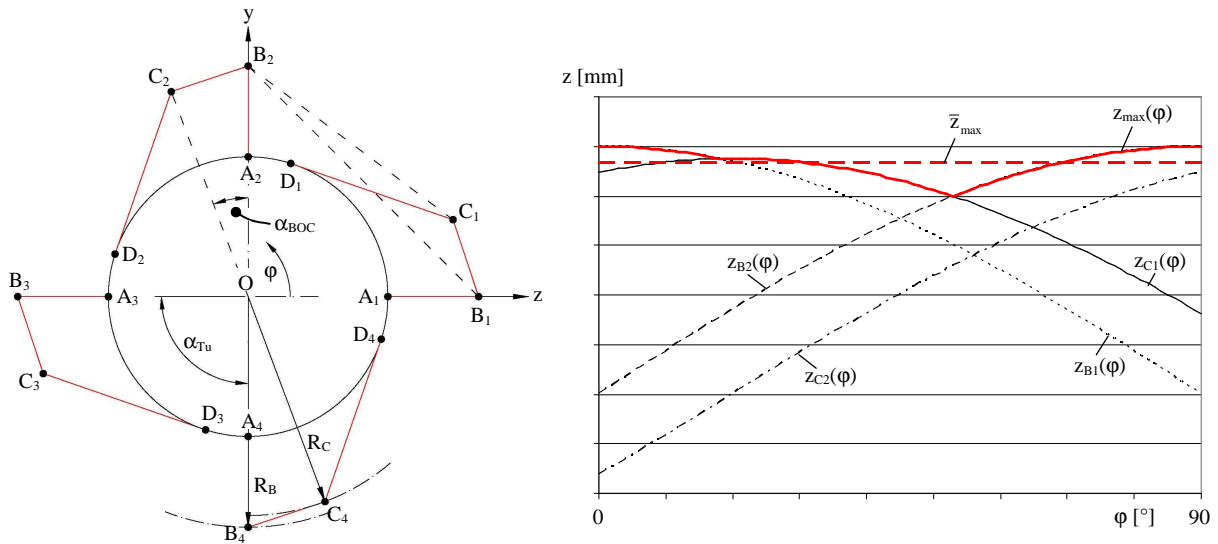


Bild 23: Modell zur Berechnung der lichten Durchtritts- bzw. Spaltfläche von Profilwalzenbrechern.

Der integrale Mittelwert  $\bar{z}_{\max}$  von  $z_{\max}(\varphi)$  liefert zunächst die mittlere Werkzeughöhe  $\bar{h}_{we}$ :

$$\bar{h}_{we} = \bar{z}_{\max} - R_w = \left( \int_{\varphi=0}^{\varphi=\alpha_{Tu}} z_{\max}(\varphi) \cdot d\varphi \right) - R_w \tag{39}$$

aus der schließlich die freie (lichte) Durchtrittsfläche berechnet werden kann:

$$A_s = L_w \cdot s_{r5} - T_a \cdot l_{we} \cdot \bar{h}_{we} \tag{40}$$

Bei markanter Profilierung ist es jedoch möglich, dass die Profilwalze analog zu einem Schaufelrad noch zusätzliches Material fördert. Dieser aktive Transport kann durch das Werkzeugtaschenvolumen  $V_T$  zwischen zwei Werkzeugen erfolgen (Bild 24).

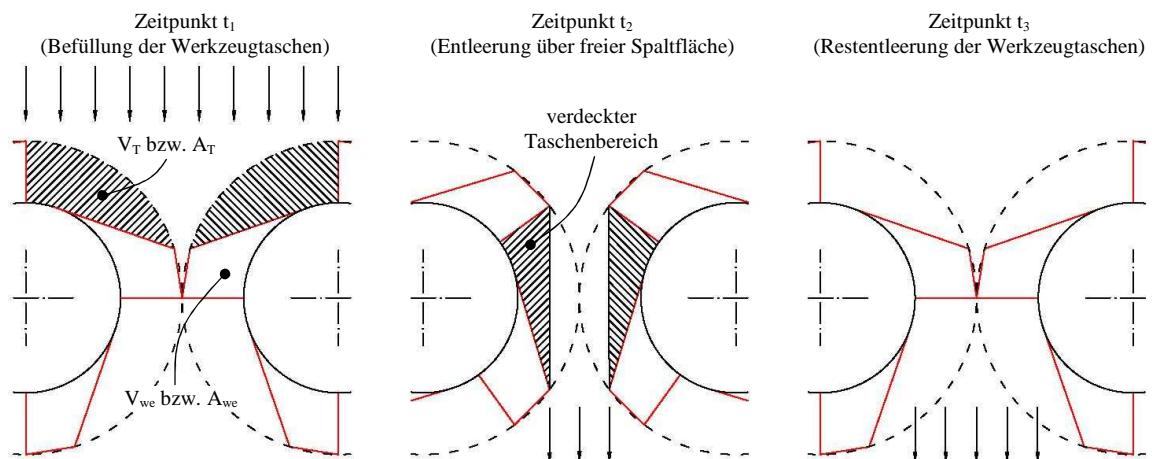


Bild 24: Modell zur Spaltflächenberechnung von Profilwalzenbrechern bei überlagerter Materialförderung.

Zum Zeitpunkt  $t_1$  füllt sich dieses mit Material, das später zunächst über der freien Durchtrittsfläche (Zeitpunkt  $t_2$ ) und schließlich auch im verdeckten Durchtrittsbereich (Zeitpunkt  $t_3$ ) ausfällt. Das Förderpotential, welches sich durch das im verdeckten Taschenbereich transportierte Material ergibt, wird jedoch bei der alleinigen Berücksichtigung der lichten Durchtrittsfläche nach Gl. 40 nicht berücksichtigt. Deshalb ist es sinnvoll, die Spaltfläche  $A_s$  bei Walzenbrechern mit markanten Werkzeugen („Förderorgane“) unter Berücksichtigung von  $V_T$  wie folgt abzuschätzen:

$$A_s = L_w \cdot s_{r5} - T_a \cdot \left( \frac{V_{we}}{V_{ges}} \right) \cdot l_{we} \cdot (R_s - R_w) \quad \text{mit: } V_{ges} = V_{we} + V_T \approx l_{we} \cdot \pi \cdot R_s^2 / T_u \quad (41)$$

Das Verhältnis aus dem Volumen  $V_{we}$  eines Werkzeugs zum Volumen  $V_{ges} = V_{we} + V_T$  (Bild 24) ist ein Gewichtungsfaktor, der bei  $V_{we} = V_T$  den Wert 0,5 annimmt und dann den arithmetischen Mittelwert von Grund- ( $R_w$ ) und Schneidkreisradius ( $R_s$ ) berechnet. Bei (näherungsweise) konstanter Werkzeugbreite  $l_w$  kann der Gewichtungsfaktor auch aus den Querschnittsflächen von Werkzeugtasche ( $A_T$ ) und Werkzeug ( $A_{we}$ ) gebildet werden ( $V_{we}/V_{ges} = A_{we}/A_{ges}$ ).

Aus den dargestellten Modellen zur Spaltflächenberechnung geht hervor, dass zwar die Werkzeuggeometrie, aber nicht die Werkzeuanordnung durchsatzbestimmend ist. In der Praxis kann die Werkzeugformation jedoch ebenfalls relevant sein. So ermöglicht eine spiralförmig versetzte Formation, teilweise noch von einer Schneckenspirale unterstützt, den axialen Abtransport einzugsunwilliger Brocken in die durchsatzunkritischeren Randbereiche des Brechers.

### 3.2.1.3 Empirische Ansätze für den Grenzdurchsatz

Empirische Messergebnisse zum Grenzdurchsatz sind bisher nur bei halbtechnischen Walzenbrecheranlagen bekannt. Der in großtechnischen Anlagen gemessene Nenndurchsatz liegt dagegen oft deutlich unterhalb des Grenzdurchsatzes und wird eher durch die vor- und nachgeschalteten Anlagendurchsätze bestimmt [128]. Eine umfassende Analyse zu den Einflussgrößen des Grenzdurchsatzes wurde erstmals von NAUNDORF [91; 97; 24, S.247-286], der Weichbraunkohle<sup>55</sup> in halbtechnischen Stachelwalzen- und Flügelbrechern<sup>56</sup> zerkleinerte, durchgeführt. Dabei variierte er die Spaltweite  $s_{r2}$  (bei Stachelwalzenbrechern) bzw.  $s_{r5}$  (bei Flügelbrechern), die Umfangsgeschwindigkeit  $v_w$  am mittleren (Stachelwalzenbrecher) bzw. Spitzenkreisradius (Flügelbrecher) und die Geschwindigkeitsdifferenz

<sup>55</sup> Die Versuchsbraunkohle stammt aus den Tagebauen Spreetal, Burghammer und Welzow-Süd und hat einen durchschnittlichen Wassergehalt von 57,9% [91, S.58].

<sup>56</sup> Maschinenparameter der Versuchswalzenbrecher sind [91, S.24-25]:  $L_w=265\text{mm}$ ,  $D_w=210\text{mm}$ ,  $h_{we}=50\text{mm}$ ,  $T_u=13$ ,  $\alpha_v=\alpha_{Tu}/3$ ,  $a_w=265\text{...}350\text{mm}$  (Stachelwalzenbrecher);  $L_w=435\text{mm}$ ,  $D_w=130\text{mm}$ ,  $h_{we}=95\text{mm}$ ,  $T_u=2$ ,  $\alpha_v=\alpha_{Tu}/2$ ,  $a_w=235\text{...}300\text{mm}$  (Flügelbrecher).



$\Delta v_w$  zwischen den Walzen. Außerdem wurde die mittlere Aufgabekorngröße  $d_{Am}$  bei den Versuchen mit erfasst, wenngleich sie wegen hohen Versuchsaufwandes nicht gezielt verändert werden konnte. Die Testergebnisse in Bild 25 zeigen erwartungsgemäß, dass  $\dot{m}$  bei beiden Brechertypen mit zunehmender Geschwindigkeit  $v_w$  und größer werdender Spaltweite  $s_r$  ansteigt, während er mit wachsenden  $\Delta v_w$ -Werten geringfügig abnimmt.

Aus den Messergebnissen konnte NAUNDORF das in Tabelle 2 gezeigte Regressionsmodell mit der Zielgröße  $\dot{m}$  und den Einflussgrößen  $s_r$ ,  $v_w$ ,  $\Delta v_w$  und  $d_{Am}$  ermitteln [91, S.109-118].

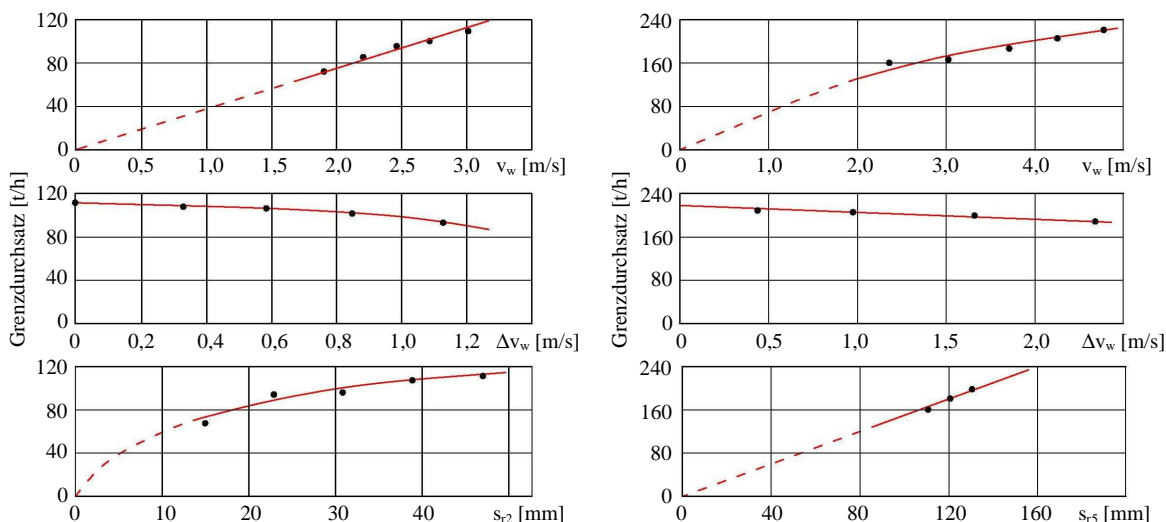


Bild 25: Grenzdurchsatzverläufe bei Stachelwalzenbrechern (links) und Flügelbrechern (rechts) [97].

An den hohen Bestimmtheitsmaßen  $R^2$  zeigt sich, dass die Varianz der Zielgrößen durch die aufgenommenen Einflussgrößen überwiegend erklärbar ist. Die angegebenen Regressionsparameter erlauben jedoch wegen unterschiedlicher Wertebereiche der Einflussgrößen noch keine Rückschlüsse auf die jeweiligen Effekte. Deshalb wurden in Tabelle 2 noch die Gesamteffekte<sup>57</sup> der Einflussgrößen im Untersuchungsbereich dargestellt.

Einflussgrößen	Stachelwalzenbrecher				Flügelbrecher			
	Regressionsparameter von $\dot{m}$ [t/h]	Untersuchungsbereich		Gesamteffekt von $\dot{m}$ [t/h]	Regressionsparameter von $\dot{m}$ [t/h]	Untersuchungsbereich		Gesamteffekt von $\dot{m}$ [t/h]
		Untergrenze	Obergrenze			Untergrenze	Obergrenze	
$s_{r2/5}$ [mm]	0,91	15	47	29,12	1,89	110	130	37,80
$v_w$ [m/s]	26,82	1,92	3,02	29,51	-260,49	2,36	4,79	57,40
$\Delta v_w$ [m/s]		0	1,09	-16,58	-13,61	0	2,41	-32,80
$d_{Am}$ [mm]	-1,42	22,6	34,57	-17,00		19,75	24,18	0
$v_w^2$ [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]					78,05			
$\Delta v_w^2$ [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]	-12,95							
$v_w^3$ [m <sup>3</sup> /s <sup>3</sup> ]					-6,88			
Konstante	37,90				221,1			
$R^2$ [-]	0,964				0,910			

Tabelle 2: Regressionsmodell für den Grenzdurchsatz [91, S.109-118].

<sup>57</sup> Er ergibt sich aus der Veränderung der Zielgröße im Regressionsmodell, wenn der jeweilige Einflussfaktor vom unteren zum oberen Niveau erhöht wird und die übrigen Einflussgrößen auf dem unteren Niveau konstant bleiben.

Mit den in Tabelle 2 dargestellten Regressionsparametern folgt für den Grenzdurchsatz:

$$\dot{m} = 0,91s_{r2} + 26,82v_w - 1,42d_{Am} - 12,95\Delta v_w^2 + 37,9 \quad \text{Stachelwalzenbrecher,} \quad (42)$$

$$\dot{m} = 1,89s_{r5} - 260,49v_w - 13,61\Delta v_w + 78,05v_w^2 - 6,88v_w^3 + 221,1 \quad \text{Flügelbrecher.} \quad (43)$$

Es zeigt sich, dass der Grenzdurchsatz bei Stachelwalzenbrechern in erster Linie von  $v_u$  und  $s_{r2}$  und bei Flügelbrechern von  $v_u$  beeinflusst wird, während die übrigen Einflüsse unbedeutend sind. NAUNDORF [91, S.117] weist jedoch darauf hin, dass der eigentlich hohe  $d_{Am}$ -Einfluss wahrscheinlich wegen des zu geringen  $d_{Am}$ -Variationsbereichs unterbewertet wurde bzw. sich bei Flügelbrechern als insignifikant (mit 5% Irrtumswahrscheinlichkeit) herausstellte. Außerdem ist zu beachten, dass eine Übertragung der Messergebnisse bzw. Nutzung der Regressionsformeln für Walzenbrecher in Produktionsanlagen nicht zulässig ist, sofern deren Betriebsparameter außerhalb des Untersuchungsbereiches liegen. In solchen Fällen schlägt HÖFFL [10, S.29] alternativ zur theoretisch begründeten Durchsatzermittlung nach Gl. 18 vor, den Grenzdurchsatz  $\dot{m}$  aus folgender Beziehung abzuschätzen:

$$\dot{m} = a_D \cdot A_M^{b_D} \quad \text{mit: } A_M = L_w \cdot D_w. \quad (44)$$

Für die mögliche Beschickungsfläche  $A_M$  kann bei gering bzw. markant profilierten Walzen auch  $L_w \cdot D_m$  bzw.  $L_w \cdot D_s$  angesetzt werden. Die Parameter  $a_D = \dot{m} (A_M = 1 \text{ m}^2)$  und  $b_D$  (Geradenanstieg im logarithmischen Netz) ergeben sich durch Auftragen der  $\dot{m} - A_M$ -Wertepaare bestehender, geometrisch ähnlicher Brecher in ein doppeltlogarithmisches Netz.

### 3.2.2 Ermittlung der Produktkorngrößenverteilung

Bei den meisten markant profilierten Walzenbrechern (z.B. Sizer, Flügelbrecher) der primären und sekundären Brechstufe geht es vor allem darum, aufgegebenes Grob- und Mittelgut zu zerkleinern und das Fein- und Feinstgut dabei unzerkleinert durchtreten zu lassen (Kornbandverkürzung) [94; 91, S.119 u. S.126]. Da das Produkt in nachgeschalteten Aufbereitungsstufen ohnehin noch weiter verarbeitet wird, beschränken sich die Anforderungen an die Produktgranulometrie meist auf die Vorgabe einer maximal zulässigen Produktkorngröße  $d_{Pmax}$ , die gerade noch mit Stetigförderern abtransportiert bzw. von nachgeschalteten Brechern eingelesen werden kann (z.B.  $d_{Pmax} \leq 350 \text{ mm}$  bei Primärsizern). Zur Effizienzsteigerung von Aufbereitungsanlagen ist es jedoch sinnvoll, auch die Masseanteile der übrigen Kornfraktionen zu prognostizieren. Dazu stehen verschiedene empirische Ansätze (Black-Box-Modelle) zur Verfügung, die entweder auf der Bilanzierung fraktioneller Masseanteile (Bilanzmodelle) oder auf verteilungs- und regressionsanalytisch ausgewerteten Testergebnissen (Verteilungsfunktionen und Regressionsmodelle) basieren.

#### a.) Bilanzmodelle

Für Profilwalzenbrecher kommt meist das von WHITEN [95; 100, S.135-145 u. 148] entwickelte Bilanzmodell zur Anwendung, das in Bild 26 allgemein dargestellt ist und in Kapitel

4.3.2 noch näher beschrieben wird. Zur Ermittlung der Produktkorngrößen ist es demnach erforderlich, jeder aufgegebenen Korngröße bzw. Fraktion  $d_{A,i}$  eine Wahrscheinlichkeit zuzuordnen, mit der sie ausgetragen bzw. gebrochen wird (Klassierfunktion) und durch eine Bruchfunktion die im Falle einer Zerkleinerung entstehenden Bruchstückgrößen zu beschreiben.

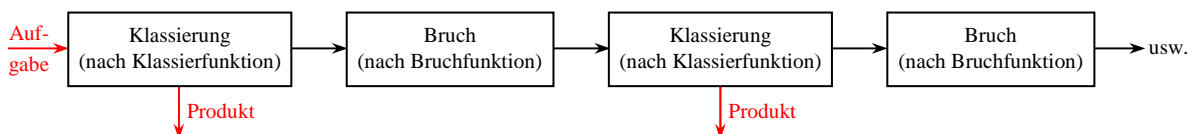


Bild 26: Zusammenwirkung von Austrags- und Bruchvorgänge in Profilwalzenbrechern [100, S.138].

In Anlehnung an NAPIER-MUNN ET AL. [100, S.144] dürfte die Klassierfunktion bei Profilwalzenbrechern von der minimalen und maximalen Spaltweite abhängen. Körner unterhalb der minimalen bzw. oberhalb der maximalen Spaltweite werden in jedem Fall ausgetragen (Bruchwahrscheinlichkeit 0) bzw. gebrochen (Bruchwahrscheinlichkeit 1), während die Bruchwahrscheinlichkeit der dazwischen liegenden Körner 0...1 beträgt.

Die Bruchfunktion eines Mutterkorns  $d_{A,i}$  ist dagegen experimentell aus der Korngrößenverteilung seiner Bruchstücke zu ermitteln. Üblicherweise wird dabei auf Testergebnisse von Fallversuchen<sup>58</sup> (Drop Weight Tests) zurückgegriffen [100, S.72-78], obwohl eine Schlagbelastung in Walzenbrechern eigentlich kaum vorkommt. Allerdings sind solche Tests für verschiedene Mutterkorngrößen relativ schnell und kostengünstig durchführbar. Die zur Modellierung von Sizern für die Eisenerzaufbereitung (Yandicoogina Mine in Australien) verwendeten Fallversuchsergebnisse sind exemplarisch in Bild 27 links dargestellt [94]. Der Durchgangswert  $t_n^*$  repräsentiert dabei den prozentualen Masseanteil aller Bruchstücke des Mutterkorns  $d_{A,i}$ , die kleiner als  $d_{A,i}/n^*$  sind. Für jeden  $t_{10}$ -Wert (vertikale Linie) lässt sich somit aus den Werten  $t_1=100\%$  (per Definition),  $t_2$ ,  $t_4$ ,  $t_{10}$ ,  $t_{25}$ ,  $t_{50}$  und  $t_{75}$  eine Bruchfunktion (Durchgangssummenverteilung der Bruchstücke) interpolieren [100, S.78-80].

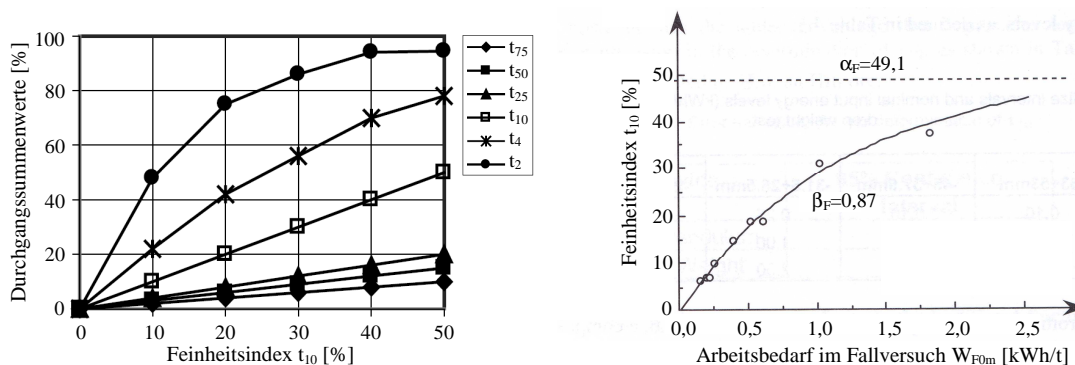


Bild 27: Falltestergebnisse zu Bruchfunktionen (links) [94] und eingeleiteten Brucharbeiten (rechts) [100, S.82].

<sup>58</sup> Dabei fällt ein Gewicht (meist 20...50kg) aus verschiedenen Höhen (meist 0,05...1m) auf ein Korn, das auf einem Stahlamboss liegt [100, S.76-77]. Danach werden die Bruchstücke aufgefangen und analysiert.

Die Festlegung von  $t_{10}$  bzw. die Auswahl der richtigen Bruchfunktion ist von der eingeleiteten Energie des Walzenbrechers abhängig. Im Fallversuch werden deshalb verschiedene Energieniveaus (Fallhöhen, -gewichte) analysiert. Die Brucharbeit (Arbeitsbedarf im Falltest) entspricht dabei näherungsweise der zugeführten Energie, wenn die Rücksprunghöhe vernachlässigbar ist. Mit der Fallhöhe  $h_G = h_2 - h_1$  (Starthöhe  $h_2$ , Endhöhe  $h_1$ ), der Masse des Fallgewichts  $m_F$  und der Erdbeschleunigung  $g$  ergibt sich somit für die auf  $m_A$  (mittlere Masse der getesteten Mutterkörner von Fraktion  $d_{A,i}$ ) bezogene Brucharbeit [100, S.77]:

$$W_{F0m} = \frac{m_F \cdot g \cdot h_G}{m_A} \quad (45)$$

Bei erhöhter Energiezufuhr vergrößert sich die Feinheit der Bruchstücke, so dass der Feinheitsindex  $t_{10}$  gemäß der in Gl. 44 und Bild 27 rechts dargestellten Exponentialfunktion ansteigt. Die stoffabhängigen Parameter  $\alpha_F$  (Grenzwert von  $t_{10}$ ) und  $\beta_F$  (Anstiegsparameter) sind experimentell zu bestimmen, wobei für Erze meist  $\alpha_F \approx 50$  gilt [100, S.83; 9, S.43].

$$t_{10} = \alpha_F \cdot (1 - e^{-\beta_F \cdot W_{F0m}}) \quad (46)$$

Ausgehend vom Arbeitsbedarf der Walzenbrecher und von den Testergebnissen in Bild 27 lässt sich schließlich ableiten, dass zur Ermittlung der Produktkorngrößenverteilung generell auf die Bruchfunktionen von  $t_{10}=5\dots 10\%$  (Primärbrecher),  $t_{10}=10\dots 15\%$  (Sekundärbrecher) und  $t_{10}=15\dots 25\%$  (Tertiärbrecher) zurückgegriffen werden kann [100, S.144]. Speziell für konventionelle, in der Kohle eingesetzte Profilwalzenbrecher geben NAPIER-MUNN ET AL. außerdem Werte von  $t_{10}=20\dots 35\%$  an, während diese bei Sizern deutlich geringer anzusetzen sind [100, S.144].

Damit ist es möglich, jeder Aufgabekorngröße eine Austrags- bzw. Bruchwahrscheinlichkeit (Klassierfunktion) und eine Bruchfunktion zuzuordnen, so dass die Produktkorngrößenverteilung mit dem in Bild 26 allgemein dargestellten Bilanzschema abschätzbar ist. Neben den hier verwendeten Fallversuchsergebnissen sind prinzipiell auch andere Testergebnisse für Walzenbrecherbilanzmodelle nutzbar. Dazu kann bspw. auf die von UNLAND [9] zusammengefassten Druck- und Schlag-/Prallversuchsergebnisse zu Bruchfunktionen und Bruchwahrscheinlichkeiten zurückgegriffen werden, wobei insbesondere die Einbeziehung von Drucktestergebnissen zu höheren Prognosegüten führen könnte.

### **b.) Verteilungsfunktionen und Regressionsmodelle**

LOWRISON [134, S.165-166] gibt an, dass die Produktkorngrößenverteilung von Walzenbrechern meist einer GGS-Verteilung mit Exponenten  $k=0,89\dots 2,9$  folgt und die Feinheit bei überschütteter Aufgabe i.d.R. größer als bei freier Aufgabe ist. Dagegen ergaben Versuche an großtechnisch zur Kohlezerkleinerung eingesetzten Stachelwalzenbrechern, dass das Austragskornband nur mit einer Mischverteilung beschreibbar ist und vor allem von

den Aufgabekorngrößen abhängt [128]. Umfangreiche Messergebnisse zu den Verteilungseigenschaften und Einflussgrößen der Produktkörnung sind bisher jedoch nur von NAUNDORF [24, S.247-286; 91; 97], der Weichbraunkohle in halbtechnischen Flügel- und Stachelwalzenbrechern zerkleinerte<sup>59</sup>, bekannt. Er führte Versuche mit fraktioniertem Aufgabematerial durch und variierte dabei die Spaltweite  $s_{r2}$  (bei Stachelwalzenbrechern) bzw.  $s_{r5}$  (bei Flügelbrechern), den Aufgabemassestrom  $\dot{m}$ , die Umfangsgeschwindigkeit  $v_w$  am mittleren (Stachelwalzenbrecher) bzw. Spitzenkreisradius (Flügelbrecher), die Geschwindigkeitsdifferenz  $\Delta v_w$  zwischen den Walzen sowie die mittlere Aufgabekorngröße  $d_{Am}$ . Nach einer Verteilungsanalyse (Anlage 1) ergab sich, dass die Produktkorngrößen meist einer Mischverteilungen folgen, die bei Flügelbrechern aus zwei (Fein-, Grobgut) und bei Stachelwalzenbrechern aus drei Teilkollektiven (Fein-, Mittel-, Grobgut) besteht [91, S.176-192]. Die Einzelkollektive von Stachelwalzenbrechern können für Fein- und Grobgut durch zweiparametrische RRSB-Verteilungen und für Mittelgut durch eine zweiparametrische Normalverteilung beschrieben werden. Auch bei Flügelbrechern ist das Feingut nach einer zweiparametrischen RRSB-Funktion verteilt, während das Grobgut einer GGS-Verteilung folgt. Mit den jeweiligen Masseanteilen des Fein- ( $a_{Sf}$ ,  $a_{Ff}$ ), Mittel- ( $a_{Sm}$ ) und Grobgutkollektivs ( $a_{Sg}$ ,  $a_{Fg}$ ) am Gesamtkollektiv ergeben sich somit folgende Beziehungen für die Dichte- ( $q_{3*P}$ ) und Durchgangssummenfunktion ( $Q_{3*P}$ ) der Produktkörnung von Stachel- (Index S) bzw. Flügelwalzenbrechern (Index F) [91, S.187 u. S.191]:

$$q_{3*P} = \begin{cases} a_{Sf} q_{RRSB}(d_P, d_{63,Sf}, n_{Sf}) + a_{Sm} q_{NV}(d_P, d_{50,Sm}, \sigma_{Sm}) + a_{Sg} q_{RRSB}(d_P, d_{63,Sg}, n_{Sg}), \\ a_{Ff} q_{RRSB}(d_P, d_{63,Ff}, n_{Ff}) + a_{Fg} q_{GGS}(d_P, d_{80,Fg}, k_{Fg}), \end{cases} \quad (47)$$

$$Q_{3*P} = \begin{cases} a_{Sf} Q_{RRSB}(d_P, d_{63,Sf}, n_{Sf}) + a_{Sm} Q_{NV}(d_P, d_{50,Sm}, \sigma_{Sm}) + a_{Sg} Q_{RRSB}(d_P, d_{63,Sg}, n_{Sg}), \\ a_{Ff} Q_{RRSB}(d_P, d_{63,Ff}, n_{Ff}) + a_{Fg} Q_{GGS}(d_P, d_{80,Fg}, k_{Fg}). \end{cases} \quad (48)$$

Die Masseanteile addieren sich dabei jeweils zu Eins, d.h.  $a_{Sf}+a_{Sm}+a_{Sg}=1$  und  $a_{Ff}+a_{Fg}=1$ . In Bild A1-2 (Anlage 1) sind außerdem die Verteilungsfunktionen (RRSB, NV, GGS) der Teilkollektive von  $q_{3*P}$  und  $Q_{3*P}$  dargestellt. Für die Verteilungsparameter und die Masseanteile der Teilkollektive hat NAUNDORF die in Tabelle 3 gezeigten Wertebereiche erforscht.

Stachelwalzenbrecher			Flügelbrecher	
RRSB (Feingut)	NV (Mittelgut)	RRSB (Grogut)	RRSB (Feingut)	GGs (Grogut)
$a_{Sf}=0,018...0,305$	$a_{Sm}=0,053...0,441$	$a_{Sg}=0,331...0,906$	$a_{Ff}=0,052...0,197$	$a_{Fg}=0,803...0,948$
$d_{63,Sf}=1,6...6,8\text{mm}$	$d_{50,Sm}=14,0...23,8\text{mm}$	$d_{63,Sg}=35,0...57,0\text{mm}$	$d_{63,Ff}=2,5...8,2\text{mm}$	$d_{80,Fg}=80,1...97,5\text{mm}$
$n_{Sf}=0,54...0,91$	$\sigma_{Sm}=4,6...7,5\text{mm}$	$n_{Sg}=2,18...3,64$	$n_{Ff}=0,63...0,87$	$k_{Fg}=1,57...1,69$

Tabelle 3: Verteilungsparameter der Produktkörnung von Stachelwalzen- und Flügelbrechern [91, S.176-192].

Die Schwankungsbereiche sind durch die Variation der Einflussgrößen erklärbar. NAUNDORF [91, S.134-135 u. S.150-152] nimmt an, dass das Feingut in Flügel- und Sta-

<sup>59</sup> Zu den Parametern von Versuchsmaterial und Laborwalzenbrechern s. Fußnoten 55 und 56.

chelwalzenbrechern durch Reibung/Abrieb der Partikel untereinander bzw. mit den Walzen sowie durch Zertrümmerungsvorgänge an Kontaktstellen mit örtlich konzentrierter Kraft-einleitung entsteht. Mittelgut bildet sich dagegen nur bei Stachelwalzenbrechern durch Scherung und Schlag im Bereich der engsten Spaltweite, während diese Belastungen in Flügelbrechern schon oberhalb der Walzen wirksam sind und somit Grobgut erzeugen. Außerdem bildet sich Grobgut auch durch die bei vorgegebener Verformung im Spaltbereich entstehende Druckbelastung und Spaltung zwischen den Werkzeugen, wobei diese Prozesse vor allem bei den gering profilierten Stachelwalzenbrechern bedeutsam sind.

Die Untersuchungsergebnisse von NAUNDORF zeigten, dass der Abbaugrad  $\epsilon_s = d_{Amax}/s_r$  vor allem bei Stachelwalzenbrechern, aber auch bei Flügelbrechern die Haupteinflussgröße der Produktkörnung ist. Bei gleicher Aufgabekörnung wird das Kornband durch kleinere Spaltweiten verkürzt bzw. monodisperser und der Feinkornanteil (bei Stachelwalzenbrechern auch der Mittelkornanteil) zu Lasten des Grobgutanteils erhöht, da eine größere Anzahl direkter Walze-Korn-Kontakte (höhere Kontaktkräfte) und eine zunehmende Stauwirkung des Materials (höhere Aufenthaltszeit) die Zerkleinerungswirkung (Schlag, Zertrümmerung etc.) erhöht. Demgegenüber führt eine Verringerung der Aufgabekorngrößen bzw. eine Vergrößerung der Spaltweite dazu, dass das Material weniger zerkleinert wird und die Produktkörnung zunehmend von der Aufgabekörnung bestimmt wird. [91, S.144-149 u. S.156-159]. Daraus leitet er die allgemein gültige Erkenntnis ab, dass die Kornzusammensetzung des Aufgabegutes die des Produktes umso stärker bestimmt, je kleiner der Abbaugrad ist. Auch eine Zunahme der Umfangsgeschwindigkeit wirkt sich auf die Produktkorngrößenverteilung aus, weil Relativbewegungen und Zertrümmerungen vermehrt auftreten und die Bedeutung der Druckbelastung zu Gunsten der Schlag-, Scherbelastung abnimmt (erhöhte Fein-, Mittelguterzeugung). Im untersuchten Geschwindigkeitsbereich konnte jedoch weder bei Flügel- ( $v_w = 2,36 \dots 5,39 \text{ m/s}$ ) noch bei Stachelwalzenbrechern ( $v_w = 1,92 \dots 7,07 \text{ m/s}$ ) eine signifikante Erhöhung des Fein- bzw. Verringerung des Grobgutanteils festgestellt werden [91, S.138-141 u. S.152-154]. Zudem ließ sich auch bei Erhöhung von  $\Delta v_w$  keine Feingutzunahme infolge verstärkter Reibung/Scherung nachweisen. Lediglich in Stachelwalzenbrechern hat sich das maximale Produktkorn etwas verringert, weil strengliges Gut bei erhöhter Friktion mehr zerkleinert wird [91, S.144-147 u. 154-156]. Aus den Messwerten leitete NAUNDORF das in Tabelle 4 gezeigte Regressionsmodell für die Zielgröße  $d_{pm}$  (mittlere Produktkorngröße<sup>60</sup>) und die Einflussgrößen  $d_{Am}$ ,  $v_w$ ,  $\Delta v_w$  und

---

<sup>60</sup> Die mittlere Korngröße ist nach NAUNDORF [97] zur Beurteilung des Zerkleinerungserfolges von Grobzerkleinerungsmaschinen besser geeignet, als oberflächenbezogene Kenngrößen. Er begründet dies damit, dass der mit Abstand größte Anteil an der Gesamtoberfläche eines Körnerkollektivs auf die kleinsten Korngrößen entfällt, während der Hauptteil der Zerkleinerungsarbeit im Bereich deutlich größerer Körner geleistet wird. „Selbst geringfügige Streuungen, z.B. der Korngrößenfraktion 0,5/0mm, die von den untersuchten Einfluss-

$s_{r2/5}$  bzw.  $s_{r5}$  ab [91, S.168 u. S.175]. Die hohen  $R^2$ -Werte der analog zu Gl. 42-43 ableitbaren Regressionsformeln zeigen, dass der Hauptanteil der Zielgrößenvarianz durch die aufgenommenen Einflussgrößen erklärbar ist.

Einflussgrößen	Stachelwalzenbrecher				Flügelbrecher			
	Regressionsparameter von $d_{pm}$ [mm]	Untersuchungsbereich		Gesamteffekt von $d_{pm}$ [mm]	Regressionsparameter von $d_{pm}$ [mm]	Untersuchungsbereich		Gesamteffekt von $d_{pm}$ [mm]
		Untergrenze	Obergrenze			Untergrenze	Obergrenze	
$s_{r2/5}$ [mm]	0,485	15	47	15,53	0,27	110	150	10,80
$v_w$ [m/s]	-1,279	1,92	7,07	-6,59	-4,37	2,36	5,39	-13,24
$\Delta v_w$ [m/s]	-2,208	0	1,09	-2,41				
$d_{Am}$ [mm]	0,316	35	112,5	14,03	2,1305	90	137,5	5,46
$d_{Am}^2$ [mm <sup>2</sup> ]	-0,00235				-0,008859			
Konstante	11,03				-72,83			
$R^2$ [-]	0,853				0,830			

Tabelle 4: Regressionsmodell für den Zerkleinerungserfolg (mittlere Produkt Korngröße  $d_{pm}$ ).

Da aus den Regressionsparametern, die nach dem t-Test alle signifikant von Null verschieden sind (Irrtumswahrscheinlichkeit 5%), wegen der unterschiedlichen Wertebereiche der Einflussgrößen noch nicht unmittelbar auf deren Effekte geschlossen werden kann, ist in Tabelle 4 auch der Gesamteffekt<sup>61</sup> jeder Einflussgröße im Untersuchungsbereich dargestellt. Die Regressionsergebnisse bestätigen überwiegend die obigen Ausführungen. Spaltweite und Aufgabekörnung sind auch hier die Haupteinflussgrößen, wobei ihre Effekte bei den gering profilierten Stachelwalzenbrechern erwartungsgemäß höher als bei den markant profilierten Flügelbrechern sind. Überraschend ist vor allem bei Flügelbrechern der relativ große Effekt von  $v_w$ , der bei der Analyse der Verteilungsparameter nicht identifiziert wurde. Dagegen zeigt sich auch bei der Regressionsanalyse, dass der  $\Delta v_u$ -Einfluss auf  $d_{pm}$  nicht bzw. nur schwach signifikant ist.

Neben den hier dargestellten Testergebnissen mit fraktioniertem Aufgabegut führte NAUNDORF [24, S.247-286; 91; 97] auch noch Versuche mit unfraktionierter Aufgabe durch. Auch dabei zeigte sich, dass Spaltweite und Aufgabekorngröße die Haupteinflussgrößen sind und die Zerkleinerungswirkung (Zerkleinerungsgrad  $\epsilon_d$ ) vergleichsweise gering ist.

### 3.2.3 Ermittlung des Leistungsbedarfs

Der Energiefluss zwischen Motor (Antriebsmaschine) und Profilwalzenbrecher (Arbeitsmaschine) ist durch Übertragungsverluste gekennzeichnet, die innerhalb des Motors (z.B. Erwärmung der Motorwicklungen) bzw. Walzenbrechers (z.B. Lagerverluste) oder in den dazwischen liegenden Übertragungselementen (z.B. Getriebe, Kupplung) auftreten. Deshalb wird der Leistungsbedarf nicht nur von der letztlich benötigten Zerkleinerungsleistung  $P_Z$ , sondern auch vom gewählten Bezugspunkt des mechanischen Systems (z.B. Motor клемmen/-eingang, Motorwelle/-ausgang, Brecherwelle/-eingang) bestimmt (Bild 28).

größen völlig unabhängig sind, bewirken wesentlich größere Veränderungen der Gesamtoberfläche, als dies durch teilweise erhebliche Zerkleinerungsarbeit im übrigen Korngrößenbereich möglich ist.“

<sup>61</sup> Zur Berechnung des Gesamteffektes s. Fußnote 57.

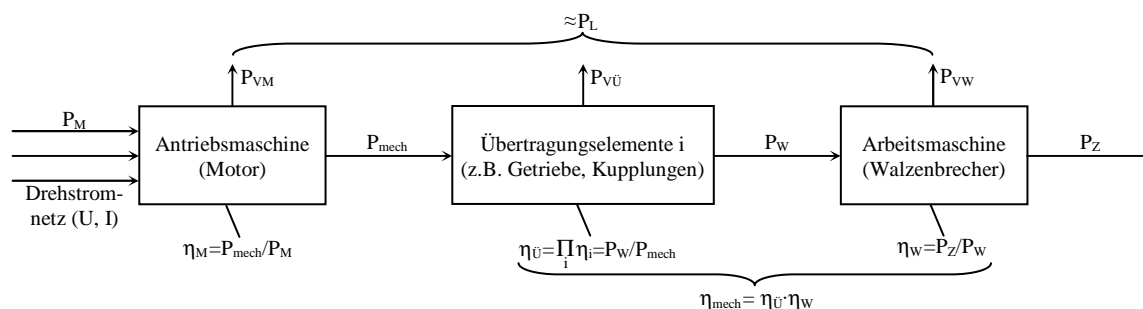


Bild 28: Energiefluss mit Übertragungsverlusten zwischen Antriebsmotor und Walzenbrecher.

Bei der anliegenden Netzspannung  $U$  nimmt ein mit Drehstrom betriebener Motor je nach Stromstärke  $I$  eine nutzbare elektrische Leistung (Wirk-, Motorklemm-, Motoreingangsleistung) von  $P_M = \sqrt{3} UI \cdot \cos\varphi$  auf (Leistungsfaktor  $\cos\varphi \leq 1$ ) und erzeugt daraus die nutzbare mechanische Leistung (Motorwellen-, Motorausgangsleistung)  $P_{\text{mech}} = \eta_M \cdot P_M$  (Motorwirkungsgrad  $\eta_M \leq 1$ ) und die Motorverlustleistung  $P_{VM}$  (z.B. Wärme). Durch die jeweils im Antriebssystem genutzten Übertragungselemente  $i$  treten bis zur Welle am Brechereingang weitere Verluste  $P_{V\ddot{U}}$  auf, so dass dort nur noch die Brecherwellen- bzw. Brechereingangsleistung  $P_W = \eta_{\ddot{U}} \cdot P_{\text{mech}}$  (Wirkungsgrad  $\eta_{\ddot{U}}$  der Übertragungselemente) ankommt. Der Wirkungsgrad  $\eta_W$  berücksichtigt schließlich noch die zwischen einzelnen Maschinenelementen im Walzenbrecher auftretenden Übertragungsverluste (z.B. Lagerreibung). Falls außer der Lagerreibung keine weiteren Verluste auftreten, lässt sich  $P_{VW}$  mit der Walzendrehzahl  $n_w$ , dem Lagerzapfenradius  $R_L$  und dem Gleitreibungskoeffizienten  $\mu_L$  im Lager auch direkt aus der mittleren ( $F_Z = F_{Zm}$ ) oder maximalen Zerkleinerungskraft ( $F_Z = F_{Z\text{max}} = F_B$ ) abschätzen<sup>62</sup> zu [10, S.100]:

$$P_{VW} = \mu_L \cdot F_Z \cdot R_L \cdot 2\pi n_w. \quad (49)$$

Übertragungsverluste, die bei der Krafteinleitung in das Aufgabematerial entstehen (z.B. Reibung auf den Walzen oder im Aufgabematerial) werden dagegen nicht der Brecherverlustleistung  $P_{VW}$  zugerechnet, sondern als Bestandteile der Zerkleinerungsleistung  $P_Z$  angesehen. Die so definierte Zerkleinerungsleistung lässt sich damit an bestehenden Brecheranlagen näherungsweise aus der Messung von  $U$  und  $I$  im unbelasteten Zustand (Leerlaufleistung<sup>63</sup>  $P_L$ ) und bei Zuführung von Material (Motorleistung  $P_M$ ) bestimmen. Wird die Leerlaufleistung dabei so bestimmt, dass sonstige Einflussgrößen der Leistung (insbesondere die Drehzahl  $n_w$ ) denen des Betriebes mit Gutaufgabe entsprechen [93], dann ist  $P_L \approx P_{VM} + P_{V\ddot{U}} + P_{VW}$  und der Zusatzleistungsbedarf ( $P_M - P_L$ ) kann als Zerkleinerungsleistung  $P_Z$  aufgefasst werden. Mit Bild 28 ergibt sich schließlich folgende Leistungsaufschlüsselung:

<sup>62</sup> Anstelle von  $F_Z$  setzen BAUMAN ET AL. [130, S.74] die Kraft  $(F_Z^2 + F_{G,W}^2)^{0.5}$  an, um neben  $F_Z$  auch die Wirkung der Gewichtskraft  $F_{G,W}$  der Walzenmasse zu berücksichtigen.

<sup>63</sup> Messungen an Stachelwalzenbrechern unterschiedlicher Baugröße zeigten, dass  $P_L$  in etwa linear mit der Baugröße (Kennzahl  $D_w \cdot L_w$ ) anwächst [128].



$$P_M = \eta_M P_{mech} = \eta_M \eta_{\dot{U}} P_W = \eta_M \eta_{\dot{U}} \eta_W P_Z = \eta_M \eta_{mech} P_Z = P_L + P_Z. \tag{50}$$

Zur Abschätzung von  $P_M$  gibt es in der Literatur sowohl empirische als auch theoretisch begründete Ansätze (Bild 29). Empirische Ansätze basieren überwiegend auf Mess- bzw. Erfahrungswerten zum Leistungsbedarf  $P_M$  und  $P_Z$  oder zum Arbeitsbedarf  $W_{0m^*}$  (bezogen auf Motorwelle),  $W_{0m}$  (bezogen auf Brecherwelle) und  $W_{Z0m,i}$  (bezogen auf Zerkleinerung von Korn  $i$ ), aus denen Regressionsmodelle, Faustformeln oder Bilanzmodelle zur Leistungsberechnung abgeleitet wurden. Einzelkorntestergebnisse werden meist über Bilanzmodelle auf Massestromzerkleinerung übertragen. Als Einflussgrößen finden jedoch nur wenige Maschinenparameter (z.B.  $R_w$ ,  $L_w$ ,  $n_w$ ) Berücksichtigung. Im Gegensatz dazu basieren theoretisch begründete Ansätze auf Zerkleinerungsmodellen, in die je nach Modellgüte noch empirische Belastungs-/Anpassungsparameter mit einfließen. Zur Ermittlung der erforderlichen Zerkleinerungskräfte und -arbeiten wird meist eine vollständige Befüllung des Prozessraums mit Körnern, die im ungünstigsten Fall alle gleichzeitig ( $P_Z=P_{Zmax}$ ) bzw. im üblichen Betriebsfall nacheinander ihren Bruchpunkt erreichen ( $P_Z=P_{Zm}$ ), angenommen.

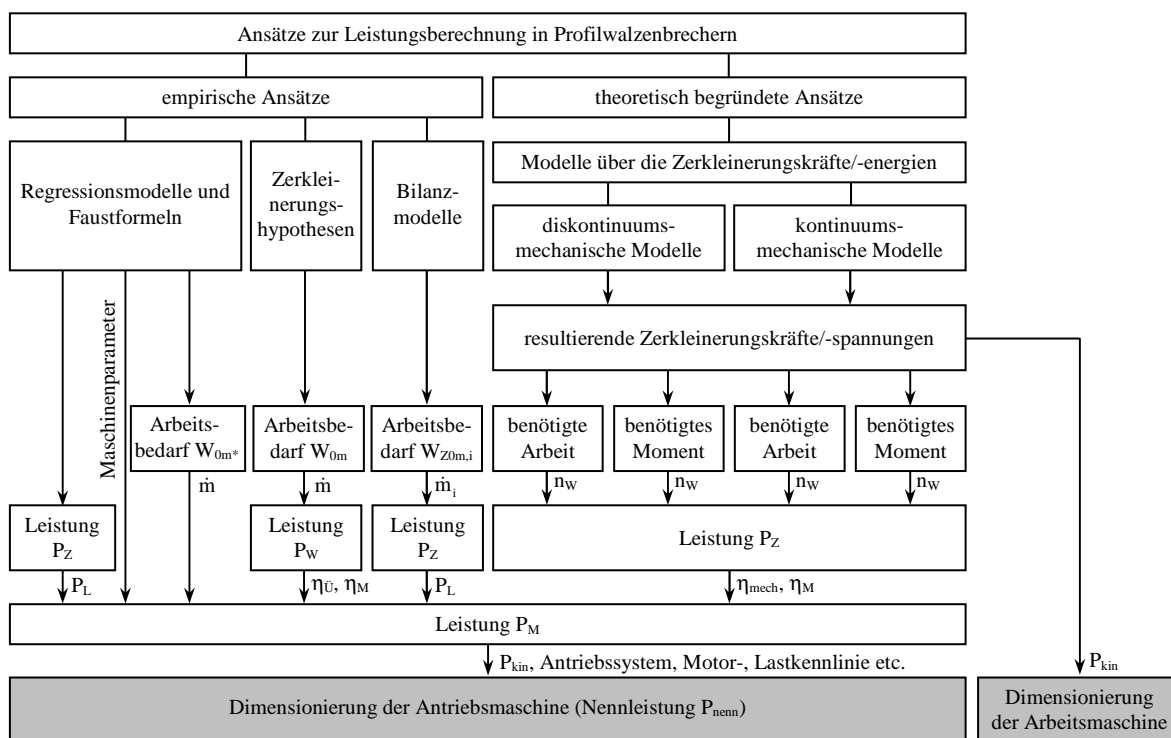


Bild 29: Empirische und theoretisch begründete Ansätze zur Leistungsberechnung.

Nach Abschätzung der Übertragungsverluste (z.B. mit Leerlaufleistung  $P_L$ , Wirkungsgraden  $\eta_{\dot{U}}$ ,  $\eta_{mech}$ ,  $\eta_M$  laut Herstellerangabe oder Forschungsergebnissen<sup>64</sup>) lässt sich aus  $P_{Zm}$  die mittlere Motorleistung  $P_M=P_{Mm}$  und aus  $P_{Zmax}$  die maximale Motorleistung  $P_M=P_{Mmax}$

<sup>64</sup> Bei Profilwalzenbrechern zeigte sich, dass  $\eta_{mech}$  vom mittleren Radius  $R_m$  abhängt. Zwischen 200 und 450mm steigt  $\eta_{mech}$  zunächst linear von 0,35 auf 0,7 an, bevor er zwischen 450 und 800mm wieder linear von 0,7 auf 0,5 abfällt [58, S.451]. Es ist jedoch anzunehmen, dass diese empirischen Ergebnisse nur im Einzelfall Gültigkeit besitzen.

ermitteln. Mit  $P_{Mm}$  und  $P_{Mmax}$  kann schließlich die Nennleistung<sup>65</sup>  $P_{nenn}$  und damit die Motorgröße festgelegt werden, wobei zur Vermeidung überdimensionierter<sup>66</sup> Motoren auch die Eigenschaften der Übertragungselemente (Getriebe, Kupplung) und Schwungmassen (dynamische Motorauslegung) zu berücksichtigen sind. So beträgt die bei der Abbremsung von Walzen und sonstigen Schwungmassen (z.B. Schwung-, Kupplungsscheiben) verfügbare kinetische Leistung [10, S.104; 98]:

$$P_{kin} = \frac{J_{ges} \cdot (2\pi n_w)^2}{2 \cdot t_{brems}} \quad (51)$$

$P_{kin}$  wird von der Betriebsdrehzahl  $n_w$ , dem auf die Walzenachse bezogenen, polaren Massenträgheitsmoment  $J_{ges}$  aller Schwungmassen eines Antriebsstranges und der im Überlastfall auftretenden Abbremszeit  $t_{brems}=0,05\dots 0,1s$  bestimmt. Bei Blockade der Walzen wirkt damit auf eine Walze im ungünstigsten Fall die Gesamtleistung  $P_{Mmax}/2+P_{kin}$  ein<sup>67</sup>, die auch für die Dimensionierung der Arbeitsmaschine (Brecherwelle, Profilierung, Loswalzenfederung<sup>68</sup> etc.) zugrunde zu legen ist [10, S.104]. Die verschiedenen Ansätze zur Abschätzung von  $P_M$  werden in den folgenden Kapiteln 3.2.2.1 und 3.2.2.2 noch näher dargestellt.

### 3.2.3.1 Theoretisch begründete Ansätze für den Leistungsbedarf

Theoretisch begründete Ansätze ermöglichen eine Abschätzung für die Zerkleinerungsleistung  $P_Z$ , aus der sich die Motorleistung  $P_M$  mit Gl. 50 ergibt.  $P_Z$  lässt sich prognostizieren, indem die zur Zerkleinerung erforderlichen Belastungen analysiert werden. Wird ein Korn (Quader mit Länge  $l_1$ , Breite  $l_2$ , Höhe  $l_3$ ) zwischen zwei Walzen belastet, so wirkt eine resultierende Zerkleinerungskraft  $F_Z$  im Abstand  $r_{res}$  zur Walzendrehachse, die bei ideal spröden Stoffen mit zunehmender Deformation (Hub  $h$ ) linear ansteigt (Bild 30).

<sup>65</sup> Die Nennleistung (installierte Leistung) entspricht dem Wert von  $P_{mech}$  im Nennpunkt (Nennzahl, Nennmoment), in dem ein Strom fließt, der dauerhaft (ohne Überhitzung) bereitgestellt werden kann. Der übliche Betriebspunkt des Walzenbrechers sollte deshalb nahe bzw. ca. 20% unterhalb des Nennpunktes (zur Kompensation von Spannungsabsenkungen im Netz) liegen [81, S.361].

<sup>66</sup> Überdimensionierte Motoren verursachen höhere Kosten, da sie teurer sind, im Teillastbereich oft geringere Wirkungsgrade aufweisen und größere Brecherbauteile zur Momentübertragung erfordern. Je nach Last-, Motorkennlinie (z.B. Anfahr-, Kippmoment) und den verwendeten Übertragungselementen (Kupplung, Getriebe) ist eine Überdimensionierung teilweise trotzdem nötig, um Lastspitzen beim Anfahren und bei der Zerkleinerung zu kompensieren.

<sup>67</sup> SOMMER [98] nimmt an, dass die maximale Motorleistung  $P_{Mmax}$  (auf beide Walzen bezogen) vieler Motortypen in etwa doppelt so groß wie die Nennleistung  $P_{nenn}$  ist ( $P_{Mmax}=2P_{nenn}$ ). Für eine Walze gilt somit:  $P_{Mmax}/2+P_{kin}=P_{nenn}+P_{kin}$ .

<sup>68</sup> Für die Loswalzenfederung schlägt SOMMER [98] vor, die aus der Gesamtleistung  $P_{Mmax}/2+P_{kin}$  ermittelte Maximalkraft  $F_{max}$  zugrunde zu legen und für die Federkraft  $F_F=(2/3)F_{max}$  anzusetzen. Damit ist gewährleistet, dass die Feder nie vollständig, sondern höchstens bis zu 2/3 ihres Federweges zusammengedrückt wird.

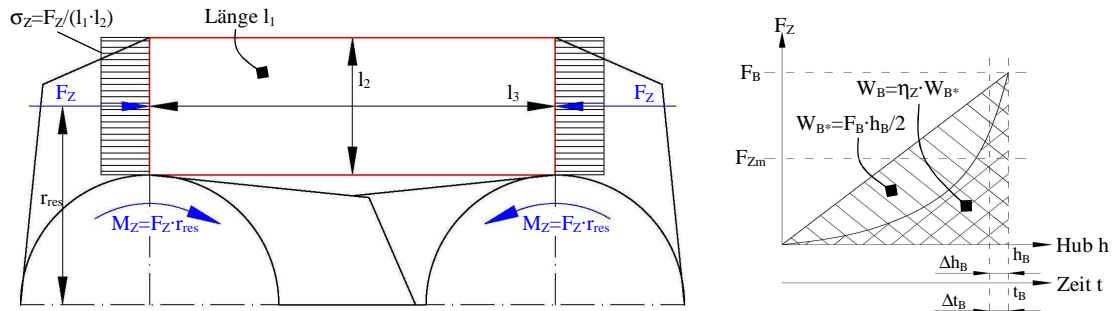


Bild 30: Prinzipielles Vorgehen bei der Leistungsberechnung mit Belastungsmodellen.

Um den Bruchpunkt (Bruchkraft  $F_B$ , Bruchdeformation  $h_B$ ) zu erreichen, muss von beiden Walzen während der Bruchdauer  $t_B$  die mittlere Arbeit  $W_{Zm^*}$  und kurzzeitig während der Zeit  $\Delta t_B$  die momentane Arbeit  $W_{Zmax}$  aufgebracht werden. Da bei der dargestellten Belastung keine zusätzliche Reibarbeit zu leisten ist, entspricht  $W_{Zm^*}$  der Brucharbeit  $W_{B^*}$ , die sich aus der Fläche unter dem in Bild 30 dargestellten Kraft-Weg-Verlauf ergibt. Bei punkt- oder linienförmiger Belastung lässt sich  $W_{B^*}$  gemäß Gl. 52 aus  $F_B$  und  $h_B$  berechnen, während sie bei flächenförmiger Krafteinleitung auch mit der Bruchspannung  $\sigma_B$ , dem Kornvolumen  $V = l_1 \cdot l_2 \cdot l_3$  und dem Elastizitätsmodul  $E$  des Korns nach Gl. 53 ermittelt werden kann [10, S.55].  $F_Z$  wird dazu auf die Kontaktfläche  $A = l_1 \cdot l_2$  bezogen ( $\sigma_Z = F_Z/A$ ) und die Deformation  $h$  relativ zur Ausgangslänge  $l_3$  ausgedrückt ( $\varepsilon = h/l_3$ ), so dass sich mit dem HOOKSchen Gesetz  $\varepsilon = \sigma_Z/E$  schließlich Gl. 53 ergibt. Von ZWETKOW wurde zusätzlich noch ein Anpassungsfaktor  $\eta_Z = 0,4 \dots 0,6$  eingeführt, da oftmals kein ideal sprödes Stoffverhalten ( $\eta_Z = 1$ ) vorliegt [15, S.34]. Es gilt somit:

$$W_B = \eta_Z \int_0^{h_B} F_Z \cdot dh = \begin{cases} \eta_Z \int_0^{h_B} \frac{F_B}{h_B} \cdot h \cdot dh = \eta_Z \frac{F_B h_B}{2} & \text{für Punkt- oder Linienlasten,} \\ \eta_Z \int_0^{\varepsilon_B} V \cdot \sigma_Z \cdot d\varepsilon = \eta_Z \int_0^{\sigma_B} \frac{V}{E} \cdot \sigma_Z \cdot d\sigma_Z = \eta_Z \frac{V \sigma_B^2}{2E} & \text{für Flächenlasten.} \end{cases} \quad (52)$$

Auch OLEWSKIJ stellte bei seinen Versuchen Abweichungen vom ideal spröden Stoffverhalten fest, da die Spannungs-Dehnungsverläufe eher einer Potenzfunktion ähneln. Alternativ zu Gl. 53 schlägt er deshalb folgenden Ansatz vor [65]:

$$W_B = \frac{V \cdot m_0 \sigma_B^{m_0+1}}{(m_0+1)E} \quad \text{mit } m_0 = 1,13 \text{ (für Granit).} \quad (54)$$

Da im hier dargestellten Belastungsfall  $W_{Zm} = W_B$  gilt (keine Reibung), kann die mittlere Arbeit  $W_{Zm}$  direkt aus den Gl. 52-54 oder alternativ aus der mittleren Zerkleinerungskraft  $F_{Zm}$  und dem Bruchhub  $h_B$  abgeleitet werden ( $W_{Zm} = F_{Zm} \cdot h_B$ ). Analog ergibt sich die momentane Arbeit  $W_{Zmax}$  gemäß Bild 30 aus der Bruchkraft  $F_B = F_{Zmax}$  und der differentiellen

Deformation  $\Delta h_B$  unmittelbar vor dem Bruch ( $W_{Z_{\max}} = F_{Z_{\max}} \cdot \Delta h_B$ ). Damit folgt schließlich für die mittlere ( $P_{Z_m}$ ) und maximale Zerkleinerungsleistung ( $P_{Z_{\max}}$ ):

$$P_{Z_m} = \frac{W_{Z_m}}{t_B} = \begin{cases} k_{n_w} \cdot W_{Z_m} \cdot n_w, & (55) \\ F_{Z_m} \cdot 2v_w = F_{Z_m} \cdot r_{\text{res}} \cdot 4\pi \cdot n_w = M_{Z_m} \cdot 4\pi \cdot n_w, & (56) \end{cases}$$

$$P_{Z_{\max}} = \frac{W_{Z_{\max}}}{\Delta t_B} = F_{Z_{\max}} \cdot 2v_w = F_{Z_{\max}} \cdot r_{\text{res}} \cdot 4\pi \cdot n_w = M_{Z_{\max}} \cdot 4\pi \cdot n_w. \quad (57)$$

Da die Bruchdauer  $t_B$  meist unbekannt ist, wird  $W_{Z_m}$  mit dem Faktor  $k_{n_w}$  multipliziert, um so die während einer Umdrehung zu verrichtende Arbeit  $k_{n_w} \cdot W_{Z_m}$  zu erhalten, aus der sich  $P_{Z_m}$  bei bekannter Drehzahl  $n_w$  ergibt. Alternativ ist  $P_{Z_m}$  wegen  $2v_w = h_B/t_B = \Delta h_B/\Delta t_B = 4\pi n_w r_{\text{res}}$  (Umfangsgeschwindigkeit  $v_w$ , Hebelarm  $r_{\text{res}}$ ) auch aus der mittleren Zerkleinerungskraft  $F_{Z_m}$  bzw. dem mittleren Drehmoment  $M_{Z_m}$  ermittelbar (Gl. 56). In analoger Weise kann auch die maximale, nur zum Bruchzeitpunkt benötigte Leistung  $P_{Z_{\max}}$  nach Gl. 57 berechnet werden. Sie ergibt sich aus der Bruchkraft  $F_B$  bzw. dem maximalen Drehmoment  $M_{Z_{\max}}$ . Da Profilwalzenbrecher oftmals mehrere Körner gleichzeitig zerkleinern und dazu verschiedene Krafteinleitungsarten nutzen, lassen sich die Belastungs- und Stoffparameter ( $F_B$ ,  $\sigma_B$ ,  $F_{Z_m}$ ,  $r_{\text{res}}$ ,  $k_{n_w}$ ,  $V$  etc.) nicht mehr aus dem Bruchprozess und den Eigenschaften eines Einzelkorns ableiten. Vielmehr ist der Brechprozess des gesamten Aufgabematerials während einer Umdrehung zu analysieren. Dazu gibt es in der Literatur verschiedene Belastungsmodelle, bei denen Brechgut entweder durch einzelne, diskrete Körner (diskontinuumsmechanische Modelle) oder durch einen einzigen, homogenen Körper (kontinuumsmechanische Modelle) nachgebildet wird. Außerdem unterscheiden sich die Ansätze noch hinsichtlich der modellierten Belastungsarten (Flächen- oder Punktlasten), wobei die oftmals für Glattwalzen entwickelten Flächenlastmodelle eher auf gering profilierte [10, S.104] und die Punktlastmodelle eher auf markant profilierte Walzenbrecher zutreffen. Die im Folgenden näher dargestellten Ansätze beziehen sich auf symmetrische Zweiwalzenbrecher, können aber sinngemäß auch auf Einwalzenbrecher übertragen werden.

### a.) Diskontinuumsmechanische Zerkleinerungsmodelle

Gemäß Bild 29 kann die Zerkleinerungsleistung bei diskontinuumsmechanischen Ansätzen aus den benötigten Momenten oder der zu verrichtenden Arbeit abgeleitet werden. In beiden Fällen ist zunächst die Körnerbefüllung des Prozessraums für den ungünstigsten Fall (maximale Befüllung) festzulegen, um auf Anzahl, Größe und Kraftangriffspunkt der Körner schließen zu können. Dabei wird oft von Würfel- oder Kugeln ausgegangen [58, S.434], die bei geringer Profilierung im näherungsweise trapezförmigen Einzugsbereich (Grundseite  $s_{r2}$ , Deckseite  $d_{A_{\max}}$ , Prozessraumhöhe  $h_p$ ) [70, S.317] und bei markanter Profilierung im Gripbereich (meist nur  $d_{A_{\max}}$ -Körner) positioniert werden (Bild 31). Jedes so



Auch die bis zum Bruchpunkt benötigte Zerkleinerungsarbeit  $W_{Zm,i}$  wird durch die im Flächenlasttest ermittelte Brucharbeit  $W_{FLT,i}$  nicht vollständig abgebildet, da die Reibkräfte in Walzenbrechern noch zusätzliche Arbeit dissipieren ( $W_{Zm,i}=W_{B,i}+W_{R,i}$ ). In Analogie zu TARJÁN [70, S.317] und HÖFFL [10, S.100] stehen die Brucharbeit  $W_{B,i}$  und die Reibarbeit  $W_{R,i}$  zueinander im gleichen Verhältnis wie ihre verursachenden Kräfte  $F_{ZN,i}$  und  $F_{ZR,i}=F_{ZN,i}\cdot\tan(\varphi_i)$ , d.h.  $W_{R,i}=W_{Zm,i}\cdot\tan(\varphi_i)$ . Die Brucharbeit aus dem Punktlasttest  $W_{PLT,i}$  für markant profilierte Walzenbrecher lässt sich dagegen wieder direkt übertragen ( $W_{Zm,i}=W_{B,i}$ ), so dass sich folgende Zusammenhänge ergeben:

$$W_{Zm,i} = \begin{cases} W_{FLT,i} \cdot (1 + \tan(\varphi_i)) & \text{bei gering profilierten Walzenbrechern,} \\ W_{PLT,i} & \text{bei markant profilierten Walzenbrechern.} \end{cases} \quad (60)$$

SZCZELINA [15] und SOBOL [72] haben bereits umfangreiche Flächen- und Punktlastergebnisse für mittelharte und harte Gesteine zwischen 50 und 600mm Korngröße veröffentlicht. Allerdings ist eine Extrapolation bzw. Übertragung auf die jeweils relevanten Korngrößen bzw. Stoffarten unsicher, so dass oftmals eigenständige Untersuchungen nötig sind. Alternativ besteht bei markant profilierten Walzenbrechern mit punktförmiger Krafteinleitung auch die Möglichkeit, zumindest die Bruchkräfte  $F_{B,i}$  mit dem ursprünglich für Backenbrecher entwickelten Ansatz von RÜHL [71] abzuschätzen. Zunächst wird gemäß Bild 31 rechts davon ausgegangen, dass die Zerkleinerungskraft  $F_{Z,i}$  des Würfels <sup>69</sup> senkrecht zur kegelförmigen Wirkfläche der Werkzeugspitze als Normalkraft  $F_{ZN,i}=0,5F_{Z,i}/\sin(\varphi_K/2)$  eingeleitet wird, wobei die senkrecht zu  $F_{ZN,i}$  wirkende Reibkraft unberücksichtigt bleibt. Aus der Draufsicht (xz-Ebene) geht hervor, dass die Werkzeuge axial versetzt sind und somit auf der Gegenseite zwei Werkzeuge gleichzeitig mit der Kraft  $F_{Z,i}/2$  eingreifen. Das Würfels Korn (Kantenlänge  $d_{Amax}$ ) wird im kritischen Querschnitt zunächst durch die Normalkraftkomponente  $F_{ZNx,i}=F_{ZN,i}\cdot\cos(\varphi_K/2)$  auf Zug belastet. Gleichzeitig erzeugt  $F_{ZNx,i}$  mit dem Hebelarm  $d_{Amax}/2$  ein Biegemoment  $M_{by1,i}=F_{ZNx,i}\cdot d_{Amax}/2$  (Versatzmoment von  $F_{ZNx,i}$ ), dem allerdings das Biegemoment  $M_{by2,i}=0,5F_{Z,i}\cdot l_{Ta}$  entgegenwirkt. Aus den im kritischen Querschnitt wirkenden Zug-/Biegespannungen ergibt sich somit die Vergleichsspannung:

$$\sigma_v = \frac{F_{ZN,i} \cdot \cos(\varphi_K / 2)}{d_{Amax}^2} + \frac{F_{ZN,i} \cdot \cos(\varphi_K / 2) \cdot 0,5d_{Amax}}{d_{Amax}^3 / 6} - \frac{0,5F_{Z,i} \cdot l_{Ta}}{d_{Amax}^3 / 6} \geq \sigma_z \quad (62)$$

Für ein Werkstoffversagen, d.h. eine Zerkleinerung des Würfels, muss  $\sigma_v$  mindestens den Wert der Zugfestigkeit  $\sigma_z$  des Korns erreichen. Mit  $F_{Z,i}=2F_{ZN,i}\cdot\sin(\varphi_K/2)$  und  $\sigma_v=\sigma_z$  bzw.  $F_{Z,i}=F_{B,i}$  ergibt sich somit für die Bruchkraft des Korns der Größe  $d_{A,i}$ :

<sup>69</sup> Auch für Kugelskörner leitet RÜHL eine Beziehung zur Berechnung von  $F_{B,i}$  her [71].

$$F_{B,i} = \frac{\sigma_z \cdot d_{A,i}^2}{2 \cdot \frac{3l_{Ta}}{\tan(\varphi_K/2)} \cdot d_{A,i}} \quad \text{bei markant profilierten Walzenbrechern.} \quad (63)$$

Gl. 63 entspricht der von RÜHL [71] hergeleiteten Beziehung, wenn für den hier als Variable verwendeten Keilwinkel  $\varphi_K$  ein Wert von  $90^\circ$  eingesetzt wird. Da sich  $\sigma_z$  bereits aus wenigen Spaltzugversuchen ermitteln oder abschätzen<sup>70</sup> lässt, ergibt sich ein deutlich geringerer Versuchsaufwand. Außerdem wird bei der  $F_{B,i}$ -Berechnung, im Gegensatz zum Punktlasttest, auch der Versatz gegenüberliegender Werkzeuge (Biegemomente) berücksichtigt. Zur Bestimmung der Zerkleinerungsleistung sind jetzt noch aus den einzelnen  $F_{B,i}$ - und  $W_{Zm,i}$ -Werten die resultierende Kraft  $F_B$  mit ihrem Hebelarm  $r_{res}$  und die Arbeit  $W_{Zm}$  zu ermitteln. Zunächst ergibt sich aus Bild 31, dass die horizontale Lagerkraft  $F_{LH}$  der resultierenden Zerkleinerungskraft  $F_Z = \Sigma F_{Z,i}$  entspricht. Die vertikale Lagerkraft  $F_{LV}$  muss dagegen nur die Gewichtskraft von Walze und Brechgut aufnehmen, da sich die Reibkraft  $F_{ZR,i}$  im Einzugsbereich so einstellt, dass keine resultierende Vertikalkraft entsteht (s. Kapitel 3.2.1.1). Unter Vernachlässigung der Gewichtskräfte ergibt sich das maximale Drehmoment  $M_B$  somit für gering und markant profilierte Walzenbrecher aus dem Produkt von resultierender Bruchkraft  $F_B$  nach Gl. 64 und resultierendem Hebelarm  $r_{res}$  nach Gl. 65:

$$F_B = \sum_i F_{B,i}, \quad (64)$$

$$r_{res} = \frac{\sum_i F_{B,i} \cdot r_i}{F_B} \quad \text{mit } r_i = R_m \cdot \sin(\varphi_i). \quad (65)$$

Mit  $F_B$  und  $r_{res}$  nach Gl. 64 und 65 kann schließlich die maximale Zerkleinerungsleistung  $P_{Zmax}$  im Bruchpunkt berechnet werden (Gl. 57), wobei davon ausgegangen wird, dass alle Körner im Einzugs-/Gripbereich gleichzeitig den Bruchpunkt erreichen. In der Literatur [10, S.100; 70, S.317] wird jedoch von Brechprozessen ausgegangen, bei denen die Brüche zeitlich versetzt auftreten und somit nur die mittlere Zerkleinerungsleistung  $P_{Zm}$  erfordern. Sie ergibt sich nach Gl. 55 aus der mittleren Zerkleinerungsarbeit  $W_{Zm}$ , wobei gilt:

$$W_{Zm} = \sum_i W_{Zm,i}. \quad (66)$$

$W_{Zm}$  entspricht der Arbeit, die bis zum Bruch aller im Prozessraum positionierten Körner zu verrichten ist (s. Bild 31). Da der Prozessraum bei kontinuierlicher Zerkleinerung während einer Umdrehung  $k_{nw}$ -mal befüllt wird, ergibt sich die Zerkleinerungsarbeit für eine

<sup>70</sup> Die Zugfestigkeit  $\sigma_z$  ergibt sich aus dem Spaltzugversuch und beträgt für Gesteine wie Granit, Diabas etc. circa 9MPa [10, S.55]. Näherungsweise lässt sie sich auch aus der einaxialen Druckfestigkeit  $\sigma_d$  abschätzen, wobei gilt:  $\sigma_z \approx 0,04\sigma_d$  [28] und  $\sigma_d = 120 \dots 190\text{MPa}$  (Kalkstein),  $90 \dots 140\text{MPa}$  (Sandstein) [58, S.285]. Für die Auslegung ist es jedoch angebracht, die in Versuchen ermittelten, tatsächlichen Zug- bzw. Druckfestigkeiten zu verwenden.

Walzenumdrehung aus  $k_{nw} \cdot W_{Zm}$ . Der  $k_{nw}$ -Wert ist abhängig von Einzugswinkel  $\delta_{E_{max}}$  (bei geringer Profilierung) bzw. Umfangsteilung  $T_u$  (bei markanter Profilierung). Es gilt:

$$k_{nw} = \begin{cases} \frac{2\pi}{\delta_{E_{max}}/2} & \text{bei gering profilierten Walzenbrechern,} \\ T_u & \text{bei markant profilierten Walzenbrechern.} \end{cases} \quad (67)$$

$$T_u \quad (68)$$

### b.) Kontinuumsmechanische Zerkleinerungsmodelle

Bei kontinuumsmechanischen Modellen wird das Brechgut als Kontinuum angesehen, so dass die Zerkleinerungskräfte nicht mehr einzelnen Körnern zuordenbar sind, sondern auf die Belastungsfläche  $A$  bezogen werden. Die dadurch entstehenden Zerkleinerungsdrücke  $\sigma_z = F_z/A$  stellen Beanspruchungsgrößen dar, die auf beliebig große Wirkflächen übertragbar sind. Voraussetzung ist allerdings, dass die Krafteinleitung näherungsweise flächenförmig erfolgt. Kontinuumsmechanische Modelle sind daher nur bei gering profilierten Walzenbrechern anwendbar. Die Zerkleinerungsleistung lässt sich dabei nach Bild 29 entweder aus den Drehmomenten oder der Zerkleinerungsarbeit abschätzen.

Bild 32 zeigt zunächst das Berechnungsmodell für die Leistungsermittlung aus Drehmomenten. Das Brechgut wird zentrisch aufgegeben und im Einzugsbereich ( $\varphi=0 \dots \delta_{E_{max}}/2$ ) belastet.

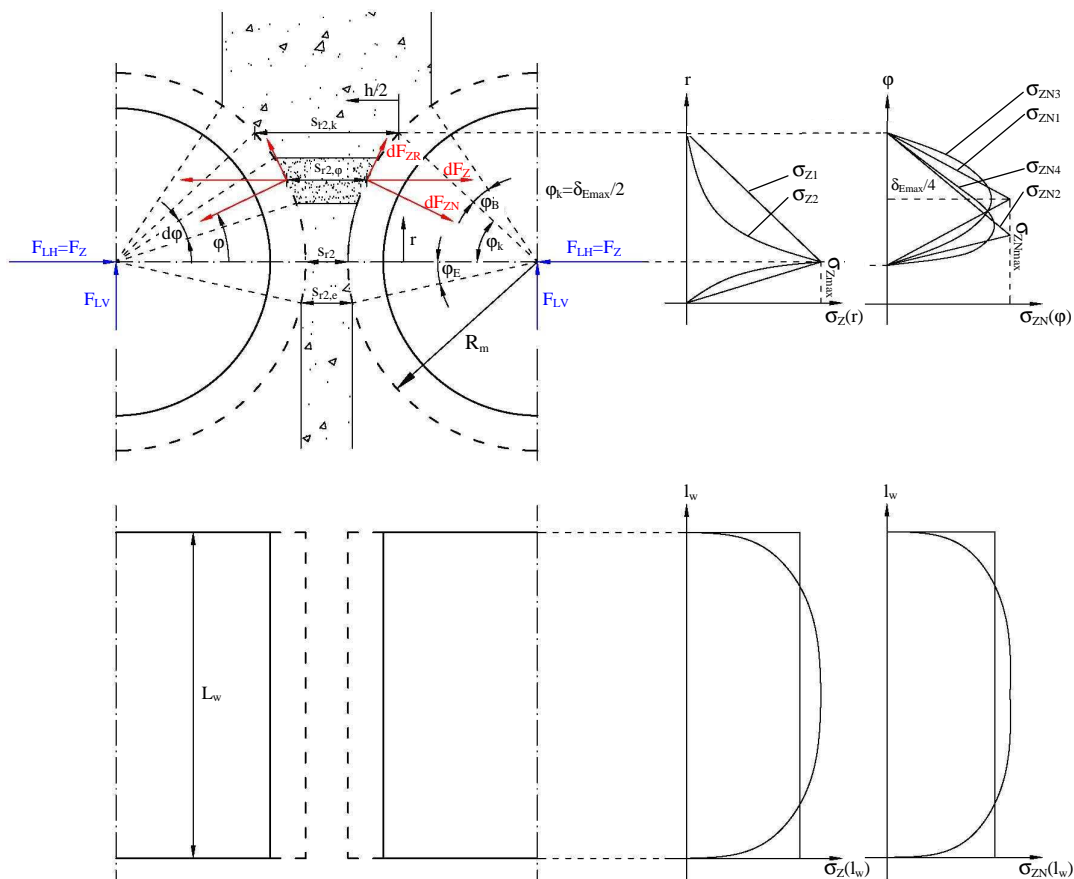


Bild 32: Leistungsberechnung aus den Druckverläufen in gering profilierten Walzenbrechern.



Dem Einzugsbereich kann noch eine Beschleunigungszone (Winkel  $\varphi_B$ ), in der das Material auf Walzenumfangsgeschwindigkeit beschleunigt wird, vorgelagert und bei Gutbettwalzenmühlen eine Expansions- bzw. Entlastungszone (Winkel  $\varphi_E$ ), in der das Brechprodukt dekomprimiert und dadurch auf die Walzen drückt, nachgelagert sein [73, S.5-6]. Zur besseren Anschaulichkeit sind die einzelnen Prozessräume<sup>71</sup> in Bild 32 vergrößert dargestellt. Beim Durchgang des Materials übt jedes Masselement  $i$  über die differentielle Normalkraft  $dF_{ZN}$  und die differentielle Reibkraft  $dF_{ZR}$  eine Zerkleinerungskraft  $dF_Z$  auf die Walzen aus. Dabei gilt [73; 74]:

$$dF_Z = \sigma_Z(r) \cdot L_w \cdot dr, \quad (69)$$

$$dF_{ZN} = dF_Z \cdot \cos(\varphi) = \sigma_{ZN}(\varphi) \cdot L_w \cdot R_m \cdot d\varphi, \quad (70)$$

$$dF_{ZR} = dF_Z \cdot \sin(\varphi) = \tan(\varphi) \cdot \sigma_{ZN}(\varphi) \cdot L_w \cdot R_m \cdot d\varphi. \quad (71)$$

Die Kräfte ergeben sich aus dem wirkenden Zerkleinerungs- bzw. Pressdruck  $\sigma_Z(r)$  oder dem Radialdruck  $\sigma_{ZN}(\varphi)$  multipliziert mit der jeweiligen, differentiiellen Bezugsfläche. In der Literatur gibt es verschiedene Hypothesen über mögliche Druckverläufe (s. Bild 32), je nachdem, ob das Material im Walzenspalt überwiegend zerkleinert (z.B. Gutbettwalzenmühlen [73; 74]), agglomeriert (z.B. Agglomerationswalzenpressen [1, S.476]) oder verformt (z.B. Metallwalzen in Blechwalzwerken [75; 76, S.514-519 u. S.636-642]) wird.

Einfache Ansätze gehen davon aus, dass  $\sigma_Z(r)$  bzw.  $\sigma_{ZN}(\varphi)$  linear bis zum Maximalwert  $\sigma_{Zmax}$  bzw.  $\sigma_{ZNmax}$  bei  $\varphi = \delta_{Emax}/4$  ( $\sigma_{ZN1}$ ), bei  $0 < \varphi < \delta_{Emax}/4$  ( $\sigma_{ZN2}$ ) oder im engsten Spalt ( $\sigma_{Z1}$  und  $\sigma_{ZN5}$  in Bild 21) ansteigen und danach bis zum Ende des Einzugs- ( $\sigma_{ZN1}$ ,  $\sigma_{ZN2}$ ) oder Expansionsbereichs ( $\sigma_{Z1}$ ) wieder auf Null abfallen. Solche Dreiecksdruckprofile stellen jedoch oft nur Näherungen für reale Verläufe dar. Von SCHWECHTEN [77] und UNLANG/WANG [78; 79] wird deshalb für das Pressdruckprofil<sup>72</sup> bei Gutbettzerkleinerung ein exponentieller Ansatz mit  $\sigma_{Zmax}$  im engsten Spalt vorgeschlagen ( $\sigma_{Z2}$ ). Auch HERRMANN/RIEGER [82] gehen bei Agglomerationswalzenpressen von einem exponentiellen Pressdruckverlauf aus, dessen Maximum allerdings vor dem engsten Spalt liegt.

Für gering profilierte Walzenbrecher dürfte jedoch am ehesten das von HÖFFL [10, S.101] und FEIGE [74, S.27] bei Glattwalzenbrechern/-mühlen angesetzte, parabelförmige Radialdruckprofil, das symmetrisch zu  $\delta_{Emax}/4$  ( $\sigma_{ZN3}$ ) bzw. etwas zum engsten Spalt hin verscho-

<sup>71</sup> Die hier gewählte Prozessraumeinteilung unterscheidet sich von der in anderen Einsatzfeldern. So wird der Einzugsbereich bei (profilieren) Gutbettwalzenmühlen und (profilieren) Agglomerationswalzenpressen als Verdichtungs- bzw. Kompressionszone bezeichnet, der eine Beschleunigungszone (Gutbettwalzenmühlen) [73, S.6] oder ein Einzugsbereich (Agglomerationswalzenpressen) [1, S.476] vorgelagert sind.

<sup>72</sup> Die Gleichung des Pressdruckprofils wird dabei nicht in Abhängigkeit von  $r$ , sondern als Funktion des Feststoffvolumenanteils  $\delta = \rho_{s,\varphi} / \rho_{rein}$  (Schüttdichte  $\rho_{s,\varphi}$  bei der Spaltweite  $s_{r2,\varphi}$ , Partikelreindichte  $\rho_{rein}$ ) angegeben. Über die Kontinuitätsgleichung lässt sich jedoch jedem  $\delta$ -Wert eine bestimmte Spaltweite  $s_{r2,\varphi}$  und damit die gesuchte Brechraumhöhe  $r$  zuordnen [73, S.19-21].

ben ist ( $\sigma_{ZN4}$ ), gültig sein. Zur vereinfachten Leistungsberechnung werden diese Verläufe mit den gleich- bzw. ungleichseitigen Dreiecksprofilen  $\sigma_{ZN1}$  bzw.  $\sigma_{ZN2}$  angenähert. Außerdem soll über die Walzenlänge eine konstante Belastungsintensität (rechteckförmiges Axialdruckprofil) ohne Berücksichtigung der oftmals an den Walzenrändern auftretenden Druckabfälle (s. Bild 32) angenommen werden, um das räumliche Belastungsprofil auf ein ebenes Problem zurückzuführen. Gemäß Bild 32 gilt für  $\sigma_{ZN2}$  mit seinem Maximum beim Winkel  $q \cdot \delta_{E_{\max}}/2 = q \cdot \varphi_k$  ( $q=0 \dots 1$ ):

$$\sigma_{ZN}(\varphi) = \begin{cases} \frac{\sigma_{ZN_{\max}}}{q\varphi_k} \cdot \varphi & \text{für } 0 \leq \varphi < q\varphi_k, \\ \frac{\sigma_{ZN_{\max}}}{\varphi_k - q\varphi_k} \cdot (\varphi_k - \varphi) & \text{für } q\varphi_k \leq \varphi \leq \varphi_k. \end{cases} \quad (72)$$

$$\sigma_{ZN}(\varphi) = \begin{cases} \frac{\sigma_{ZN_{\max}}}{q\varphi_k} \cdot \varphi & \text{für } 0 \leq \varphi < q\varphi_k, \\ \frac{\sigma_{ZN_{\max}}}{\varphi_k - q\varphi_k} \cdot (\varphi_k - \varphi) & \text{für } q\varphi_k \leq \varphi \leq \varphi_k. \end{cases} \quad (73)$$

Das symmetrische Profil  $\sigma_{ZN1}$  ergibt sich dabei für  $q=0,5$ . Mit Gl. 72 und 73 lässt sich jetzt der Betrag der mittleren Radialkraft  $F_{ZNm}$  mit ihrem Angriffswinkel  $\varphi_{\text{res}}$  bestimmen zu:

$$F_{ZNm} = L_w R_m \int_0^{q\varphi_k} \sigma_{ZN}(\varphi) \cdot d\varphi = L_w R_m \cdot \frac{\sigma_{ZN_{\max}}}{2} \cdot \varphi_k, \quad (74)$$

$$\varphi_{\text{res}} = \frac{1}{F_{ZNm}} \cdot L_w R_m \int_0^{q\varphi_k} \sigma_{ZN}(\varphi) \cdot \varphi \cdot d\varphi = \frac{1}{3} \cdot (\varphi_0 + q\varphi_k + \varphi_k). \quad (75)$$

Mit Gl. 70 und  $\varphi_0=0$  sowie  $\varphi_k=\delta_{E_{\max}}/2$  können somit die mittlere Zerkleinerungskraft  $F_{Zm}$  nach Gl. 76 und ihr Hebelarm  $r_{\text{res}}$  nach Gl. 77 ermittelt werden:

$$F_{Zm} = \frac{F_{ZNm}}{\cos(\varphi_{\text{res}})} = \frac{L_w R_m \cdot \sigma_{ZN_{\max}} \cdot \delta_{E_{\max}}}{4 \cdot \cos\left(\frac{q+1}{6} \delta_{E_{\max}}\right)} \quad \text{mit } \sigma_{ZN_{\max}} = \sigma_B, \quad (76)$$

$$r_{\text{res}} = R_m \cdot \sin(\varphi_{\text{res}}) = R_m \cdot \sin\left(\frac{q+1}{6} \delta_{E_{\max}}\right). \quad (77)$$

Der Parameter  $q$  nimmt vielfach Werte zwischen 0,33 [74, S.27] und 0,5 [10, S.101] an. Für  $\sigma_{ZN_{\max}}$  sind Druckversuche zwischen zwei Platten erforderlich, wobei es in der Literatur zwei verschiedene Auffassungen über die Interpretation der Versuchsergebnisse gibt. Die Erste geht davon aus, dass die gemessenen Drücke äquivalent zum Pressdruck im Walzenspalt sind und somit direkte Rückschlüsse auf die Zerkleinerungskräfte  $dF_Z$  erlauben [73], während die Zweite die Drücke aus den Versuchen als Radialdrücke im Walzenspalt interpretiert [10, S.99-100; 70, S.317; 74]. Hier wird wie bereits bei den Diskontinuummodellen der zweiten Auffassung<sup>73</sup> gefolgt, da nur Normalkräfte  $dF_{ZN}$  bzw. Radial-

<sup>73</sup> Die Unterschiede zwischen beiden Auffassungen sind praktisch kaum relevant, da die Umfangs-/Reibkräfte  $dF_{ZR}$  im Walzenspalt oft nur 3...4% der Radial-/Normalkräfte  $dF_{ZN}$  betragen, so dass gilt:  $dF_Z \approx dF_{ZN}$  [83].

drücke  $\sigma_{ZN}(\varphi)$  zur Zerkleinerung führen und diese bei unendlichen Walzenradien ( $dF_{ZR}=0$ ) identisch mit der Belastung zwischen zwei Druckplatten sind. Unter der Annahme, dass das Brechgut im Einzugsbereich als ein einzelner Körper (Kontinuum) angesehen werden kann, lässt sich  $\sigma_{ZNmax}$  somit als Bruchspannung  $\sigma_B$  deuten, die sich in Druckversuchen ergibt. In [58, S.283] wird  $\sigma_B$  mit der einaxialen Druckfestigkeit  $\sigma_d$  gleichgesetzt ( $\sigma_B \approx \sigma_d$ ), während HÖFFL [10, S.55-56] diese nach Druckversuchen von BAUMAN und OLEVSKIJ [88] proportional zur Spaltzugfestigkeit  $\sigma_z$  annimmt und für spröde Materialien  $\sigma_B \approx 1,2\sigma_z$  angibt. Damit kann die mittlere Zerkleinerungskraft  $F_{Zm}$  nach Gl. 76 abgeschätzt werden. Alternativ berechnet HÖFFL [10, S.101] die Kraft  $F_{Zm}$  direkt, indem er anstelle der radialen Fläche  $A=L_w \cdot R_m \cdot \delta_{E_{max}}/2$  die projizierte Fläche  $A_{pr}=L_w \cdot R_m \cdot \sin(d_{E_{max}}/2)$  ansetzt und diese noch mit dem Ausnutzungsgrad  $\varepsilon_A=0,1$  abmindert. Dadurch berücksichtigt er, dass vor allem bei grobkörnigem Aufgabematerial nur ein kleiner Teil der maschinellen Wirkfläche tatsächlich als Belastungsfläche wirkt:

$$F_{Zm} = \frac{1}{2} \cdot \sigma_B \cdot \varepsilon_A \cdot L_w \cdot R_m \cdot \sin(\delta_{E_{max}}/2). \quad (78)$$

Aus  $F_{Zm}$  nach Gl. 76 oder 78 lässt sich auch die maximale Zerkleinerungskraft  $F_{Zmax}=F_B$  mit der für spröde Stoffe gültigen Beziehung  $F_{Zmax}=2F_{Zm}$  (s. Bild 30) abschätzen. In [58, S.441] wird bspw. angegeben:

$$F_{Zmax} = \sigma_B \cdot \varepsilon_A \cdot L_w \cdot R_m \cdot (\delta_{E_{max}}/2). \quad (79)$$

Anstelle des Faktors  $1/\cos(\varphi_{res})$  von Gl. 76 wird in Gl. 79 ein vom Auflockerungsgrad  $\beta_A$  abhängiger Ausnutzungsgrad  $\varepsilon_A=0,3\dots0,5$  angesetzt.

Die mittlere Zerkleinerungsleistung  $P_{Zm}$  nach Gl. 56 kann somit aus  $r_{res}$  nach Gl. 77 und  $F_{Zm}$  nach Gl. 76 oder 78 abgeschätzt werden, während  $F_B$  nach Gl. 79 die maximale Zerkleinerungsleistung  $P_{Zmax}$  in Gl. 57 ergibt.

Allerdings zeigte sich, dass die Annahmen über die maximale Belastung wegen sehr unterschiedlicher Empfehlungen für die  $\sigma_B$ - (aus  $\sigma_d$  oder  $\sigma_z \approx 0,04\sigma_d$  [28]) und  $\varepsilon_A$ -Werte sehr verschieden sind, so dass für eine sicherere Motor- und Bauteilauslegung spezielle Drucktopfversuche an einem Partikelkollektiv („Kontinuum“) sinnvoll sind (Bild 33 links). Die in solchen Versuchen ermittelten Drücke  $\sigma_{ZN}(h)$  als Funktion des Hubes  $h$  (Bild 33 mittig) lassen sich über die geometrischen Beziehungen  $h=2R_m \cdot (1-\cos(\varphi))$  und  $r=R_m \cdot \sin(\varphi)$  der entsprechenden Prozessraumhöhe  $r$  bzw. dem Prozessraumwinkel  $\varphi$  zuordnen (s. Bild 32). Da sich das Radialdruckprofil  $\sigma_{ZN}(\varphi)$  i.d.R. nicht formal beschreiben lässt, bietet sich eine diskrete Abtastung an  $i$  Punkten an, wobei jeder  $\sigma_{ZN,i}$ -Wert dem radialen Druck des Masselements  $i$  auf der Fläche  $A_i$  beim Hub  $h_i$  repräsentiert (Bild 33 rechts). In neuerer Zeit wird diese Vorgehensweise zunehmend zur Bestimmung der Kontaktkräfte  $F_{Z,i}$  auf der

Walzenoberfläche genutzt, um damit anschließend analytisch (z.B. mit der HERTZschen Theorie [73]) oder numerisch (z.B. mit FEM-Analysen [80]) auf die Oberflächenbeanspruchung der Walzen zu schließen [80]. Hier besteht die Zielstellung jedoch in der Leistungsberechnung, wobei zunächst die resultierende, mittlere Zerkleinerungskraft  $F_{Zm}$  aus den  $F_{Z,i}$ -Werten gemäß Gl. 64 und ihr Hebelarm  $r_{res}$  aus den  $r_i$ -Werten gemäß Gl. 65 (mit  $F_{Zm}$  und  $F_{Z,i}$  statt  $F_B$  und  $F_{B,i}$ ) zu ermitteln sind. Anschließend kann daraus die mittlere Zerkleinerungsleistung  $P_{Zm}$  nach Gl. 56 abgeschätzt werden. In der Praxis ist es allerdings aufgrund der stark schwankenden Spannungsverläufe oft erforderlich, mehrere Drucktopfversuche durchzuführen und die Kräfte  $F_{Z,i}$  aus gemittelten Verläufen abzuschätzen.

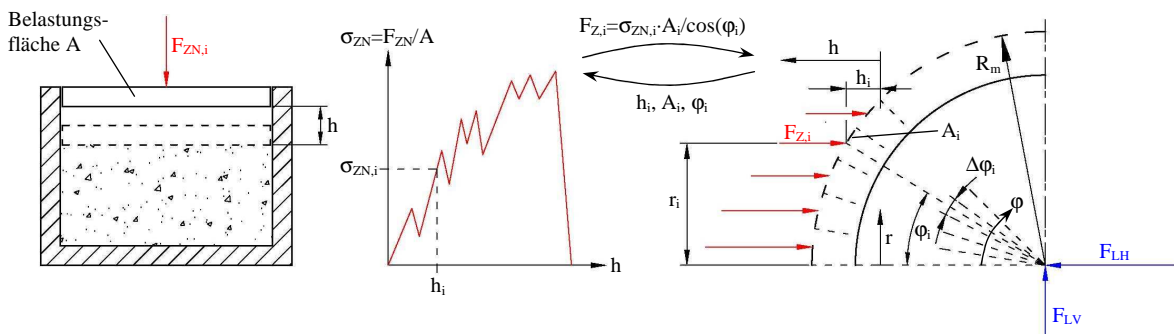


Bild 33: Drucktopfversuch zur Ermittlung des Radialdruckprofils in gering profilierten Walzenbrechern.

Die bisherigen Kontinuumsmodelle haben die Zerkleinerungsleistung aus der resultierenden Zerkleinerungskraft bzw. dem erforderlichen Drehmoment abgeschätzt. Darüber hinaus kann jedoch auch von der durchschnittlich aufzuwendenden Zerkleinerungsarbeit  $W_{Zm}$  ausgegangen werden. Wie bei den Diskontinuumsmodellen berechnet sie sich bei gering profilierten Walzenbrechern aus der durch  $F_{ZN}$  verrichteten Brucharbeit  $W_B$  und der durch  $F_{ZR}$  verrichteten Reibarbeit  $W_R$  auf den Walzen, so dass gilt [10, S.100; 70, S.317; 90]:

$$W_{Zm} = W_B + W_R = W_B(1 + \mu_G). \quad (80)$$

Gl. 80 ergibt sich analog zu Gl. 60 mit  $\mu_G = \tan(\delta_{E\max}/2)$  zur Ermittlung der gesamten Reibarbeit im durch das Kontinuum ausgefüllten Einzugsbereich. Die Brucharbeit  $W_B$  kann wahlweise mit Gl. 53 oder 54 errechnet werden. Bei Verwendung von Gl. 53 ergibt sich mit dem ZWETKOW-Faktor  $\eta_Z = 0,4 \dots 0,6$ , dem Elastizitätsmodul  $E$ , der Bruchspannung  $\sigma_B$  und dem belasteten Brechgutvolumen  $V$  folgende Beziehung [70, S.317; 58, S.433-434]:

$$W_B = \begin{cases} \frac{\eta_Z \sigma_B^2}{2E} V = \frac{\eta_Z \sigma_B^2}{2E} \beta_A \left( \frac{s_{r2} + d_{A\max}}{2} L_w R_m \sin(\delta_{E\max}/2) \right) \text{ und } k_{nw} = \frac{2\pi}{\delta_{E\max}/2}, & (81) \\ \frac{\eta_Z \sigma_B^2}{2E} V^* = \frac{\eta_Z \sigma_B^2}{2E} \beta_A \left( \frac{L_w}{d_{A\max}} \frac{\pi d_{A\max}^3}{6} - \frac{L_w}{s_{r2}} \frac{\pi s_{r2}^3}{6} \right) \text{ und } k_{nw} = \frac{2\pi R_m}{s_{r2}}. & (82) \end{cases}$$

In Gl. 81 wurde das Brechgutvolumen  $V$  aus dem verfügbaren Prozessraumvolumen (Länge  $L_w$ , Trapezquerschnitt mit Grundseite  $s_{r2}$ , Deckseite  $d_{A\max}$ , Prozessraumhöhe  $h_p$ ), abge-

mindert mit dem Auflockerungsfaktor bzw. Feststoffvolumenanteil  $\beta_A=0,2\dots0,25$  (bei freier Aufgabe) bzw.  $\beta_A=0,5$  (bei überhäufeter Aufgabe), berechnet [58, S.437; 70, S.317]. Die Prozessraumhöhe<sup>74</sup> ergibt sich aus  $h_p=R_m \cdot \sin(\delta_{E_{\max}}/2)$ , so dass der zugehörige Prozessraumwinkel  $\delta_{E_{\max}}/2$  während einer Umdrehung  $k_{nw}$ -mal ( $k_{nw}=4\pi/\delta_{E_{\max}}$ ) durchlaufen wird. Obwohl im Einzugsbereich stets Gleitprozesse stattfinden, wird meist eine kontinuierliche, schlupflose Zerkleinerung angenommen, so dass die auf eine Umdrehung bezogene Brucharbeit  $k_{nw} \cdot W_B$  beträgt [70, S.317]. Alternativ können  $W_B$  und  $k_{nw}$  auch mit Gl. 82 ermittelt werden. Dabei wird anstelle des verformten Brechgutvolumens  $V$  nur das zerkleinerte Brechgutvolumen  $V^*$  als Volumendifferenz zwischen den  $L_w/d_{A_{\max}}$  Aufgabekörnern und den  $L_w/s_{r2}$  Produktkörnern (Spaltweite  $s_{r2} \approx$  Produktkorngröße) angesetzt, obwohl dies eigentlich nicht den Annahmen von Gl. 53 entspricht. Der Faktor  $k_{nw}$  ergibt sich dagegen aus dem Verhältnis von Walzenumfang und Produktkorngröße.

ANOCHIN [90] und BULARIN/SILENKO [84] haben weitere Ansätze zur  $W_B$ -Abschätzung auf Basis von Gl. 53 angegeben, die jedoch zu ähnlichen Ergebnissen führen. Außerdem lässt sich  $W_B$  auch mit Gl. 52 berechnen, sofern Bruchhub  $h_B$  und Bruchkraft  $F_B$  bekannt sind. HÖFFL [10, S.100] geht davon aus, dass der Bruchpunkt des Brechgutkontinuums genau im engsten Spalt liegt und somit  $h_B/2=R_m(1-\cos(\delta_{E_{\max}}/2))$  gilt. Mit  $F_B$  aus Gl. 79 folgt damit:

$$W_B = \eta_Z \sigma_B \epsilon_A L_w R_m^2 \cdot (\delta_{E_{\max}}/2) \cdot (1 - \cos(\delta_{E_{\max}}/2)) \quad \text{und} \quad k_{nw} = \frac{2\pi}{\delta_{E_{\max}}/2}. \quad (83)$$

Aus Gl. 55 kann schließlich mit der im Zerkleinerungsprozess verrichteten Arbeit  $W_{Zm}$  nach Gl. 80 und  $W_B$  bzw.  $k_{nw}$  nach Gl. 81, 82 oder 83 die mittlere Zerkleinerungsleistung  $P_{Zm}$  abgeschätzt werden. Die Bruchspannung  $\sigma_B$  bzw. die rechnerische Belastung  $\epsilon_A \sigma_B$  lassen sich in erster Näherung wieder mit den o.g. Werten ( $\epsilon_A \approx 0,1$  und  $\sigma_B \approx 1,2\sigma_z$  [10, S.101] oder  $\epsilon_A \approx 0,3\dots0,5$  und  $\sigma_B \approx \sigma_d$  [58, S.441]) abschätzen. Für den Elastizitätsmodul<sup>75</sup> gilt näherungsweise  $E \approx (100\dots150) \cdot \sigma_d$  [28].

### 3.2.3.2 Empirische Ansätze für den Leistungsbedarf

Empirische Ansätze haben meist sehr eingeschränkte Gültigkeitsbereiche, da sie überwiegend auf Erfahrungs-/Messwerten basieren und ihnen kein physikalisches Modell zugrunde liegt. Deshalb liefern sie oft nur grobe Abschätzungen für den Leistungsbedarf<sup>76</sup>, der sich

<sup>74</sup> Nach TARJÁN [70, S.317] geht die Prozessraumhöhe  $h_p$  eigentlich bis zum Mittelpunkt des maximalen Aufgabekorns  $d_{A_{\max}}$ , d.h. bei Würfelkörnern wäre  $h_p=R_m \cdot \sin(\delta_{E_{\max}}/2)+0,5d_{A_{\max}}$  und bei Kugeln  $h_p=(R_m+0,5d_{A_{\max}}) \cdot \sin(\delta_{E_{\max}}/2)$ . Da bei  $k_{nw}$  jedoch von  $\delta_{E_{\max}}/2$  als Prozessraumwinkel ausgegangen wird, ist es konsistenter,  $h_p=R_m \cdot \sin(\delta_{E_{\max}}/2)$  anzusetzen. Diese ist analog zu den Ausführungen von BAUMAN ET AL. [130, S.73], der jedoch  $F_{Zn}$  als Zerkleinerungskraft ansetzt und folglich  $h_p=R_m \cdot \delta_{E_{\max}}/2$  erhält.

<sup>75</sup> Typische Elastizitätsmodule sind:  $5,15e4\dots6,14e4$ MPa (Granit),  $6,9e4\dots7,9e4$ MPa (Diabas),  $4,3e4$ MPa (Sandstein),  $6,8e4$ MPa (Porphyr) [57, S.109].

<sup>76</sup> Die Schätzergebnisse vieler empirischer Ansätze können um  $\pm 50\%$  schwanken [5, S.245].

entweder auf die Zerkleinerungsleistung  $P_Z$ , die Brecherleistung  $P_W$ , die mechanische Leistung  $P_{\text{mech}}$  oder die Motorleistung  $P_M$  (s. Bild 28 und Gl. 50) bezieht. Im Folgenden sollen die aus den Erfahrungs-/Messwerten für Profilverwalzenbrecher abgeleiteten Zerkleinerungshypothesen, Regressions- und Faustformeln (s. Bild 29) näher vorgestellt werden.

### a.) Zerkleinerungshypothesen

Zerkleinerungshypothesen gehen davon aus, dass der spezifische Arbeitsbedarf (massebezogene Arbeit bzw. massenstrombezogener Leistungsbedarf)  $W_{0m}$  überwiegend von den Aufgabe- und Produktkorngrößen abhängt. Sie stützen sich dabei auf den empirischen Befund, dass die für eine differentielle Abnahme  $dd_{80}$  der charakteristischen Korngröße  $d_{80}$  einer Korngrößenverteilung zuzuführende Zerkleinerungsarbeit  $dW_{0m}$  indirekt proportional zu  $d_{80}$  ist. CHARLES [70, S.243] bzw. WALKER [5, S.244; 6, S.37] leiteten daraus ab:

$$\frac{dW_{0m}}{dd_{80}} = \frac{-\text{const}}{d_{80}^{b_z}}. \quad (84)$$

Durch Integration von der Aufgabekorngröße  $d_{A80}$  bis zur Produktkorngröße  $d_{P80}$  ist es möglich, den spezifischen Arbeitsbedarf  $W_{0m}$  in [J/g] bzw. [kWh/t] zu bestimmen. Als Lösung<sup>77</sup> von Gl. 84 ergibt sich:

$$W_{0m} = \begin{cases} \frac{c_z}{b_z - 1} \cdot \left( \left( \frac{1}{d_{P80}} \right)^{b_z - 1} - \left( \frac{1}{d_{A80}} \right)^{b_z - 1} \right) & \text{für } b_z \neq 1, \\ c_z \cdot \ln \left( \frac{d_{A80}}{d_{P80}} \right) & \text{für } b_z = 1. \end{cases} \quad (85)$$

Der Exponent  $b_z$  nimmt in Abhängigkeit von den jeweiligen Zerkleinerungsbedingungen in Walzenbrechern beliebige Werte zumindest zwischen 1 und 2 an [57, S.98]. Gemäß der Zerkleinerungshypothese von BRACH [136, S.49-50] sollte  $b_z$  zwischen 1,6 und 1,8 liegen. BOND geht dagegen von  $b_z=1,5$  aus, so dass sich die BONDSche Zerkleinerungshypothese mit Gl. 85 ergibt zu [6, S.37; 70, S.236]:

$$W_{0m} = c_B [m^{2,5}/s^2] \cdot \left( \frac{1}{\sqrt{d_{P80}}} - \frac{1}{\sqrt{d_{A80}}} \right) \quad \text{für } 0,1e-3m \leq d_{A80} \leq 50e-3m. \quad (87)$$

Der BOND-Koeffizient bzw. der daraus ableitbare BOND-Arbeitsindex wird meist mit einer speziellen Kugelmühle (BONDMühle) empirisch bestimmt und ist für viele Stoffarten bereits tabelliert (z.B. [5, S.245; 6, S.38; 10, S.45; 9, S.537-538; 13, S.95; 70, S.239]) bzw. berechenbar [70, S.240-243]. Als Alternative zur BOND-Hypothese wird bei größerem

<sup>77</sup> Vielfach wird die Differentialgleichung noch durch Division mit geeigneten Bezugsgrößen (z.B.  $d^*=100\mu\text{m}$ ) entdimensionalisiert und erst danach integriert, damit die Einheiten der Konstanten unabhängig vom Exponenten  $b_z$  sind [5, S.244].

Aufgabekorn oftmals die Hypothese von KICK/KIRPITSCHEW verwendet. Ausgangspunkt ist dabei der Ansatz von REHBINDER [57, S.102-109; 136, S.4], wonach die bis zum Bruchpunkt aufzuwendende Arbeit bei spröden Stoffen von der Verformungsarbeit  $W_{Zm} \sim V$  (s. Gl. 53 mit  $\eta_Z=1$ ) und einem darüber hinaus gehenden, zur irreversiblen Oberflächenvergrößerung genutzten Energiebetrag  $W_{nutz} \sim \Delta O$  (Nutzarbeit  $W_{nutz}$ , Oberflächendifferenz  $\Delta O$  zwischen Tochterkörnern und Mutterkorn) abhängt. Da  $W_{nutz} \ll W_{Zm}$  ist, nehmen KICK/KIRPITSCHEW für ideal spröde Stoffe an, dass ausschließlich die elastische Verformungsarbeit  $W_{Zm}$  zum Bruch nötig ist. Es lässt sich zeigen, dass sich unter diesen Voraussetzungen ein Parameter von  $b_Z=1$  ergibt [136, S.48-49; 70, S.236-237]. Mit Gl. 86 ergibt sich damit für die Zerkleinerungshypothese von KICK/KIRPITSCHEW [6, S.36]:

$$W_{0m} = c_K [m^2/s^2] \cdot \ln\left(\frac{d_{A80}}{d_{P80}}\right) \quad \text{mit } c_K = 1,15 \cdot c_B \cdot d_{Bo}^{-0,5} \quad \text{und } d_{A80} \geq d_{Bo} = 50e-3m. \quad (88)$$

Schließlich stellte RITTINGER noch die Hypothese auf, dass die massebezogene Arbeit ausschließlich vom Oberflächenzuwachs  $\Delta O$  abhängt. Für den Parameter  $b_Z$  gilt dann  $b_Z=2$  [6, S.36; 70, S.236], so dass aus Gl. 85 die Zerkleinerungshypothese von RITTINGER folgt:

$$W_{0m} = c_R [m^3/s^2] \cdot \left(\frac{1}{d_{P80}} - \frac{1}{d_{A80}}\right) \quad \text{mit } c_R = 0,5 \cdot c_B \cdot d_{Bu}^{0,5} \quad \text{und } d_{A80} \leq d_{Bu} = 0,1e-3m. \quad (89)$$

Der spezifische Arbeitsbedarf der BOND-Hypothese lässt sich damit auch als geometrisches Mittel der  $W_{0m}$ -Werte von KICK/KIRPITSCHEW und RITTINGER deuten [70, S.237]. Die angegebenen Gültigkeitsgrenzen sind jedoch lediglich Anhaltswerte, denen der empirische Befund zugrunde liegt, dass die Bruchfestigkeit  $\sigma_B$  und damit auch  $W_{0m}$  mit abnehmender Korngröße immer stärker von  $d_{80}$  abhängen [10, S.45; 70, S.238]. Bei Profilwalzenbrechern wird demnach die im Grobkornbereich ( $d_{80} \geq 50\text{mm}$ ) gültige Hypothese von KICK/KIRPITSCHEW am häufigsten angewendet<sup>78</sup>. Die Produktkorngröße  $d_{P80}$  ergibt sich dabei näherungsweise aus der Spaltweite  $s_{r2}$  ( $d_{P80} = s_{r2}$  [94]). Dagegen muss die Konstante  $c_K$  entweder aus  $c_B$  nach Gl. 88 oder aus Fallversuchsergebnissen [96] abgeschätzt werden. Für die Sizerauslegung wird bspw.  $c_K = 1155,6 \text{m}^2/\text{s}^2 = 0,321 \text{kWh/t}$  empfohlen [94]. Auch die BOND-Hypothese lieferte in einigen Fällen zufrieden stellende Ergebnisse und wird vereinzelt auch zur  $W_{0m}$ -Abschätzung bei fräsend arbeitenden Berg- und Tiefbaumaschinen verwendet<sup>79</sup> [19, S.50]. Über die Verwendung anderer Zerkleinerungshypothesen bzw.  $b_Z$ -Werte für die Walzenbrecherauslegung ist dagegen nichts bekannt.

<sup>78</sup> Nach HUKKI [95] lässt sich die KICKsche Zerkleinerungshypothese auch bis  $d_{Am}=10\text{mm}$  anwenden, was in Profilwalzenbrechern z.T. genutzt wird [94].

<sup>79</sup> Vielfach muss sowohl auf die KICK-, als auch die BOND-Hypothese zurückgegriffen werden. Liegt das Kornspektrum eines Walzenbrechers bspw. bei  $d_{A80}=100\text{mm}$  und  $d_{P80}=20\text{mm}$ , so ist  $W_{0m}$  abschnittsweise aus dem Arbeitsbedarf von KICK (für  $d_{80}=50\dots100\text{mm}$ ) und BOND (für  $d_{80}=20\dots50\text{mm}$ ) zu berechnen [6, S.40].

Neben den dargestellten Hypothesen gibt es in der Literatur noch weitere Ansätze, bei denen  $W_{0m}$ -Messwerte analog zum allgemeinen Zerkleinerungsgesetz (Gl. 85 bzw. 86) mit Aufgabe- und Produktkorngrößen in Beziehung gesetzt werden (z.B. HOLMES-Hypothese [219, S.531; 70, S.236], BOND/WANG-Beziehung [5, S.245]). Von praktischer Relevanz ist dabei für Walzenbrecher nur die BOND/WANG-Beziehung, bei der folgende Abhängigkeit zwischen  $W_{0m}$  und den 80%-Durchgangswerten  $d_{P80}$  bzw.  $d_{A80}$  gefunden wurde [5, S.245-246; 70, S.251-252]:

$$W_{0m} = c_{BW} \left( \frac{\sqrt{d_{A80}/d_{P80}}}{d_{P80}} \right)^{0,5} \text{ mit } c_{BW} \approx 0,3 \text{ (weiche~)} \dots 1,3 \frac{\text{kWh}}{\text{t}} \sqrt{\text{cm}} \text{ (harte Stoffe)}. \quad (90)$$

Die mit Gl. 85-90 berechneten Arbeitsbedarfswerte berücksichtigen meist noch keine Übertragungsverluste des Antriebssystems, so dass sie sich auf die Brecherleistung  $P_W$  beziehen (s. Bild 28). Bei bekanntem Massedurchsatz  $\dot{m}$  ergibt sie sich zu:

$$P_W = W_{0m} \cdot \dot{m}. \quad (91)$$

### b.) Regressionsmodelle und Faustformeln

Der mit den Zerkleinerungshypothesen berechnete Arbeitsbedarf liefert vielfach keine sicheren Prognosen für den Leistungsbedarf [57, S.150; 129, S.217]. Deshalb wird der Arbeitsbedarf in der Praxis meist aus Arbeitsbedarfskennlinien oder Erfahrungswerten abgeschätzt. Die Werte sind dabei üblicherweise auf die Motorleistung ( $W_{0m^*}$ ) oder die Zerkleinerungsleistung ( $W_{0Zm}$ ) bezogen, so dass für den Leistungsbedarf analog zu Gl. 91 gilt:

$$P_M = W_{0m^*} \cdot \dot{m}, \quad (92)$$

$$P_Z = W_{0Zm} \cdot \dot{m}. \quad (93)$$

Arbeitsbedarfskennlinien gehen davon aus, dass der Arbeitsbedarf mit zunehmender Produktfeinheit bzw. Spaltweite  $s_r$  hyperbelähnlich ansteigt, so dass sich bei Profilwalzenbrechern u.a. Hubzerkleinerungsmaschinen folgender Ansatz ergibt [10, S.45; 57, S.150-151]:

$$W_{0m^*} = a_{Ar} \cdot s_r^{-b_{Ar}}. \quad (94)$$

Gl. 94 basiert auf der allgemeinen Zerkleinerungshypothese von Gl. 85, wenn man vereinfachend annimmt, dass  $d_{P80}$  in etwa der Spaltweite  $s_{r2}$  entspricht und wegen  $d_{A80} \gg d_{P80}$  gilt:  $1/d_{A80} \approx 0$  [136, S.51]. Die Konstanten  $a_{Ar}$  und  $b_{Ar}$  sind aus den  $W_{0m^*}$ - $s_r$ -Wertepaaren bestehender Anlagen zu ermitteln, wobei sich im volllogarithmischen Netz näherungsweise eine Gerade ergeben sollte. Da  $a_{Ar}$  und  $b_{Ar}$  jedoch vielfach unbekannt sind, wird  $W_{0m^*}$  oft aus Erfahrungswerten abgeschätzt. Für Profilwalzenbrecher werden folgende Ausprägungen angegeben (s. Kapitel 3.1):



$$W_{0m^*} = \begin{cases} 0,3\text{kWh/t} \dots 1,5\text{kWh/t} \text{ für Zweiwalzenbrecher [10, S.104; 11, S.41; 129],} & (95) \\ 0,5\text{kWh/t} \dots 1,0\text{kWh/t} \text{ für Einwalzenprofilbrecher [58, S.459].} & (96) \end{cases}$$

Die kleineren Werte gelten für weiche und die größeren Werte für mittelharte und härtere mineralische Rohstoffe<sup>80</sup>, wobei teilweise auch deutlich kleinere Praxiswerte<sup>81</sup> angegeben werden und  $W_{0m^*}$  zusätzlich von der Zuführungsart<sup>82</sup> abhängt.

Auch die umfangreichen Testergebnisse von NAUNDORF [24, S.247-286; 91; 97], der Weichbraunkohle in halbtechnischen Flügel- und Stachelwalzenbrechern zerkleinerte<sup>83</sup>, können zur Abschätzung des Arbeitsbedarfs genutzt werden. Neben der Spaltweite  $s_{r2}$  (bei Stachelwalzenbrechern) bzw.  $s_{r5}$  (bei Flügelbrechern) untersuchte er auch den Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit  $v_w$  am mittleren (Stachelwalzenbrecher) bzw. Spitzenkreisradius (Flügelbrecher), der Geschwindigkeitsdifferenz  $\Delta v_w$  zwischen den Walzen, des Masse-durchsatzes  $\dot{m}$  sowie der mittleren Aufgabekorngröße  $d_{Am}$  auf Arbeits- und Leistungsbedarf. Dazu hat er Motorleistung  $P_M = P_L + P_Z$  und Motorarbeitsbedarf  $W_{0m^*} = W_{L0m} + W_{Z0m}$  aufgeschlüsselt in die Anteile für Leerlauf ( $P_L$ ,  $W_{L0m}$ ) und Zerkleinerung ( $P_Z$ ,  $W_{Z0m}$ ). In Anlage 2 sind typische Verläufe, die NAUNDORF aus den Testergebnissen erhielt, zusammengefasst und erläutert.

Tabelle 5 zeigt darüber hinaus noch das aus den Messwerten abgeleitete Regressionsmodell zur Ermittlung der Zielgrößen  $P_Z$  und  $W_{Z0m}$  [91, S.87-90 u. 106-109]. Die hohen Bestimmtheitsmaße  $R^2$  der analog zu Gl. 42-43 aus den Werten in Tabelle 5 ableitbaren Regressionsformeln bestätigen, dass die Zielgrößenvarianz mit den aufgenommenen Einflussgrößen sehr gut erklärbar ist. Die angegebenen und gemäß t-Test signifikanten Regressionsparameter erlauben jedoch wegen unterschiedlicher Wertebereiche der Einflussgrößen noch keine Rückschlüsse auf einzelne Effekte. Deshalb ist in Tabelle 5 auch der Gesamteffekt<sup>84</sup> jeder Einflussgröße im Untersuchungsbereich dargestellt.

<sup>80</sup> Sie sind damit etwas kleiner als bei Glattwalzenbrechern/-mühlen ( $W_{0m^*} = 0,3\text{kWh/t} \dots 2,0\text{kWh/t}$  [10, S.100; 129, S.216]) bzw. Gutbettwalzenmühlen ( $W_{0m^*} = 2,5\text{kWh/t} \dots 3,5\text{kWh/t}$  [99, S.135]). Dagegen sind bei Rotorreißern und anderen artverwandten Maschinen wegen ihres Einsatzes für nicht-mineralische, zähe Stoffe (z.B. Kunststoffe) deutlich höhere Werte ( $W_{0m^*} = 20\text{kWh/t} \dots 140\text{kWh/t}$  [5, S.280]) anzusetzen.

<sup>81</sup> Bei der Kohlezerkleinerung wird für Zweiwalzenprofilbrecher bspw.  $0,07 \dots 0,37\text{kWh/t}$  und für Einwalzenprofilbrecher  $0,06 \dots 0,25\text{kWh/t}$  angegeben [120]. NAUNDORF [97] nimmt auf Basis seiner Messergebnisse an Stachelwalzen- ( $W_{0m^*} = 0,027 \dots 0,093\text{kWh/t}$ ) und Flügelbrechern ( $W_{0m^*} = 0,013 \dots 0,026\text{kWh/t}$ ) sogar an, dass der Arbeitsbedarf für Braunkohle noch deutlich niedriger angesetzt werden kann.

<sup>82</sup> Allerdings gibt es hier widersprüchliche Aussagen in der Literatur. ANDREEV ET AL. [129, S.217] setzt für freie Zuführung größere Werte als für überschüttete Aufgabe an, während WILLS [99, S.135] angibt, dass bei überschütteter Zuführung verstärkt interpartikuläre Zerkleinerung mit erhöhter Feinkornbildung stattfindet und der Arbeitsbedarf folglich ansteigt.

<sup>83</sup> Zu den Parametern von Versuchsmaterial und Laborwalzenbrechern s. Fußnoten 55 und 56.

<sup>84</sup> Zur Berechnung des Gesamteffektes s. Fußnote 57.

	Einflussgrößen	Regressionsparameter von $P_z$ [kW]	Regressionsparameter von $W_{Z0m}$ [kWh/t]	Untersuchungsbereich		Gesamteffekt von $P_z$ [kW]	Gesamteffekt von $W_{Z0m}$ [kWh/t]
				Untergrenze	Obergrenze		
Stachelwalzenbrecher	$s_{r2}$ [mm]	-3,81600e-2		15	47	-2,42	-0,047
	$v_w$ [m/s]		2,58200e-2	1,92	3,02	-0,79	-0,012
	$\Delta v_w$ [m/s]			0	1,09	0,56	0,008
	$\dot{m}$ [t/h]	5,26300e-2		0	110	4,48	0,019
	$d_{Am}$ [mm]	5,79600e-2	8,59800e-4	22,08	36,23	0,82	0,012
	$v_w^{-1}$ [m <sup>-1</sup> /s <sup>-1</sup> ]	4,17816e0	2,12700e-1				
	$s_{r2}^{-2}$ [mm <sup>-2</sup> ]	3,60480e2	1,18158e1				
	$\Delta v_w^{-2}$ [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]	4,71100e-1	6,65000e-3				
	$\dot{m}^2$ [t <sup>2</sup> /h <sup>2</sup> ]		7,38000e-6				
	$\dot{m}^3$ [t <sup>3</sup> /h <sup>3</sup> ]	-9,88000e-7	-5,27000e-8				
	Konstante	-3,61900e0	-1,76300e-1				
$R^2$ [-]	0,870	0,911					
Flügelbrecher	$s_{r5}$ [mm]	-4,12800e-2	-2,07200e-4	110	130	-0,82	-0,004
	$v_w$ [m/s]	1,73240e-1	1,70000e-3	2,36	4,72	0,41	0,004
	$\Delta v_w$ [m/s]	-5,48400e-1		0	2,34	-0,45	0
	$\dot{m}$ [t/h]	-1,25100e-2		0	220	3,75	0,018
	$d_{Am}$ [mm]			19,01	29,30	0	0
	$\Delta v_w^{-2}$ [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]	1,21400e-1					
	$\dot{m}^2$ [t <sup>2</sup> /h <sup>2</sup> ]	1,34300e-4	3,68500e-7				
	Konstante	4,49400e0	1,28000e-2				
	$R^2$ [-]	0,942	0,838				

Tabelle 5: Regressionsmodell für die Zerkleinerungsleistung  $P_z$  und den Zerkleinerungsarbeitsbedarf  $W_{Z0m}$ .

Trotz der hohen Modellgüten ist jedoch eine Nutzung der Regressionsfunktionen von NAUNDORF für andere Stoffarten, Walzenbrechertypen oder Betriebspunkte außerhalb des in Tabelle 5 angegebenen Untersuchungsbereiches unzulässig. In der Literatur gibt es deshalb noch eine Vielzahl weiterer Ansätze zur Leistungsberechnung. Von OLEVSKIJ [88], SOMMER [98], MOTEK [86], TARIJÁN [70, S.320-321] und HÖFFL [10, S.105] werden Beziehungen mit deutlich größerem Gültigkeitsbereich angegeben:

$$P_M [\text{kW}] = \begin{cases} c_{L1} \cdot L_w [\text{m}] \cdot D_m [\text{m}] \cdot n_w [\text{min}^{-1}] & \text{für Zweiwalzenprofilbrecher [88], (97)} \\ c_{L2} \cdot L_w [\text{m}] \cdot D_m [\text{m}] & \text{für Zweiwalzenprofilbrecher [98], (98)} \\ c_{L3} \cdot \varepsilon_s [-] \cdot \dot{m} [\text{t/h}] & \text{für Ein-/Zweiwalzenprofilbrecher [70, S.320], (99)} \\ \frac{1,2 \cdot (L_w [\text{dm}] \cdot D_m [\text{dm}])^{1,4}}{12 + \frac{1}{18} \cdot L_w [\text{dm}] \cdot D_m [\text{dm}]} & \text{für Einwalzenprofilbrecher [70, S.321]. (100)} \end{cases}$$

Die Ansätze gehen meist von der aus theoretischer Sicht plausiblen Annahme aus, dass der Leistungsbedarf proportional einer am Umfang wirkenden Kraft (mittlerer Durchmesser  $D_m$ ) und der Umfangsgeschwindigkeit (Drehzahl  $n_w$ ) ist. Auch die von NAUNDORF [91], ermittelten Massestrom- und Spaltweiteneffekte werden direkt (Massestrom  $\dot{m}$ , Abbaugrad  $\varepsilon_s$ ) oder indirekt (über die Walzenlänge  $L_w$ ) berücksichtigt. Die übrigen Einflussgrößen gehen teilweise in die Proportionalitätsfaktoren  $c_{L1}$ ,  $c_{L2}$  oder  $c_{L3}$  ein. Der Faktor  $c_{L1}$  ist vorrangig von den physikalisch-mechanischen Aufgabestoffeigenschaften (Dichte, Elastizitätsmodul, Bruchspannung) abhängig und sollte versuchstechnisch für geometrisch ähnliche Walzenbrecher bestimmt werden [88]. Für Kohle gibt OLEVSKIJ [88, S.75] einen Wert

von  $c_{L1}=0,85$  an. Auch  $c_{L2}$  ist von den Stoffeigenschaften und zusätzlich vom Abbaugrad  $\epsilon_s$  abhängig, so dass SOMMER [98; 10, S.104] Werte von  $c_{L2}=25$  (weiche Stoffe, großes  $\epsilon_s$ ) bis  $c_{L2}=100$  (harte Stoffe, kleines  $\epsilon_s$ ) annimmt<sup>85</sup>. Für den stoff- und maschinenabhängigen Faktor  $c_{L3}$  empfehlen MOTEK [86] und TARJÁN [70, S.320] dagegen bei mittelharter Kohle und Walzenumfangsgeschwindigkeiten von 2,5m/s...3,5m/s einen Wert von  $c_{L3}=0,06$  (Zweiwalzenbrecher) bzw.  $c_{L3}=0,10$  (Einwalzenbrecher).

Schließlich kann  $P_M$  auch durch die Auswertung von Baugrößen und Motorleistungen bei bestehenden Anlagen ermittelt werden, wenngleich dies physikalisch unbegründet ist und zu starken Fehleinschätzungen bei der Motorleistung führen kann. AKIMOW [57, S.146-149] hat dazu eine Normreihe der Zerkleinerungsmaschinen entwickelt, wobei er die Brecher und Mühlen nach Konstruktions- und Wirkprinzipien kategorisierte und darauf aufbauend allgemeingültige Aussagen ableitete. Für Walzenbrecher, die mit Backen- und Kegelschneidbrechern zusammen eine Kategorie bilden, konnte so eine spezifische Energieintensität  $P_{0M}$  von 0,6...4,4kW/t abgeleitet werden [57, S.148]. Die Motorleistung  $P_M$  eines Walzenbrechers mit der Maschinenmasse  $m_M$  ergibt sich damit näherungsweise zu:

$$P_M = P_{0M} \cdot m_M \quad (101)$$

Analog zum Grenzdurchsatz lässt sich  $P_M$  auch durch Inter- oder Extrapolation von geometrisch ähnlichen Walzenbrecheranlagen abschätzen, wobei meist folgende Ansätze verwendet werden [10, S.29]:

$$P_M = a_L \cdot m_M^{b_L} \quad \text{bzw.} \quad P_M = a_L \cdot A_M^{b_L} \quad \text{mit} \quad A_M = L_w \cdot D_w \quad (101)$$

Die Parameter  $a_L$  und  $b_L$  lassen sich durch Auftragen der entsprechenden  $P_M$ - $A_M$  bzw.  $P_M$ - $m_M$ -Wertepaare in doppeltlogarithmische Netze ermitteln.

### c.) Bilanzmodelle

Das in Kapitel 3.2.2 bereits allgemein dargestellte Bilanzmodell von WHITEN (s. Bild 26), welches in Kapitel 4.3.2 noch näher beschrieben wird, lässt sich auch zur Abschätzung der Zerkleinerungsleistung  $P_Z$  nutzen [100, S.250]. Ausgangspunkt ist zunächst die Bestimmung der massebezogenen Brucharbeit (Zerkleinerungsarbeitsbedarf)  $W_{Z0m,i}$  von Körnern der Fraktion  $i$  im Fallversuch (s. Gl. 43). Bei bekannter Klassier- und Bruchfunktion kann für eine gegebene Aufgabekorngrößenverteilung außerdem der einen Bruchprozess durchlaufende fraktionelle Massestrom  $c_i \cdot f_{X,i}$  (Bruchwahrscheinlichkeit  $c_i$ , fraktioneller Massestrom  $f_{X,i}$  im Walzenbrecher) ermittelt werden. Durch Summation über alle aufgegebenen Fraktionen ergibt sich damit [100, S.250]:

<sup>85</sup> Bei Verwendung von Gl. 98 sollte für die Maschinenmasse  $m_M$  gelten:  $m_M[t] = (10 \dots 30) \cdot L_w[m] \cdot D_w[m]$ .

$$P_Z = \frac{1}{\varepsilon_{BM}} \cdot \sum_i W_{Z0m,i} \cdot c_i \cdot f_{X,i} \cdot \quad (103)$$

Der Effizienzgrad  $\varepsilon_{BM}$  beschreibt das Verhältnis aus der benötigten Zerkleinerungsenergie im Einzelkornfallversuch und im Walzenbrecher. Wegen der Übertragungsverluste bei Mehrkornzerkleinerung und indirekter Krafteinleitung ist  $\varepsilon_{BM}$  bei Walzenbrechern  $<1$  und dürfte wie bei Kegelbrechern Werte von  $\varepsilon_{BM} \approx 0,7 \dots 0,8$  annehmen [100, S.251].

### 3.3 Wertung des Erkenntnisstandes und Präzisierung der Aufgabenstellung

Die Modellgüte der dargestellten theoretisch begründeten und empirischen Ansätze für die Zielgrößen „Grenzdurchsatz“, „Produktkorngrößenverteilung“ und „Leistungsbedarf“ ist von der Anzahl der jeweils berücksichtigten, relevanten Einflussgrößen abhängig. Es zeigte sich, dass die komplexen Vorgänge im Prozessraum von Walzenbrechern oft nur unzureichend bzw. nur mit empirischen Ansätzen erfassbar sind. Im Einzelnen zeigten sich folgende Auslegungsmängel:

- unzureichende Berücksichtigung der Aufgabeparameter

Bei den meisten Modellen wird der Stoffarteinfluss für jedes Material separat bzw. über nur schwer abschätzbare Korrekturfaktoren berücksichtigt. Auch die realen Aufgabekorngrößen/-formen bzw. deren Verteilungen werden vielfach vernachlässigt. Die Modelle abstrahieren den Stoffstrom meist als Kontinuum, was gerade bei der Aufgabe grober Einzelkörner problematisch ist. Bei der Beurteilung der Einzugsverhältnisse wird zwar vom Einzelkorn ausgegangen. Allerdings fehlen die Berücksichtigung realer Kornformen und die Einbeziehung des Einzugsverhaltens in die Grenzdurchsatzberechnung.

- unzureichende Berücksichtigung der Maschinenparameter

Die meisten Modelle wurden für Glattwalzen entwickelt und sind deshalb nur auf gering profilierte Walzenbrecher übertragbar. Eine direkte Berücksichtigung der Walzengeometrie fehlt dagegen, so dass gerade bei den markant profilierten Fräswalzenbrechern noch Forschungsbedarf besteht. Auch betriebsbezogene Parameter wie der Verschleißzustand der Werkzeuge/Walzen oder die Wirkung unterschiedlicher Friktionsgrade bleiben unberücksichtigt, obwohl sich zeigte, dass vor allem die Krafteinleitung und das Produktkornband signifikant vom Verschleißfortschritt der Arbeitsorgane abhängen.

- unzureichende Berücksichtigung der Aufgabestoff-Maschine-Wechselwirkungen

Vielfach wird die Verteilung des Brechgutes im Spaltbereich nur indirekt über den Feststoffflächenanteil in der Spaltfläche, den Feststoffvolumenanteil im Prozessraum oder den Ausnutzungsgrad der Belastungsflächen berücksichtigt. Auch die wirksamen Belastungsarten/-verläufe werden nur vereinfacht in die Modelle aufgenommen, wobei wegen z.B. sehr unterschiedlicher Lastannahmen bzw. Modellparameter entsprechend hohe Varianzen in den Ergebnisse auftreten.

Die Literaturlauswertung zeigt somit, dass trotz der vielfältigen Berechnungsmodelle gerade bei markant profilierten Fräswalzenbrechern nur unzureichende oder mit hohem Versuchsaufwand verbundene Prognosen für die relevanten Auslegungszielgrößen möglich sind und die Weiterentwicklung dieser Brechertypen dadurch erschwert wird. Für Fräswalzenbrecher und andere markant profilierte Walzenbrecher soll deshalb in dieser Arbeit ein neues Auslegungsmodell für die am häufigsten eingesetzten Zweiwalzenbrecher erarbeitet werden. Im Vordergrund steht dabei die Prognostizierung der Zielgrößen „Grenzdurchsatz“, „Leistungsbedarf“ und „Produktkorngrößenverteilung“, um:

- die Vordimensionierung von Profilwalzenbrechern in der prinzipiellen Phase zu unterstützen und die Güte der Prinziplösungen besser beurteilen zu können.
- die Optimierung bestehender Walzenbrecheranlagen zu unterstützen.
- das zukünftige Einsatzpotential der Fräswalzenbrecher für härtere Stoffe abzuschätzen.

Dazu ist es wegen der bis zu 2m großen Aufgabekörner sinnvoll, den Stoffstrom nicht als Kontinuum, sondern durch einzelne Partikel nachzubilden (diskretes Modell). In dem Modell sollen die wichtigsten maschinen- und aufgabestoffbezogenen Einflussgrößen Berücksichtigung finden, so dass zur Ermittlung und Festlegung dieser Parameter zunächst Vorüberlegungen und Voroptimierungen der Profilwalzengeometrie erforderlich sind. Für die ausgewählte Stoffart müssen anschließend Zerkleinerungsversuche mit Belastungswerkzeugen, die denen der festgelegten Walzengeometrie ähneln, durchgeführt werden. Auf Basis dieser Versuchsergebnisse lässt sich schließlich der Zerkleinerungsprozess in Fräswalzenbrechern durch Simulationsrechnungen analysieren. Die aus diesen Simulationen abgeleiteten Zielgrößen berücksichtigen neben den Aufgabe- und Maschinenparametern auch systembezogene Einflussgrößen aus der Aufgabestoff-Maschine-Interaktion, so dass sie zur Bewertung des Entwicklungspotentials eines Hartgestein-Fräswalzenbrechers genutzt werden können.

## 4 Neues Auslegungsmodell für Profilwalzenbrecher

### 4.1 Aufbau des Modells

Für die Bearbeitung der in Kapitel 3.3 spezifizierten Aufgabenstellung ist es vor dem Hintergrund des bisherigen Erkenntnisstandes erforderlich, ein neues Modell zur Prognostizierung wesentlicher Auslegungszielgrößen für Profilwalzenbrecher zu entwickeln. Den prinzipiellen Aufbau dieses Modells zeigt Bild 34.

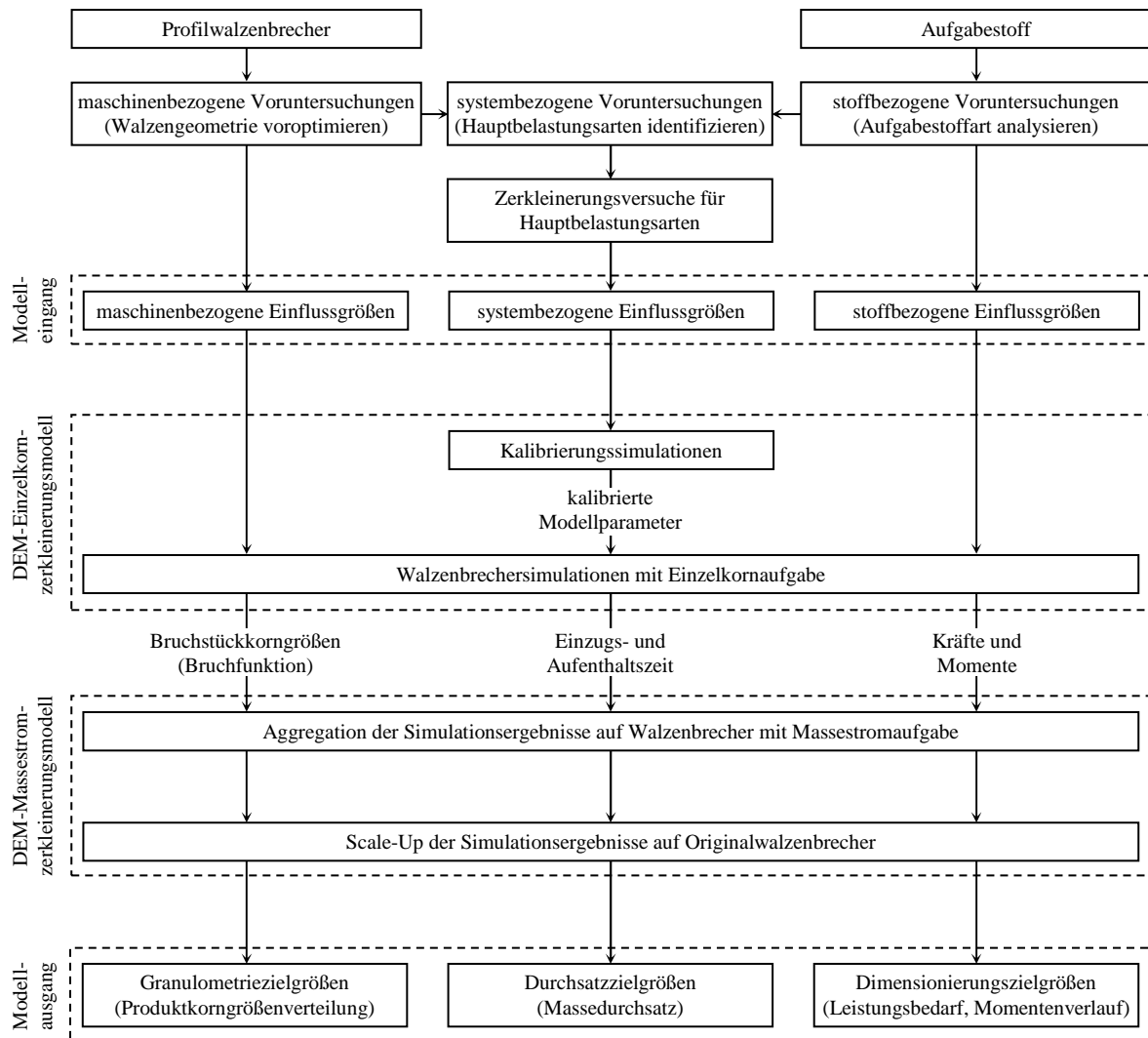


Bild 34: Struktur des neuen Auslegungsmodells.

Die Zielstellung des Auslegungsmodells besteht in der Nachbildung der Kinematik des Profilwalzenbrechers und seiner Aufgabekörner, sowie in der Modellierung der Kornzerkleinerung bei der Wechselwirkung von Maschine und Aufgabestoff. Dazu sind zunächst Voruntersuchungen durchzuführen, um die wesentlichen Maschinen-, System- und Aufgabestoffparameter (s. Bild 3) zu ermitteln. Die konstruktionsbezogenen Maschinenparameter ergeben sich vor allem aus der Profilwalzengeometrie, die im Rahmen einer Voroptimierung festgelegt werden soll. Anschließend wird die bei der Modellierung verwendete Aufgabestoffart ausgewählt und analysiert. Im letzten Abschnitt der Voruntersuchungen

sind schließlich noch die für die Zerkleinerung relevanten Belastungsarten zu analysieren und durch Zerkleinerungsversuche näher zu erforschen. Die Versuchsergebnisse werden zur Kalibrierung des Bruchmodells, d.h. zur Bestimmung der DEM-Modellparameter, die zusammen mit den Maschinen- (Walzengeometrie, -drehzahl) und Stoffparametern (Korngeometrie, Fallgeschwindigkeit) in das DEM-Walzenbrechermodell eingehen, genutzt. Zur Modellierung der Bewegungs- und Bruchvorgänge wird dabei die Diskret-Element-Methode (DEM), bei der einzelne, diskrete Körner und Wände über Kontaktpunkte miteinander wechselwirken, verwendet. Aufgrund hoher Simulationszeiten bzw. begrenzter Rechnerkapazitäten können allerdings nur einzelne, um den Maßstab 1:10 gegenüber dem Original verkleinerte Körner simuliert werden. Die Simulationsergebnisse zu den bei der Einzelkornzerkleinerung aufgetretenen Kräften und Momenten, der Einzugs- und Aufenthaltszeit und der Bruchfunktion sind deshalb noch über Scale-Up- und Aggregationsregeln auf den Originalwalzenbrecher mit Massestromaufgabe zu übertragen. Die so erhaltenen Zielgrößen „Produktkorngrößenverteilung“, „Massedurchsatz“, „Leistungsbedarf“ und „Momentenverlauf“ bilden schließlich den Ausgang des Modells und können zur Auslegung der Walzenbrecheranlage und zur Motordimensionierung eingesetzt werden.

Im Folgenden wird näher auf die einzelnen Module der Modellstruktur eingegangen, wobei zunächst die Voruntersuchungen zu den Einflussgrößen (Kapitel 4.2) und anschließend die Bestimmungsmethoden der Zielgrößen (Kapitel 4.3) behandelt werden.

## **4.2 Voruntersuchungen zu den Einflussgrößen des Modells**

Zur Modellierung der Zerkleinerung ist es zunächst sinnvoll, die in Bild 3 aufgeführten maschinen-, aufgabestoff- und systembezogenen Einflussgrößen als Eingangsparameter des neuen Auslegungsmodells festzulegen. Die dabei erforderlichen Vorüberlegungen und Voroptimierungen zur Ableitung der Einflussgrößen sind Gegenstand dieses Kapitels.

### **4.2.1 Analyse maschinenbezogener Parameter**

Die Auswahl der betriebs-, werkstoff- und konstruktionsbezogenen Parameter erfolgt auf Basis der in Kapitel 3.1 ausgewerteten Firmenschriftdaten und unter Berücksichtigung von Optimierungsrechnungen für Fräswalzenbrecher. In Tabelle 6 sind die aus Firmenschriften abgeleiteten Maschinenparameter des neuen Auslegungsmodells dargestellt. Als Werkstoffart wird vereinfachend für alle Bauteile (Walzen, Werkzeuge) St37-2 gewählt, obwohl in der Praxis verschleiß-, festigkeits- oder fertigungsbedingt meist andere Werkstoffe (z.B. Meißel mit Hartmetallspitzen, Walzen mit Auftragsschweißungen, Stahlgussmäntel) zum Einsatz kommen. Bei dem derzeitigen Entwicklungsstand des Modells werden diese und andere Aspekte (z.B. Werkzeugverschleißzustand) allerdings vernachlässigt, obwohl sie für Verschleiß und Krafteinleitung mitunter sehr bedeutsam sind. Die übrigen Parameter orientieren sich an den Praxiswerten eines typischen 500er Center Sizers, wobei in späte-

ren Entwicklungsstufen des Auslegungsmodells auch größere Maschinen (z.B. 1500er Sizer), andere Betriebsweisen (z.B. Side Sizer) oder Werkzeuganordnungen (z.B. pfeil-, wellenförmig) nachgebildet werden könnten. Die sonstigen Konstruktionsparameter zur Charakterisierung der Profilwalzengeometrie sind in Tabelle 6 noch nicht dargestellt, da für ihre Festlegung noch weitere Vorüberlegungen im Rahmen einer Primär- und Sekundäroptimierung nötig sind.

Maschinenparameter für Fräswalzenbrecher		Wertebereich
werkstoffbezogene Parameter	Werkstoffart	Stahlsorte S235 JR+AR (nach EN 10025) bzw. St37-2 (nach DIN 17100) für alle Maschinenbauteile
betriebsbezogene Parameter	Walzenumfangsgeschwindigkeit $v_w$ am Spitzenkreis	2,5m/s
	Friktionsgrad (Drehzahlverhältnis) $f=n_1/n_2$	1
	Werkzeugverschleißzustand	unverschlossene Werkzeuge
konstruktionsbezogene Parameter	Walzenanzahl $n_w$	2 (Center Sizer)
	Walzenmakroform	Zylinder
	Walzenkinematik	gegenseitig rotierend
	Walzenlänge $L_w$	1000mm
	Walzenachsabstand $a_w$	500mm
	Walzenhöhenversatz $\Delta H_w$	0mm
	Phasenverschiebung $\alpha_p$	0° (Synchronlauf)
	Werkzeuganordnung $\alpha_v$	0° (fluchtend), 15° (spiralförmig)
sonstige Konstruktionsparameter		aus Voroptimierung (Bild 42)

Tabelle 6: Maschinelle Einflussgrößen des neuen Auslegungsmodells.

#### 4.2.1.1 Primäroptimierung der Profilwalzengeometrie

Das Ziel der Primäroptimierung besteht in einer festigkeits- und verfahrenstechnisch begründeten Bestimmung des geometrischen Gestaltungsfeldes, das sich aus einer mindestens erforderlichen und einer maximal zulässigen Profilwalzen- bzw. Werkzeugkontur ergibt. Die konkrete Festlegung einer optimalen Kontur innerhalb dieses Gestaltungsfeldes erfolgt dann im Rahmen der Sekundäroptimierung.

Das für die Primäroptimierung in Frage kommende Untersuchungsfeld von Profilwalzen ist in Kapitel 2.2 bereits allgemein dargestellt worden. Unabhängig von der konkreten Werkzeugform lässt es sich zunächst anhand der drei Spaltweitenverhältnisse  $f_r$  (in radialer Richtung),  $f_u$  (in umfänglicher Richtung),  $f_a$  (in axialer Richtung), auf Basis normierter Werkzeughöhen (z.B. Profilierungsgrad  $h_p$ , relative Frästiefe  $h_e$ ) oder durch Teilungsverhältnisse (z.B. Umfangsteilung  $T_u$ , Axialteilungsverhältnis  $f_{Ta}$ ) untergliedern. Für das Radialspaltweitenverhältnis gilt mit den in Bild 2 definierten Abmessungen:

$$f_r = \frac{a_w - a_{w,\min}}{a_{w,\max} - a_{w,\min}} = \frac{(s_{r2} + R_s + R_w) - (R_s + R_w)}{(2R_s) - (R_s + R_w)} = \frac{s_{r2}}{R_s - R_w} \quad \text{mit: } f_r = 0 \dots 1. \quad (104)$$



Der maximale Achsabstand wird bei einer Überdeckung von  $u_{we}=0$  mit  $a_{w,max}=2R_s$  angenommen (bei gering profilierten Maschinen ist auch  $a_{w,max}>2R_s$  bzw.  $f_r>1$  möglich), während der minimale Achsabstand durch den Spitzen-  $R_s$  und Grundkreisradius  $R_w$  definiert ist ( $a_{w,min}=R_s+R_w$ ). Analog ergibt sich gemäß Bild 2 das Axialspaltweitenverhältnis  $f_a$  aus der Werkzeuglänge  $l_{we}$  relativ zur axialen Teilungslänge  $l_{Ta}$  zu:

$$f_a = \frac{l_{we}}{l_{Ta}} = \frac{l_{we}}{L_w/T_a} \quad \text{mit: } f_a = 0 \dots 1. \quad (105)$$

Für die Umfangsspaltweite  $s_u$  (freie Bogenlänge zwischen zwei umfänglich benachbarten Werkzeugen) kann schließlich noch aus dem Verhältnis von Werkzeug-  $\alpha_{we}$  und Teilungswinkel  $\alpha_{Tu}=2\pi R_w/T_u$  das Umfangsspaltweitenverhältnis nach Gl. 106 bestimmt werden:

$$f_u = \frac{\alpha_{we}}{\alpha_{Tu}} \quad \text{mit: } f_u = 0 \dots 1. \quad (106)$$

Profilwalzenbrecher lassen sich nicht nur durch Spaltweitenverhältnisse, sondern auch durch spezifische Werkzeughöhen charakterisieren, wobei insbesondere der Profilierungsgrad nach Gl. 107 und die relative Frästiefe (Eindringgrad) nach Gl. 108 bedeutsam sind. Beide Größen bestimmen maßgeblich die Einzugsverhältnisse bzw. die maximalen Aufgabekorngrößen. Allerdings können sie festigkeitsbedingt nicht beliebig erhöht werden, da ansonsten die Biegemomente am Werkzeugfuß zum Bruch führen. Die angegebenen Wertebereiche werden deshalb nur in Ausnahmefällen überschritten.

$$f_p = \frac{h_{we}}{R_w} \quad \text{mit: } f_p = 0 \dots 1,25 \quad (107)$$

$$f_e = \frac{h_{we}}{a_w} \quad \text{mit: } f_e = 0 \dots 0,4 \quad (108)$$

Bei markanten Profilierungen sind außerdem die Umfangsteilung  $T_u$  (Gl. 109) und evt. das Axialteilungsverhältnis  $f_{Ta}$  (Gl. 110) relevant. Während  $T_u$  die Anzahl der periodisch wiederkehrenden Brechprozesse je Umdrehung festlegt, bestimmt  $f_{Ta}$  die Anzahl der am Größtkorn  $d_{Amax}$  angreifenden Werkzeuge.

$$T_u = \frac{2\pi}{\alpha_{Tu}} \quad (109)$$

$$f_{Ta} = \frac{l_{Ta}}{a_w} \quad (110)$$

In den Bildern A3-1 und A3-2 (Anlage 3) wird am Beispiel der vielfach eingesetzten Zahn- und Meißelwerkzeuge (s. Bild 12) dargestellt, welche Variationsmöglichkeiten sich bereits mit den Parametern  $f_r$  und  $f_u$  für drei verschiedene Niveaustufen ergeben. Ausgehend von einer in der Praxis eingesetzten Profilwalzengeometrie (grün umrahmt) lässt sich  $f_r$  dem-

nach durch Änderung des Achsabstandes  $a_w$  oder der Werkzeughöhe  $h_{we}=R_s-R_w$  und  $f_u$  durch Änderung des Werkzeugwinkels  $\alpha_{we}$  oder des Teilungswinkels  $\alpha_{Tu}$  (bzw. der Umfangsteilung  $T_u$ ) variieren. Der Grundkreisradius  $R_w$  ist dabei stets konstant. Für eine Parametervariation sind die Spaltweitenverhältnisse als Führungsgrößen allerdings ungeeignet, da sie sich meist zwangsläufig aus der Festlegung anderer Parameter ergeben. Günstiger ist dagegen die aktive Variation von  $T_u$  und  $f_e$ , wobei im Rahmen der Primäroptimierung folgender, praxisbezogene Variationsbereich für Fräswalzenbrecher festgelegt wird:

- Umfangsteilung:  $T_u=4, 5, 6 \dots 12$ ,
- Eindringgrad:  $f_e=0,10, 0,15, 0,20 \dots 0,50$ .

Außerdem soll sich das Untersuchungsfeld der Primäroptimierung auf die in Bild 12 dargestellten Zahn- und Meißelwerkzeuge beschränken, weil diese Werkzeugtypen bei den meisten Fräswalzenbrechern vorkommen. Die übrigen Konstruktionsparameter werden mit:

- $f_r=0,05$  (Radialspaltweitenverhältnis),
- $f_a=0,96$  (Axialspaltweitenverhältnis),
- $f_{Ta}=0,33$  (Axialteilungsverhältnis),
- $a_w=500\text{mm}$  (s. Tabelle 6),
- $\varphi_A=45^\circ$  (Meißelanstellwinkel, in [40] empfohlen),
- $\varphi_K=50^\circ$  (Meißelkeilwinkel, geeignet für härtere Aufgabestoffe)

konstant gesetzt bzw. aufgrund geometrischer Abhängigkeiten errechnet und so passiv mit geändert. So ergeben sich  $h_{we}$  aus Gl. 107,  $s_{r2}$  aus Gl. 104 (mit  $h_w=R_s-R_w$ ),  $l_{Ta}$  aus Gl. 110,  $l_{we}$  aus Gl. 105 und  $R_w$  bzw.  $R_s$  schließlich aus den Beziehungen:

$$R_w = 0,5 \cdot (a_w - h_{we} - s_{r2}), \quad (111)$$

$$R_s = R_w + h_{we}. \quad (112)$$

Damit ist eine bestimmte  $T_u$ - $f_e$ -Variante geometrisch ausreichend beschrieben und kann im Rahmen der Primäroptimierung bewertet werden. In Bild 35 ist die Vorgehensweise für Zahn- (links) und Meißelwerkzeuge (rechts) am Beispiel der Variante  $\{T_u=5, f_e=0,25\}$  aufgezeigt. Der Gestaltungsbereich für die Werkzeugkontur liegt dabei zwischen der Werkzeugminimalkontur  $WK_{min}$  (rot) und der Werkzeugmaximalkontur  $WK_{max}$  (blau).  $WK_{max}$  ist bei beiden Werkzeugtypen gleich und wird so festgelegt, dass das theoretisch maximale Aufgabekorn  $d_{Amax}=a_w$  bis zum Walzengrundkreis  $R_w$  (Punkt 1 bzw. 1') eindringen kann. Damit der vorlaufende Werkzeugrücken diesen Vorgang nicht blockiert, darf die Werkzeugrückseite 6-7 (analog 6'-7') in der dargestellten Nulllage (Werkzeugspitze bei  $x=0$ ) maximal mit  $\alpha_{Tu}$  angestellt werden. Die Geradengleichung ergibt sich demnach aus den Koordinaten von Punkt 7 ( $x_7/y_7$ ) und dem Anstieg  $m_{67}$  zu:

$$y(x) = y_7 + m_{67} \cdot (x - x_7), \quad (113)$$

mit:  $m_{67} = \tan(\alpha_{Tu})$ ,

mit:  $x_7 = -R_w \cdot \sin(\alpha_{Tu})$ ,

mit:  $y_7 = R_w \cdot \cos(\alpha_{Tu})$ .

Außerdem ist zu gewährleisten, dass der Punkt 6 nicht außerhalb des von der Werkzeugspitze ( $x_2/y_2$ ) vorgegebenen Schneidkreises  $R_s$  liegt, da Schneidprozesse nur mit der Spitze erfolgen sollten. Durch Einsetzen von Gl. 113 in die Schneidkreisgleichung:

$$R_s^2 = x^2 + y^2 \quad (114)$$

lassen sich auch die Koordinaten von Punkt 6 berechnen, so dass die Werkzeugmaximalkontur mit den Eckpunkten 1, 2, 6, 7 bzw.  $1'$ ,  $2'$ ,  $6'$ ,  $7'$  vollständig beschrieben ist.

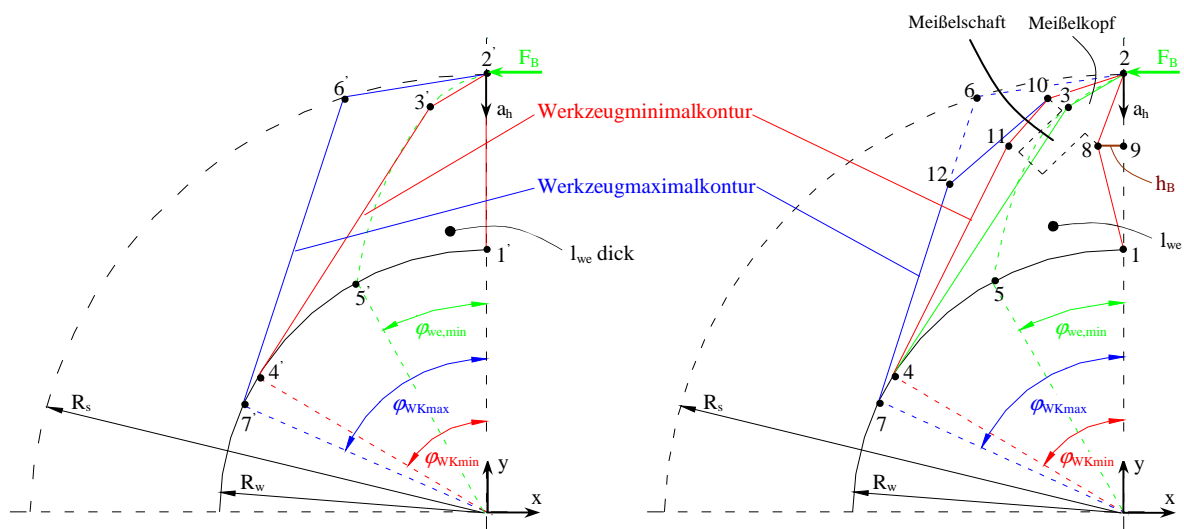


Bild 35: Ermittlung der Werkzeugminimal-/maximalkontur bei Zahn- (links) und Meißelwerkzeug (rechts).

Bei der Festlegung der Werkzeugminimalkontur sind dagegen Festigkeitsüberlegungen ausschlaggebend. Die für Festigkeitsanalysen zunehmend angewendeten FEM-Berechnungen sollen hier jedoch wegen des Simulationsaufwandes nicht zum Einsatz kommen. Deshalb wird die Werkzeugbeanspruchung durch vereinfachte mechanische Ersatzmodelle abgeschätzt. Ausgangspunkt ist zunächst die auf das Werkzeug wirkende Maximalbelastung. Wegen der überwiegend punktförmigen Krafteinleitung lässt sie sich aus dem Punktlastindex<sup>86</sup> des Maximalorns ableiten. Er hat für Granodiorit aus Kindisch bei  $d_{Amax}=500\text{mm}$  einen Wert von  $F_{B,A(500)}=0,89\text{N/mm}^2$  (s. Bild A10-1 in Anlage 10), so dass an der Werkzeugspitze die Kraft:

$$F_B = F_{B,A(500)} \cdot d_{Amax}^2 = 222,5\text{kN} \quad (115)$$

<sup>86</sup> Der Punktlastindex entspricht der flächenbezogenen Bruchkraft eines Kornes beim Punktlasttest (PLT). Er wird in Kapitel 5.2.3 für die Stoffart „Granodiorit aus Kindisch (bei Dresden)“, die gemäß den Vorüberlegungen in Kapitel 4.2.2 als Aufgabestoff des neuen Auslegungsmodell verwendet werden soll, näher dargestellt.

wirkt. Da die Bruchkräfte streuen, können je gewähltem Streubereich (z.B. 95%, 99%) auch noch deutlich höhere Kräfte angenommen werden. An dieser Stelle ist jedoch lediglich die 50%-Bruchkraft für  $F_B$  angesetzt worden. Für eine Überschlagsrechnung ist dies ausreichend, zumal bereits bei der Werkstoffauswahl vom ungünstigsten Fall (St37) ausgegangen wurde.

Die Bruchkraft belastet einerseits das Werkzeug auf Biegung und andererseits die Schweißnaht am Werkzeugfuß auf Biegezug. Für die Werkzeugbiegung kann zunächst bei konstanter Werkzeuglänge  $l_{we}$  eine Kontur mit biegespannungsgleichen Querschnitten  $b_{we} \cdot l_{we}$  errechnet werden (grüne Strichpunktlinie in Bild 35). Die Biegespannung  $\sigma_b$  und die Werkzeugbreite  $b_{we}$  sind dabei vom Abstand  $a_h$  zum Kraftangriffspunkt abhängig, wobei nach dem Biegebalkenmodell folgender Zusammenhang gilt:

$$\sigma_b(a_h) = \frac{M_b}{W_b} = \frac{F_B \cdot h}{\frac{l_{we} \cdot b_{we}^2(a_h)}{6}} = \frac{\sigma_{b,F}}{S_b} = \text{konst.} \quad (116)$$

Da das Biegemoment  $M_b$  mit  $a_h$  ansteigt, muss auch das Biegegewiderstandsmoment  $W_b$  bzw.  $b_{we}$  zunehmen, damit  $\sigma_b$  konstant bleibt. Außerdem ist zu gewährleisten, dass  $\sigma_b$  nicht den Wert der Fließfestigkeit  $\sigma_{b,F}$  (vermindert um die Biegesicherheit  $S_b$ ) übersteigt, um ein Bauteilversagen zu vermeiden. Für St37-2 beträgt er  $\sigma_{b,F}=280\text{N/mm}^2$  [29], so dass sich die vorläufige Werkzeugminimalkontur mit einer gewählten Sicherheit von  $S_b=2$  aus Gl. 116, umgestellt nach  $b_{we}$ , ergibt (Gl. 117). Vereinfacht lässt sich diese Kontur durch die zwei Geradensegmente 2-3 bzw. 2'-3' und 3-5 bzw. 3'-5' approximieren<sup>87</sup> (Bild 35).

$$b_{we}(a_h) = \sqrt{\frac{6 \cdot F_B \cdot S_b}{l_{we} \cdot \sigma_{b,F}}} \cdot \sqrt{a_h} \quad (117)$$

Neben der Biegeabsicherung muss die Minimalkontur am Werkzeugfuß noch eine ausreichende Querschnittsfläche für die Schweißnaht gewährleisten. Bei konstanter Werkzeuglänge  $l_{we}$  ist diese nur noch vom Werkzeugwinkel abhängig. Zunächst ist zu prüfen, ob der Werkzeugminimalwinkel  $\varphi_{we,min}$  (Bild 35), der vom Schnittpunkt<sup>88</sup> 5 bzw. 5' zwischen Grundkreisgleichung (Gl. 114 mit  $R_w$  statt  $R_s$ ) und Gl. 117 bestimmt wird, bereits einen ausreichenden Querschnitt sicherstellt. Die Belastung in diesem Querschnitt ist dabei von den im Schweißnahtmittelpunkt M (bei  $\varphi_{we,min}/2$ ) wirkenden Kräften  $F_b^*$  und  $F_z$  abhängig

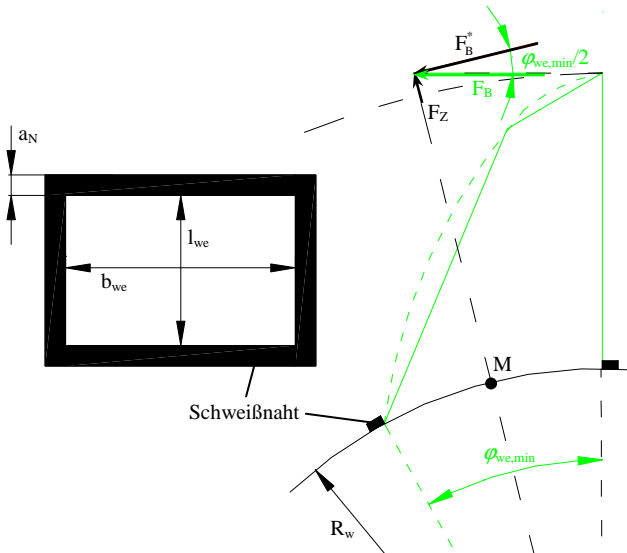
<sup>87</sup> Für die Berechnung der zur Approximation benötigten Koordinaten von Punkt 3 (analog für 3') ist zunächst die Flächendifferenz zwischen dem oberen (2-3) bzw. unteren Geradensegment (3-5) und der Originalfunktion (Gl. 117) zu ermitteln. Punkt 3 wurde anschließend so festgelegt, dass das Verhältnis von unterer zu oberer Flächendifferenz 1,5 beträgt.

<sup>88</sup> Zur Berechnung des Schnittpunktes ist eine Koordinatentransformation nötig, da sich die Wurzelfunktion in Gl. 117 auf ein Koordinatensystem mit Ursprung in der Werkzeugschneidspitze bezieht, während das der Grundkreisgleichung im Walzenmittelpunkt liegt.

(Bild 36) [59, S. A5.6]. Sie ergeben sich aus den Komponenten der in Richtung Mittelpunkt M verschobenen Biege- bzw. Bruchkraft  $F_B$  und können wie folgt berechnet werden:

$$F_B^* = F_B \cdot \cos(\varphi_{we,min}/2), \quad (118)$$

$$F_z = F_B \cdot \sin(\varphi_{we,min}/2). \quad (119)$$



Da der Schweißnahtquerschnitt dem eines Rechteckrohres entspricht (Bild 36), lassen sich die Biegespannung  $\sigma_{b^*}$  mit dem Widerstandsmoment  $W_{b^*}$  nach Gl. 120 und die Zugspannung  $\sigma_z$  mit der Nahtfläche  $A_z$  nach Gl. 121 ermitteln. Für den Spannungsnachweis wird eine Nahtdicke  $a_N$  von 10mm angenommen und  $b_{we}$  aus der Bogenlänge von  $\varphi_{we,min}$  ( $b_{we} = R_w \cdot \varphi_{we,min}$ ) bestimmt.

Bild 36: Kräfte an der Schweißnaht eines Werkzeugs.

$$\sigma_{b^*} = \frac{M_{b^*}}{W_{b^*}} = \frac{F_B^* \cdot h_{we}}{(b_{we} + 2a_N)^3 \cdot (l_{we} + 2a_N) - b_{we}^3 \cdot l_{we}} \cdot \frac{1}{6 \cdot (b_{we} + 2a_N)} \quad (120)$$

$$\sigma_z = \frac{F_z}{A_z} = \frac{F_z}{2a_N \cdot (b_{we} + l_{we} + 2a_N)} \quad (121)$$

Bei einer zulässigen Biegezugfestigkeit der Schweißnaht von  $\sigma_{bz}=135\text{N/mm}^2$  (für St37-2) [59, S. A5.9] kann mit Gl. 147 schließlich nachgeprüft werden, ob die Sicherheit  $S_{bz}$  größer als 2 (geforderte Mindestsicherheit) ist.

$$S_{bz} = \frac{\sigma_{bz}}{\sigma_{b^*} + \sigma_z} \geq 2 \quad (122)$$

Im Falle eines zu kleinen Nahtquerschnitt wird  $\varphi_{we,min}$  bzw.  $b_{we}$  solange erhöht, bis Gl. 147 erfüllt ist. Bei der in Bild 35 dargestellten Variante verschiebt sich die Minimalkontur somit von Punkt 5 bzw. 5' nach Punkt 4 bzw. 4'. Für das Zahnwerkzeug (Bild 35 links) ist dies bereits die endgültige Werkzeugminimalkontur. Dagegen ist beim Meißelwerkzeug noch die Kontur des Meißelkopfes mit zu berücksichtigen. Sein Anstellwinkel beträgt  $\varphi_A=45^\circ$  und sein Keilwinkel  $\varphi_K=50^\circ$ , so dass nur noch die Meißelkopfhöhe  $h_{MK}$  und der Meißelkopfradius  $r_{MK}$  berechnet werden müssen (s. Bild 12). Da das Maximalkorn brechen sollte, bevor es mit der Werkzeugflanke 1-8 einen Flächenkontakt ausbildet, sind  $h_{MK}$  und  $r_{MK}$  so zu wählen, dass

die Strecke 8-9 der Bruchdeformation  $h_B$  von Granodiorit aus Kindisch aus dem Punktlasttest bei  $d_{Amax}=500\text{mm}$  entspricht (s. Kapitel 5.2). Mit  $h_B = 7,3\% \cdot 500\text{mm} = 36,5\text{mm}$  und dem Spanwinkel  $\varphi_{Sp} = 90^\circ - \varphi_A - 0,5 \cdot \varphi_K$  errechnen sich  $h_{MK}$  und  $r_{MK}$  aus den folgenden Beziehungen:

$$h_{MK} = h_B \cdot \frac{\cos(\varphi_K/2)}{\sin(\varphi_{Sp})}, \quad (123)$$

$$r_{MK} = h_{MK} \cdot \tan(\varphi_K/2). \quad (124)$$

Die Abmessungen des Meißelschaftes folgen schließlich aus der Festlegung, dass der Schaftdurchmesser dem Meißelkopfradius und die Schafthöhe der Meißelkopfhöhe entspricht. Durch die Berücksichtigung der Meißelkopfkontur verschiebt sich die Minimalkontur des Meißelwerkzeugs in Bild 35 von 1-2-3-4 zu 1-8-2-10-11-4. Die neuen Eckpunkte ergeben sich dabei einerseits aus der vom Meißelkopf vorgegebenen Geometrie (Punkte 8 und 10) und andererseits aus dem horizontalen Versatz um die Strecke 8-9 zur Kompensation der Querschnittsminderung des Bereiches 1-8-2 (Punkt 11). Auch die Maximalkontur ändert sich beim Meißelwerkzeug von 2-6-7 zu 2-10-12-7, wobei die Strecke 10-12 von Punkt 10 ausgehend parallel zur Meißelachse verläuft.

Mit der Kenntnis von Minimal- und Maximalkontur des Zahn- und Meißelwerkzeugs können jetzt im dazwischen liegenden Gestaltungsbereich beliebige Konturen festgelegt und im Rahmen der Sekundäroptimierung bewertet werden. Allerdings konnte im o.g. Untersuchungsfeld nicht für alle  $T_u$ - $f_c$ -Varianten ein gültiger Gestaltungsbereich ermittelt werden (Tabelle 7). So schieden Meißelwerkzeuge bei allen Varianten mit  $f_c=0,1$  aus, weil die verfügbare Werkzeughöhe für den Meißelkopf zu gering war. Bei hohen  $T_u$ - und  $f_c$ -Werten ist dagegen der von der Maximalkontur vorgegebene Bereich kleiner, als der von der Minimalkontur wegen der hohen Biegebelastungen benötigte Querschnitt, so dass weder Meißel- noch Zahnwerkzeuge zulässige Varianten liefern.

		Umfangsteilung $T_u$ [-]									
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	
Eindringgrad $f_c$ [-]	0,10	●	●	●	●	●	●	○	○	○	
	0,15	●	●	●	●	●	○	○	○	○	
	0,20	●	●	●	●	○	○	○	○	○	
	0,25	●	●	○	○	○	○	○	○	○	
	0,30	●	●	○	○	○	○	○	○	○	
	0,35	●	○	○	○	○	○	○	○	○	
		● Zahn- und Meißelwerkzeug möglich	○ Zahnwerkzeug möglich	○ kein Werkzeug möglich							

Tabelle 7: Bewertungsergebnisse der Primäroptimierung.

#### 4.2.1.2 Sekundäroptimierung der Profilwalzengeometrie

Der in Kapitel 4.2.2.1 festgelegte Untersuchungsbereich wurde bei der Primäroptimierung bereits auf die in Tabelle 7 gezeigten Varianten reduziert. Da jedoch für jede Variante zwischen Werkzeugminimal- und -maximalkontur noch beliebig viele Werkzeugformen definierbar sind, ist eine weitere Variantenreduktion erforderlich. Bei der Sekundäroptimierung sollen deshalb ausschließlich die sich aus Minimal- und Maximalkontur ergebenden Zahn- und Meißelwerkzeugformen analysiert werden, während dazwischen liegende Konturen unberücksichtigt bleiben.

Die Bewertung der Werkzeugformen basiert auf der Ermittlung einer Profilierungskennzahl  $K_p$ , die das Zerkleinerungspotential einer bestimmten, durch Form und Abmessung der Profilwalzen definierten Brechraumgeometrie angibt. Für zentrale Fräswalzenbrecher ohne Brechbalken sind dabei vor allem die für die primäre (oberhalb der Walzen) und sekundäre Brechphase (zwischen den Walzen) relevanten Aspekte zu bewerten. Sie lassen sich mit der in Bild 37 dargestellten Brechraumanalyse ableiten, wobei von Profilwalzenbrechern mit fluchtender Werkzeugformation und maximalen Aufgabekorngrößen von  $d_{Amax}=a_w$  ausgegangen wird.

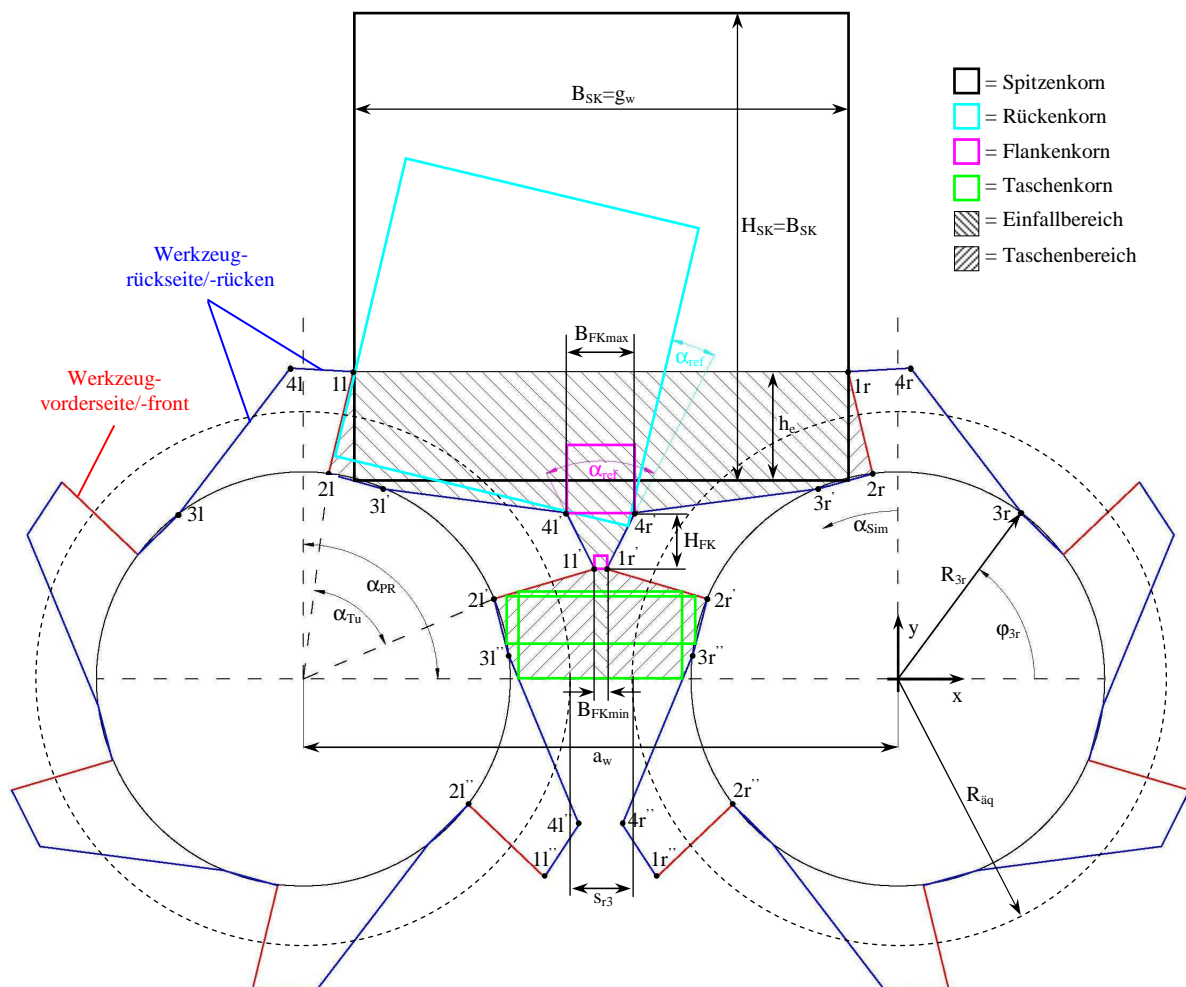


Bild 37: Brechraumanalyse bei einem Profilwalzenbrecher mit Zahnwerkzeugen (Werkzeugtyp WT<sub>4</sub>).

Da eine quasistatische Druckzerkleinerung außerdem nur zwischen sich aufeinander zu bewegendem Werkzeugflanken möglich ist, beschränkt sich der zu analysierende Prozessraum auf den schraffierten Bereich in Bild 37 (Prozessraumwinkel  $\alpha_{PR}=90^\circ$ ). Prozessraumbereiche, die sich im Schatten darüber liegender Werkzeuge befinden und somit keine einfallenden Körner enthalten können, werden als Taschenbereiche, die übrigen als Einfallbereiche bezeichnet.

Während der primären Brechphase werden ausschließlich Spitzenkörner, die in den Spitzenkreis eindringen und oberhalb der Walzen liegen bleiben, (fräsend) zerkleinert. Der von ihnen überdeckte Einfallbereich wird dabei als Eindringbereich bezeichnet. Er bestimmt mit seinen Abmessungen (Eindringtiefe  $h_e$ , Spitzenkornbreite  $B_{SK}$  bzw. Gripweite  $g_w$ ) das Zerkleinerungspotential der primären Brechphase (Primärpotential). Anschließend können in der sekundären Phase beliebige, gegenüberliegende Werkzeugflanken eine Zerkleinerungswirkpaarung ausbilden, sofern durch den Kontakt mit einem dazwischen liegenden Korn eine kraftschlüssige Verbindung entsteht und die Kontaktpunkte bzw. Werkzeugflanken sich aufeinander zu bewegen. Unter der vereinfachten Annahme, dass es ausschließlich Rechteckkörner gibt, können bruchauslösende Kraftschlussverbindungen im Taschenbereich (Taschenkörner) oder im Einfallbereich zwischen Werkzeugvorderseite und gegenüberliegender Werkzeugrückseite (Rückenkörner) sowie zwischen zwei einzugswilligen Werkzeugflanken (Flankenkörner) entstehen. Die zerkleinerbaren Größen der Rücken-, Taschen- und Flankenkörner charakterisieren dabei das Zerkleinerungspotential der sekundären Brechphase (Sekundärpotential). Schließlich soll als dritte Kennzahl noch der maschinelle Abbaugrad, der von der Gripweite  $g_w$  und der äquivalenten Spaltweite  $s_{r3}$  abhängt und damit sowohl das Primär- als auch das Sekundärpotential beeinflusst, zur Bewertung hinzugezogen werden.

Für die Ermittlung der Kennzahlen und -größen des Zerkleinerungspotentials in Abhängigkeit vom Walzendrehwinkel  $\alpha_{Sim}$  wurde wegen des hohen Rechenaufwandes ein Programm „Brechraumanalyse“, bestehend aus den Unterprogrammen „Spitzen-“, „Rücken-“, „Taschen-“ und „Flankenkornganalyse“, entwickelt. Die zugehörigen Struktogramme befinden sich in Anlage 4. Bei der Brechraumanalyse (Bild A4-1) werden zunächst die Startparameter (z.B. Werkzeugtyp  $WT_4$  (Zahnwerkzeug) oder  $WT_6$  (Meißelwerkzeug), Polarkoordinaten der Eckpunkte des Startwerkzeugs (z.B.  $\{R_{3r}/\varphi_{3r}\}$ , Bild 37), Achsabstand  $a_w$ ) eingelesen und die maximal mögliche Anzahl der zumindest teilweise im Prozessraum vorkommenden Werkzeuge  $n_{we,max}$  (z.B.  $n_{we,max}=3$ , Bild 37) bestimmt. Anschließend wird die periodisch veränderliche Brechraumkontur für jeden Winkel  $\alpha_{Sim}$  in der Periode  $0^\circ \leq \alpha_{Sim} \leq \alpha_{Tu}$  (Schrittweite  $\Delta\alpha_{Sim}=0,5^\circ$ ) neu berechnet. Dazu werden aus den Polarkoordinaten der Startwerkzeugeckpunkte durch Drehung um  $\alpha_{Tu}$  bzw.  $\alpha_{Sim}$  und Spiegelung um



$a_w/2$  alle kartesischen Koordinaten der im Prozessraum liegenden Werkzeuge ermittelt, um danach in den Unterprogrammen die einzelnen Eindringbereichs- und Kornabmessungen zu berechnen.

Als erstes wird zur Ermittlung des Primärpotentials die Spitzenkornanalyse für das oberste Werkzeugpaar durchgeführt (Bild A4-2). Falls sich dessen Werkzeugspitzen überdecken ( $x_{1l} > x_{1r}$ ) oder die Gripweite  $g_w$  kleiner als die Eindringtiefe  $h_e$  wird (d.h.  $H_{SK} = B_{SK}$  wäre kleiner als  $h_e$ ), dann gilt für Eindringbereichsgröße  $K_1$  und Spitzenkorndurchmesser  $d_{SK}$ :  $K_1 = d_{SK} = 0$ . Andernfalls ergibt sich die flächengleiche Quaderkantenlänge  $d_{SK}$  mit der Kornbreite  $B_{SK} = x_{1r} - x_{1l}$  und der Kornhöhe  $H_{SK} = B_{SK}$  (bei fehlender oberer Begrenzung wird stets von Würfeln ausgegangen) zu:

$$d_{SK} = g_w = \sqrt{B_{SK} \cdot H_{SK}} = x_{1r} - x_{1l}. \quad (125)$$

Zur Ermittlung der Fläche  $K_1$  des primären Eindringbereichs ist außerdem die Eindringtiefe  $h_e$  erforderlich. Vereinfachend wird für ihre Berechnung vorausgesetzt, dass der Grundkreisbogen zwischen zwei benachbarten Werkzeugen durch ein Geradensegment (z.B. zwischen den Punkten  $2r$  und  $3r'$ , Bild 37) ersetzt werden kann. Da der untere, rechte Kontaktpunkt des Spitzenkorns an der Stelle  $x_{1r}$  liegen muss, ergibt er sich aus dem Schnittpunkt der rechten Kornwand mit der den  $x_{1r}$ -Wert überstreichenden Flanke (hier:  $2r-3r'$ , Bild 37). Aus der Differenz der y-Werte von Werkzeugspitze und Schnittpunkt folgt schließlich die Eindringtiefe  $h_e$  und daraus die zur Kennzeichnung des Primärpotentials genutzte Eindringfläche  $K_1$  nach Gl. 126:

$$K_1 = h_e \cdot g_w = h_e \cdot (x_{1r} - x_{1l}). \quad (126)$$

An die Spitzenkornanalyse schließt sich die Rückenkornanalyse (Bild A4-3) an. Da es prinzipiell mehrere Möglichkeiten gibt, ein Korn zwischen Werkzeugvorderseite und gegenüberliegender Werkzeugrückseite zu positionieren, ist hier zunächst eine Festlegung bezüglich der Lage nötig. Es wird angenommen, dass Rückenköerner stets so orientiert sind, dass sie sich an der Werkzeugvorderseite entlang der Strecke 11-2l bei Zahn- (Bild 37) bzw. 11-3l bei Meißelwerkzeugen (Bild 38, links) ausrichten. Der Anstieg  $m_{LW}$  der linken Rückenkorndwand ist damit festgelegt. Die Anstiege der senkrecht zu ihr orientierten unteren ( $m_{UW}$ ) bzw. oberen ( $m_{OW}$ ) sowie der parallel verschobenen rechten Rückenkorndwand ( $m_{RW}$ ) ergeben sich dann aus Gl. 127 und 128 zu:

$$m_{RW} = m_{LW}, \quad (127)$$

$$m_{UW} = m_{OW} = -1/m_{LW}. \quad (128)$$

Für die weiteren Betrachtungen ist eine translatorische und rotatorische Koordinatentransformation vom x-y- zum  $x^* - y^*$ -Koordinatensystem sinnvoll (Bild 38, links). Die einzelnen

Eckpunkte werden dabei mit dem Punkt  $LW_2=2l$  (bei Zahnwerkzeug) bzw.  $LW_2=3l$  (bei Meißelwerkzeug) nach folgenden Formeln transformiert:

$$x^* = (x - LW_{2x}) \cdot \cos(\arctan(m_{UW})) + (y - LW_{2y}) \cdot \sin(\arctan(m_{UW})), \quad (129)$$

$$y^* = -(x - LW_{2x}) \cdot \sin(\arctan(m_{UW})) + (y - LW_{2y}) \cdot \cos(\arctan(m_{UW})). \quad (130)$$

Der maximale  $y^*$ -Wert aller Eckpunkte des vorlaufenden Werkzeugrückens (hier:  $3l$ ,  $4l'$ ,  $5l'$ ,  $6l'$ ) definiert den Kontaktpunkt  $UW_1$ . In gleicher Weise ergibt sich der Kontaktpunkt  $RW_1$  der rechten Wand aus der Prüfung der gegenüberliegenden Werkzeugrückpunkte mit positiven  $y^*$ -Werten (hier:  $3r$ ,  $4r'$ ,  $5r'$ ) auf minimale  $x^*$ -Werte. Zusätzlich ist hierbei noch zu testen, ob der  $x^*$ -Wert des Schnittpunktes zwischen der unteren Rückenwand und der von positiven zu negativen  $y^*$ -Werten wechselnden Flanke (hier:  $5r'$ - $6r'$ ) eventuell noch kleiner ist und folglich den Kontaktpunkt  $RW_1$  ausbildet. Der  $x^*$ -Wert von  $RW_1$  ( $RW_{1x^*}$ ) ist identisch mit der (vorläufigen) Rückenkorntbreite  $B_{RK}$ . Damit kann jetzt untersucht werden, ob es bei der rechten Werkzeugfront Eckpunkte links von  $RW$  gibt (hier:  $1r$ ,  $2r$ ) und ein oberer Kontaktpunkt  $OW_1$  existiert (Bild 38, links) oder nicht (Bild 37).

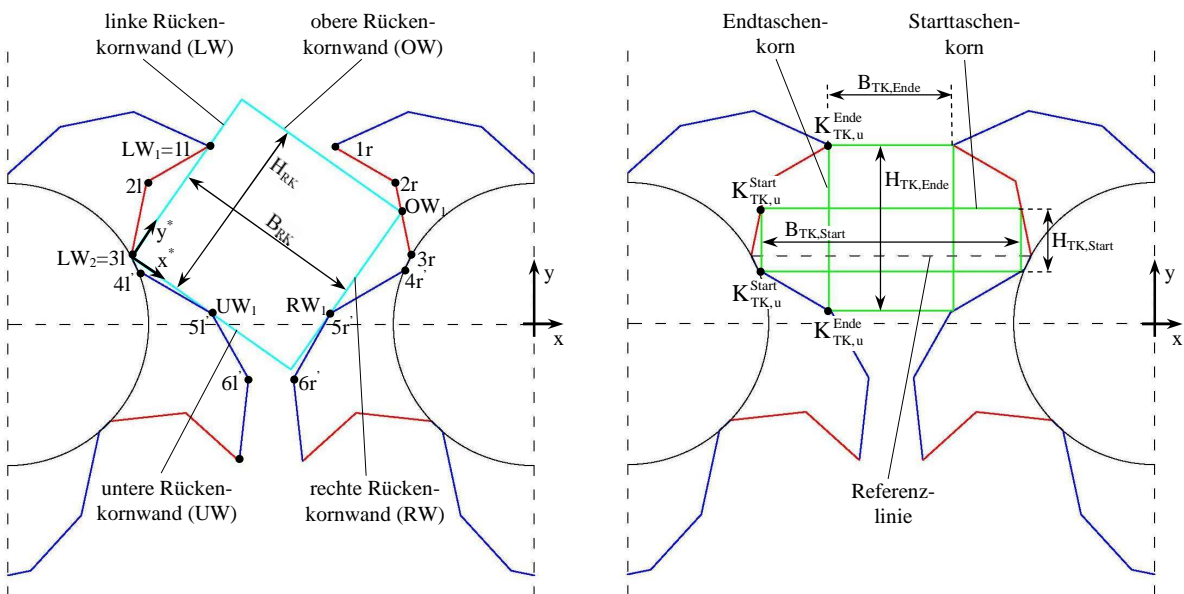


Bild 38: Ermittlung von Rückenkornt (links) und Taschenkornt (rechts) bei Meißelwerkzeugen ( $WT_6$ ).

Falls Punkte links von  $RW$  mit  $x^* < B_{RK}$  vorkommen, ergibt sich  $OW_1$  analog zu  $RW_1$ . Das Rückenkornt lässt sich jetzt mit  $H_{RK}$  und  $B_{RK}$  vollständig beschreiben, sofern der  $y^*$ -Wert von  $RW_1$  kleiner als der von  $OW_1$  ist. Andernfalls müssten ein neuer  $RW_1$  und anschließend ein neuer  $OW_1$  solange bestimmt werden, bis diese Bedingung erfüllt ist. Vielfach gibt es jedoch gar keinen  $OW_1$ , so dass  $H_{RK}=B_{RK}$  gesetzt wird. Da dann eine obere Begrenzung fehlt, muss für den Fall, dass  $RW_1$  nicht an der rechten Wand des Rückenkornt liegt, sondern den rechten unteren Eckpunkt ausbildet (Bild 37), die Einzugsbedingung überprüft werden. Weiterhin ist noch zu gewährleisten, dass sowohl auf der linken, als auch auf der

rechten Rückenkornteilseite mindestens ein Kontaktpunkt innerhalb des Prozessraums existiert, so dass das Korn einer Druckbelastung unterliegt. Die Rückenkornteilgröße  $d_{RK}$  ergibt sich schließlich aus der flächengleichen Quaderkantenlänge des Rechtecks  $B_{RK} \cdot H_{RK}$  zu:

$$d_{RK} = \sqrt{B_{RK} \cdot H_{RK}} \quad (131)$$

Im Anschluss an die Rückenkornteilanalyse wird die Taschenkornteilanalyse durchgeführt (Bild A4-4). Ausgangspunkt ist dabei die linke Werkzeugtasche, die durch eine Referenzlinie in einen unteren Bereich mit Werkzeugrückwänden (blau) und einen oberen Bereich mit Werkzeugfrontwänden (rot) einteilbar ist (Bild 38, rechts). Entlang der Referenzlinie wird die Laufvariable  $x_{TK}$  bei  $x_{TK,Start}=x_{31}$  (bzw.  $x_{TK,Start}=x_{21}$  bei Zahnwerkzeugen, Bild 37) beginnend mit der Schrittweite  $\Delta x_{TK}=a_w/1000$  sukzessive erhöht und für jedes  $x_{TK}$  der entsprechende Kontaktpunkt mit dem Werkzeug oberhalb ( $K_{TK,o}$ ) und unterhalb ( $K_{TK,u}$ ) der Referenzlinie ermittelt. Damit lässt sich die Taschenkornteilhöhe  $H_{TK}$  und wegen der Symmetrie auch die Taschenkornteilbreite  $B_{TK}$  berechnen. Sobald  $H_{TK} > B_{TK} \cdot f_{max}$  (für den Kornformfaktor  $f_{max}$  wurde  $f_{max}=4$  gewählt) ist, werden die Abmessungen als  $H_{TK,Start}$  und  $B_{TK,Start}$  gespeichert. Die numerische Berechnung geht anschließend weiter, bis  $H_{TK} > B_{TK} \cdot f_{max}$  gilt oder das Ende des Taschenbereichs (Bild 38, rechts) bzw. des Prozessraums (Bild 37) erreicht ist ( $H_{TK,Ende}=H_{TK}$ ,  $B_{TK,Ende}=B_{TK}$ ). Da alle Körner zwischen Start- und Endtaschenkornteil zulässig sind, wird die Größe des dazwischen liegenden Kornbereichs, charakterisiert durch  $B_{TK,Start}$  und  $H_{TK,Ende}$ , für die Berechnung einer flächenäquivalenten „Taschenkornteilgröße“  $d_{TK}$  verwendet:

$$d_{TK} = \sqrt{B_{TK,Start} \cdot H_{TK,Ende}} \quad (132)$$

Das letzte Modul innerhalb der Brechraumanalyse befasst sich mit der Flankenkornteilanalyse (Bild A4-5). Dabei werden die Werkzeugrückwändenflanken hinsichtlich ihres Flankenanstieges untersucht. Sobald sich mit der gegenüberliegenden Flanke ein Öffnungswinkel  $\alpha_{ref}$ , der nicht kleiner als der Einzugswinkel  $\delta_{E_{max}}$  ist, ergibt (Einzugsbedingung erfüllt), können zwischen den Flanken so genannte Flankenkörnteile zerkleinert werden (Bild 37). Die Grenzen des einzugswilligen Flankenbereichs ergeben sich aus den Eckpunkten der Flanken, dem Überlappungsbeginn (falls Flanken sich partiell überdecken), dem Taschenbereichsbeginn (falls Flanken nicht vollständig im Einfallbereich liegen) oder dem Prozessraumende (falls Flanken sich auch außerhalb des Prozessraums erstrecken). Seine meist trapezförmige Gestalt lässt sich durch die Höhe  $H_{FK}$  sowie die untere ( $B_{FKmin}$ ) und obere Breite ( $B_{FKmax}$ ) beschreiben (Bild 37). Die Summe  $A_{FKges}$  aller  $n_{FK}$  einzugswilligen Flankenbereichsflächen der betrachteten Werkzeugpaarung (meist gilt:  $n_{FK}=0...1$ ) kann schließlich zur Berechnung einer flächenäquivalenten „Flankenkornteilgröße“  $d_{FK}$  genutzt werden:

$$d_{FK} = \sqrt{\sum_{i=1}^{n_{FK}} 0,5 \cdot H_{FK,i} \cdot (B_{FKmin,i} \cdot B_{FKmax,i})}. \quad (133)$$

Durch Summation der Werte von  $d_{RK}$ ,  $d_{TK}$  und  $d_{FK}$  über alle Werkzeugpaarungen im Prozessraum ergeben sich die Gesamtwerte  $d_{RKges}$ ,  $d_{TKges}$  und  $d_{FKges}$  für einen bestimmten Drehwinkel  $\alpha_{Sim}$ . Sie sind charakteristisch für das Zerkleinerungspotential der sekundären Brechphase, so dass sich die Kenngröße des Sekundärpotentials  $K_2$  aus Gl. 134 ergibt:

$$K_2 = d_{RKges} + d_{TKges} + d_{FKges}. \quad (134)$$

Für die Ermittlung der Profilierungskennzahl  $K_P$  wird jetzt noch der Abbaugrad  $\epsilon_s$ , der sich meist aus dem Verhältnis  $d_{Amax}/s_r$  ergibt und somit das Gesamtpotential für die Zerkleinerung charakterisiert, benötigt. Da  $\epsilon_s$  in Abhängigkeit von  $\alpha_{Sim}$  zu bestimmen ist, soll im Folgenden vom momentanen Abbaugrad  $K_3$  nach Gl. 135 ausgegangen werden. Die Gripweite  $g_w$  nach Gl. 125 kann dabei als momentane Maximalkorngröße interpretiert werden.

$$K_3 = \frac{g_w}{s_{r3}}. \quad (135)$$

Für die Radialsplattweite  $s_r$  wird die äquivalente Splattweite  $s_{r3}$ , die sich aus dem querschnittflächengleichen Radius  $R_{\ddot{a}q}$  der Profilwalze ergibt, verwendet (Bild 37), da sie die maximale Produktkorngröße  $d_{pmax}$  bei den später durchgeführten Simulationen am besten repräsentiert. Die Profilwalzenquerschnittsfläche  $A_{PW}$  ist abhängig von der Werkzeugfläche  $A_{we}$  (Bild 39), der umfänglichen Werkzeuganzahl  $T_u$  und dem Grundkreisradius  $R_w$ :

$$A_{PW} = \pi \cdot R_w^2 + T_u \cdot A_{we} \quad (136)$$

$$\text{mit: } A_{we} = 0,5 \cdot \sum_{i=1}^{n_{eck}} ((x_{i,r} - x_{i+1,r}) \cdot (y_{i,r} + y_{i+1,r})) - 0,5 \cdot R_w^2 \cdot \left( \alpha_{we} \frac{\pi}{180^\circ} - \sin(\alpha_{we}) \right),$$

wobei für  $i=n_{eck}$  dann wieder gilt:  $i+1=1$ .

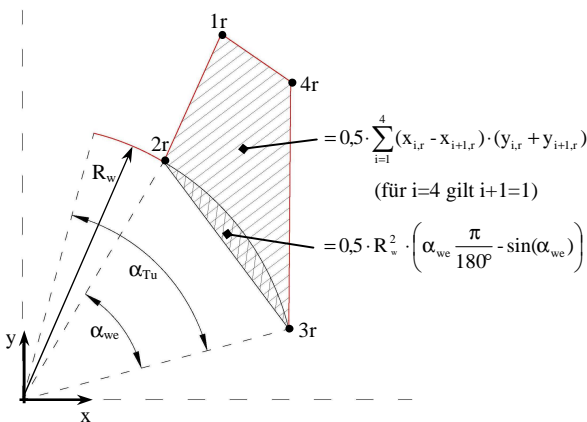


Bild 39: Ermittlung der Werkzeugfläche  $A_{we}$ .

Die Fläche eines Werkzeugs lässt sich aus seinen Eckpunkten 1, 2... $n_{eck}$  ( $n_{eck}=4$  bei  $WT_4$ ,  $n_{eck}=6$  bei  $WT_6$ ) mit der GAUßschen Flächenformel ermitteln. Da das polygonale Werkzeug auch einen Teil des Grundkreises mit überdeckt, muss allerdings noch die entsprechende Kreissegmentfläche subtrahiert werden. Mit der Werkzeugfläche  $A_{we}$  können jetzt der äquivalente Radius  $R_{\ddot{a}q}$

bzw. mit dem Achsabstand  $a_w$  auch die Splattweite  $s_{r3}$  nach Gl. 137 bestimmt werden:

$$s_{r3} = a_w - 2R_{\text{äq}} = a_w - \sqrt{\frac{4A_{\text{PW}}}{\pi}}. \quad (137)$$

Damit sind alle hier betrachteten Aspekte des Zerkleinerungspotentials von Profilwalzenbrechern (Primärpotentialkenngröße  $K_1$  nach Gl. 126, Sekundärpotentialkenngröße  $K_2$ , nach Gl. 134, Gesamtpotentialkennzahl  $K_3$  nach Gl. 135) bekannt. Wegen der unterschiedlichen Wertebereiche ist es sinnvoll, die Größen nach Gl. 138 mit ihrem jeweils bei allen Varianten der Sekundäroptimierung aufgetretenen Minimum  $K_{i,\min}$  und Maximum  $K_{i,\max}$  auf einen Bereich zwischen 0 und 1 zu normieren:

$$K_{i*} = \frac{K_i - K_{i,\min}}{K_{i,\max} - K_{i,\min}} \quad \text{für: } i=1\dots3. \quad (138)$$

Die Mittelwerte  $K_{i*m}$  dieser normierten Momentanwerte  $K_{i*}$  können schließlich zur Profilierungskennzahl  $K_P$  aufsummiert werden, wobei durch Gewichtungsfaktoren  $\beta_i$  noch die Bedeutung der einzelnen Größen  $i$  steuerbar ist:

$$K_P = \beta_1 \cdot K_{1*m} + \beta_2 \cdot K_{2*m} + \beta_3 \cdot K_{3*m} \quad \text{mit: } \sum_{i=1}^3 \beta_i = 3. \quad (139)$$

Den Ausgangspunkt für die Kennzahlenermittlung bildet die Profilierungscharakteristik der jeweiligen Variante, die in Bild 40 für das Beispiel „4\_035\_62“ (das spätere Optimum) dargestellt ist.

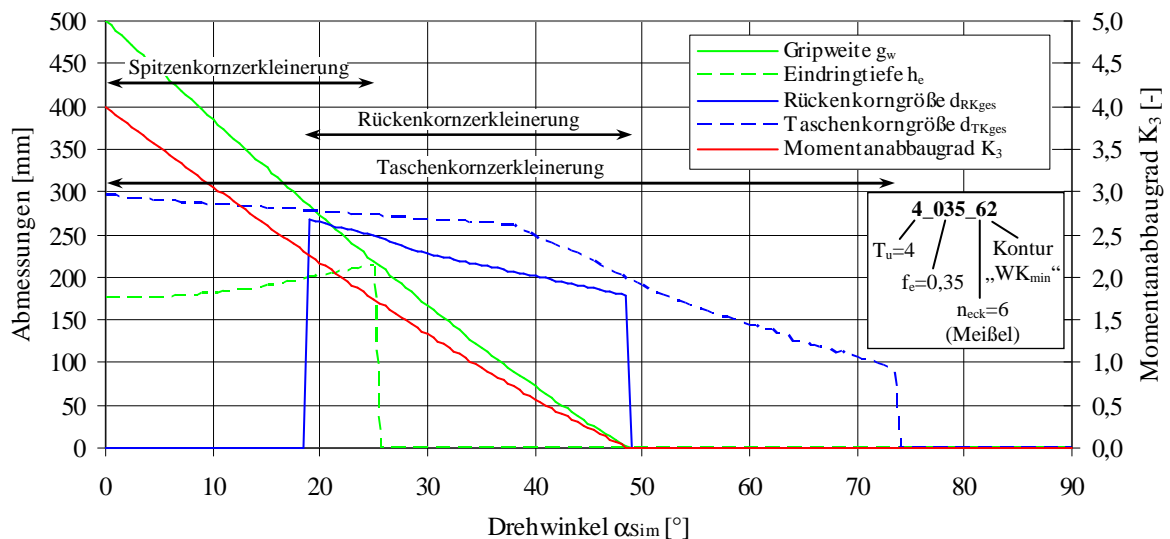


Bild 40: Charakteristik des Zerkleinerungspotentials der Optimalvariante "4\_035\_62" für eine Periode.

Sie zeigt die Verläufe von  $g_w$ ,  $h_e$  (für  $K_1$ -Berechnung),  $d_{RK_{ges}}$ ,  $d_{TK_{ges}}$  (für  $K_2$ -Berechnung) und  $K_3$  für eine Periode  $\alpha_{Tu}=90^\circ$  in Abhängigkeit des Drehwinkels  $\alpha_{Sim}$ . Die Gripweite  $g_w$  beginnt bei  $\alpha_{Sim}=0^\circ$  mit  $g_w=a_w=500\text{mm}$  und endet mit dem Beginn der Überlappung der Werkzeuge bei  $\alpha_{Sim}=49^\circ$ . Für  $K_1=g_w \cdot h_e$  ist jedoch nur der Verlauf bis  $\alpha_{Sim}=25^\circ$  relevant, da die Eindringtiefe  $h_e$  danach Null gesetzt wird. Sie wächst zwar bis  $\alpha_{Sim}=49^\circ$  noch weiter

an, ist dann allerdings für die quaderförmig angenommenen Spitzenkörner ( $B_{SK}=H_{SK}$ ) nicht mehr nutzbar, weil ab  $\alpha_{Sim}=25^\circ$  gilt:  $B_{SK}=g_w < h_e$ . Für einen Werkzeugspitzenkontakt des Kornes müsste  $H_{SK}$  somit größer als  $B_{SK}$  sein.

Die Kennzahl  $K_2$  ergibt sich in diesem Beispiel nur aus  $d_{RK}$  und  $d_{TK}$  ( $K_2=d_{RK}+d_{TK}$ ), da diese Variante keine Flankenkörner zerkleinern kann ( $d_{FK}=0$ ). Während von der Brechraumkontur bis zum Drehwinkel  $\alpha_{Sim}=73,5^\circ$  Taschenkörner gebrochen werden können, sind Rückenkörner nur zwischen  $18,5^\circ$  und  $49^\circ$  zerkleinerbar, weil davor die Einzugsbedingung noch nicht erfüllt ist und danach der Überlappungsbereich beginnt. Als letzte Kennzahl ist schließlich noch der Momentanabbaugrad  $K_3=g_w/s_{r3}$  zu berücksichtigen. Seine Werte sind im Vergleich zu denen der anderen Varianten sehr niedrig, weil die äquivalente Spaltweite  $s_{r3}$  mit  $s_{r3}=125,6\text{mm}$  relativ groß ist. Dies liegt insbesondere im hohen Eindringgrad ( $f_e=0,35$ ) bzw. im geringen Grundkreisradius ( $R_w=315,8\text{mm}$ ) und in der geringen Umfangsteilung ( $T_u=4$ ) bzw. im großen Werkzeugtaschenvolumen begründet.

Durch die Auswertung der Profilierungscharakteristika aller Varianten analog zu Bild 40 ergaben sich für die Kennzahlen  $K_i$  minimale Werte von  $K_{1min}=K_{2min}=K_{3min}=0$ , sowie maximale Werte von  $K_{1max}=86490\text{mm}^2$ ,  $K_{2max}=581,3\text{mm}$  und  $K_{3max}=20,9$ . Da alle Minima Null sind, vereinfacht sich Gl. 138 zu  $K_{i*}=K_i/K_{i,max}$ , so dass sich die normierten Kennzahlen  $K_{i*}$  als Anteil vom Maximalwert  $K_{i,max}$  auffassen lassen. Die  $K_{i*}$ -Momentanwerte werden anschließend zu  $K_{i*m}$  gemittelt, wobei die Mittelwertbildung nur für den zerkleinerungsaktiven Drehzahlbereich erfolgt, d.h. bei  $K_{i*}>0$ . Dabei stellte sich heraus, dass die Mittelwerte  $K_{i*m}$  vor allem von Eindringgrad  $f_e$  und Umfangsteilung  $T_u$  abhängen. Die Unterschiede zwischen den Werkzeugformen (Werkzeugtypen  $WT_4$  und  $WT_6$ , Konturen  $WK_{min}$  und  $WK_{max}$ ) sind dagegen vergleichsweise gering, was auch damit zusammenhängen könnte, dass bei den hier verwendeten Kennzahlen Aspekte der Krafteinleitung und des Verschleißes bei Meißeln und Zähnen nicht mit eingehen.

Die signifikante Abhängigkeit der mittleren Kennzahlen  $K_{i*m}$  vom Eindringgrad  $f_e$  ist für das Werkzeug „4\_f\_e\_42“ ( $T_u=4$ ,  $n_{eck}=4$ , Kontur= $WK_{min}$ ) in Bild 41 dargestellt. Erwartungsgemäß erhöht sich mit  $f_e$  insbesondere die normierte Größe des Eindringbereichs  $K_{1*m}$  bzw. das Potential zur Spitzenkornzerkleinerung, während  $K_{2*m}$  bei höheren  $f_e$ -Werten in etwa konstant bleibt und  $K_{3*m}$  wegen der zunehmenden Spaltweiten  $s_{r3}$  und früherer Werkzeugüberdeckungen ( $g_w$  wird negativ) absinkt. Die Profilierungskennzahl  $K_P$  ergibt sich schließlich nach Gl. 139 aus der gewichteten Summe von  $K_{i*m}$ , wobei in dieser Arbeit alle Aspekte als gleich bedeutsam angesehen wurden ( $\beta_1=\beta_2=\beta_3=1$ ) und somit  $K_P=K_{1*m}+K_{2*m}+K_{3*m}$  ist.

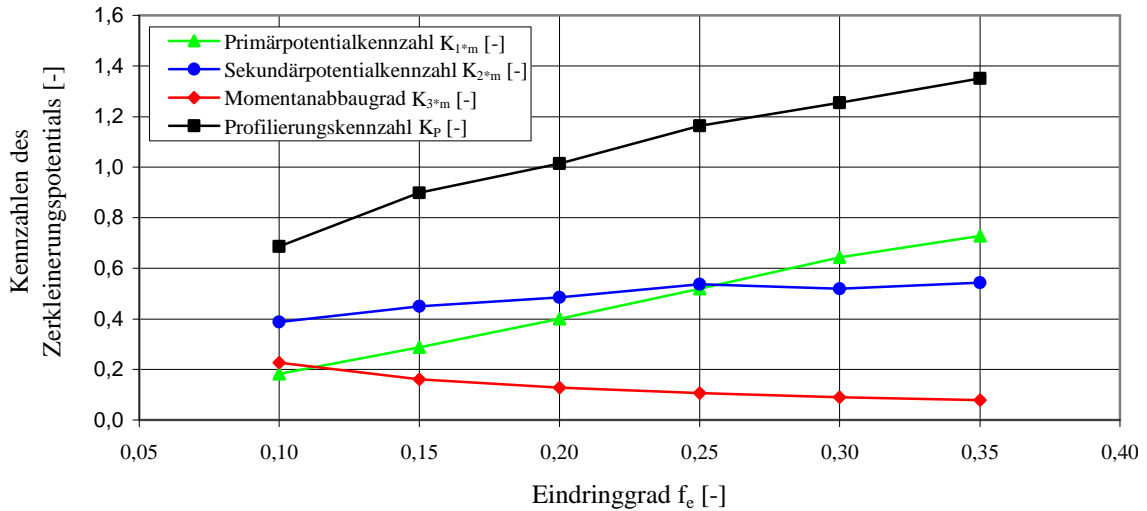


Bild 41: Abhängigkeit des Zerkleinerungspotentials vom Eindringgrad  $f_e$  für die Varianten „4\_035\_62“.

Zur Sekundäroptimierung wurden die  $K_P$ -Werte der übrigen Profilierungsvarianten in gleicher Weise berechnet. Das Säulendiagramm in Bild A5-1 (Anlage 5) zeigt die  $K_P$ -Werte aller Varianten absteigend sortiert. Durch die Farbskalierung der Säulen können zusätzlich noch die Werte von  $K_{1*m}$  (grün),  $K_{2*m}$  (blau) und  $K_{3*m}$  (rot) entnommen werden. Mit einer maximalen Profilierungskennzahl von  $K_P=1,36$  stellt die Variante „4\_035\_62“, deren Profilierungscharakteristik bereits in Bild 40 vorgestellt wurde, die optimale Lösung des untersuchten Bereiches dar. Ihre konstruktiven Parameter bilden zusammen mit den bereits in Tabelle 6 festgelegten Maschinenparametern die maschinellen Einflussgrößen für das neue Auslegungsmodell (Bild 42).

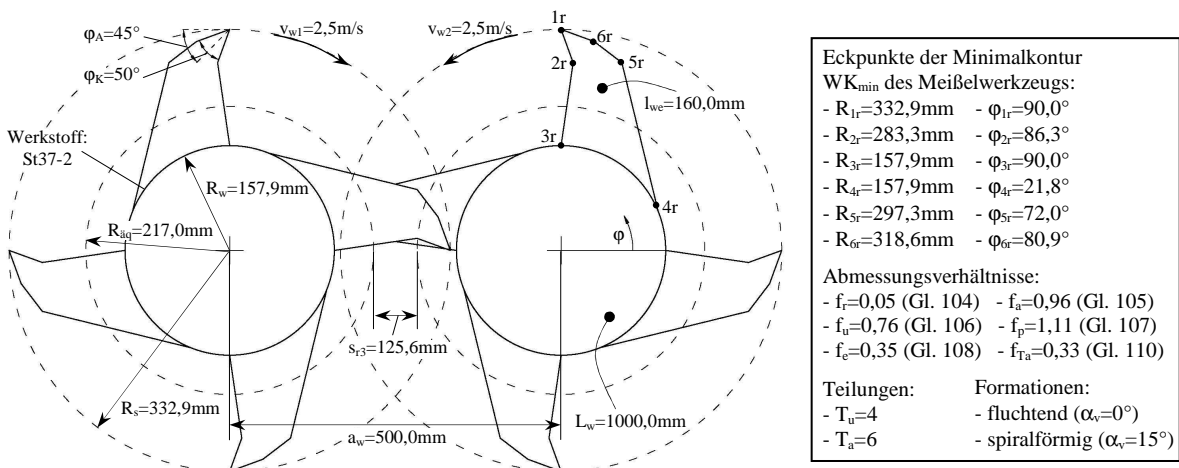


Bild 42: Maschinelle Einflussgrößen der Optimalvariante „4\_035\_62“ für das neue Auslegungsmodell.

Damit sind die Maschinenparameter auf der Basis von Praxiswerten des Meißelwerkzeugs und Optimierungsrechnungen zum Zerkleinerungspotential einer Periode  $\alpha_{Tu}$  vollständig festgelegt. In der Praxis werden Maschinen mit  $T_u=4$  und  $f_e=0,35$  vor allem in primären Brechstufen eingesetzt. Sie haben allerdings den Nachteil, dass ihr hohes Potential vergleichsweise selten genutzt wird, da die Belastungshäufigkeit bzw. Umfangsteilung  $T_u$  gering ist. Bei nachge-

lagerten Brechstufen, wo wegen kleinerer Aufgabekörner auch ein geringeres Zerkleinerungspotential ausreicht, sind deshalb zunehmend Maschinen mit höheren  $T_u$ -Werten anzutreffen. Folglich verringert sich mit jeder weiteren Brechstufe der Einfluss des Zerkleinerungspotentials auf den Zerkleinerungserfolg.

#### **4.2.2 Analyse aufgabestoffbezogener Parameter**

Vor dem Hintergrund der in Kapitel 3.3 spezifizierten Aufgabestellung sollte das neue Auslegungsmodell insbesondere für die bei Profilwalzenbrechern üblichen weichen und mittelharten Aufgabestoffe entwickelt werden. Allerdings ist auch eine Modellierung mit härteren Materialien relevant, um Möglichkeiten zur Erweiterung der Einsatzfelder von Walzenbrechern theoretisch zu analysieren. Das neue Auslegungsmodell wird deshalb so aufgebaut, dass es für weiche und mittelharte Materialien nutzbar ist. Die Modelltestung soll jedoch an einem härteren Material durchgeführt werden, um so theoretisch fundierte Rückschlüsse auf das Entwicklungspotential eines Hartgestein-Profilwalzenbrechers ziehen zu können. Im folgenden Abschnitt wird dazu eine geeignete Stoffart ausgewählt und charakterisiert. Darauf aufbauend können dann die übrigen, für das Auslegungsmodell relevanten Parameter (Aufgabekorngröße, -form, -geschwindigkeit) festgelegt werden. Sonstige Aufgabestoffparameter (z.B. Feuchtigkeit, Aufgabemenge, s. Bild 3) finden dagegen im derzeitigen Entwicklungsstand des Einzelkornmodells noch keine Berücksichtigung.

##### **a.) Aufgabestoffart**

Die Testung des Auslegungsmodells soll anhand einer mittelharten bis harten Stoffart, die vergleichsweise homogene Eigenschaften aufweist und in der Praxis vielfach abgebaut und genutzt wird, erfolgen. Vor diesem Hintergrund wurde Granodiorit aus der Lagerstätte Kindisch (bei Dresden) ausgewählt, da es häufig als Muttergestein von Kupfererz vorkommt und somit für die Rohstoffgewinnung sehr bedeutsam ist. Als typisches Hartgestein wird Granodiorit vielfach für Zuschlagstoffe des Bau- und Straßenbauwesens eingesetzt [61].

Für die petrografische Charakterisierung des Gesteins wurde eine am Institut für Aufbereitungsmaschinen der Technischen Universität Bergakademie Freiberg entwickelte Auswertungsmethodik [62; 16] verwendet, die auch quantitative Aussagen zu den vorkommenden Mineralien (Modus) und ihren geometrischen Eigenschaften (Gefüge) ermöglicht. Verbal lässt sich Granodiorit aus Kindisch zunächst als hellgrau bis bläulichgraues Gestein mit mittelkörnigem, richtungslosem Mosaikgefüge kennzeichnen (Bild 43, links). Detailliertere Erkenntnisse können mit der stereologisch-formalen Analyse von Dünnschliffbildern (Bild 43, rechts) eines Gesteinshandstückes (mesoskopische Betrachtungsebene) gewonnen werden. Sie sind für die in Bild A6-1 (Anlage 6) dargestellten, orthogonal zueinander stehenden drei Dünnschliffe in Bild A6-2 zusammengefasst.



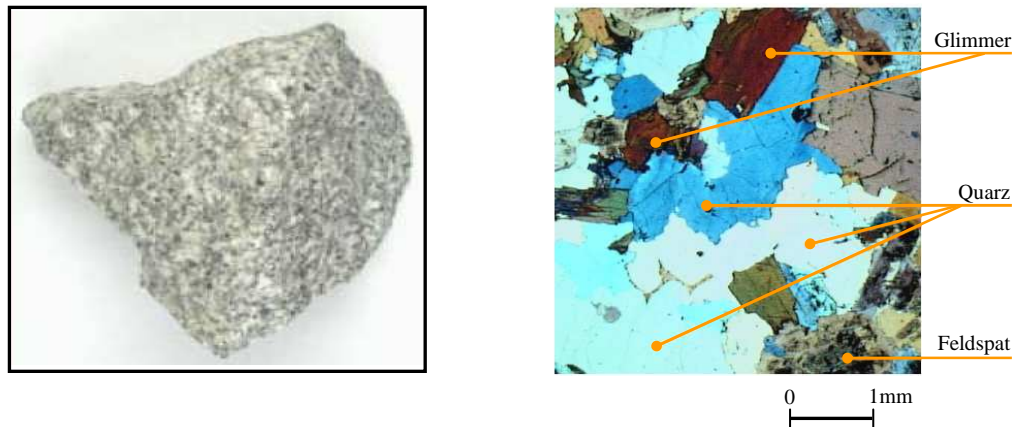


Bild 43: Gesteinshandstück (links) und Dünnschliffbild (rechts) von Granodiorit aus Kindisch.

Der Modus gibt Auskunft über die Art und Anzahl der differenzierbaren (z.B. Minerale, Gase bzw. Poren) und nicht differenzierbaren Phasen (z.B. Bindemittel) im Gestein. Granodiorit besteht demnach überwiegend aus den Mineralien Feldspat (48%), Quarz (34%) und Glimmer (18%). Wegen der sehr geringen Porosität ist der Anteil der Gasphase vernachlässigbar, so dass sich für die Minerale ein Raumerfüllungsgrad von 100% ergibt. Aus der Struktur, d.h. der Ausbildung der einzelnen Phasen, folgt weiterhin, dass die Größe der Mineralienkörner lognormalverteilt (Median  $d_{50,3}=0,810\text{mm}$ , Standardabweichung  $\sigma_{\ln}=0,398$ ) und ihre Form durch die Elongation<sup>89</sup>  $E'=1,425$  und die Flachheit<sup>90</sup>  $F=1,221$  gekennzeichnet ist. Darüber hinaus kann mit der realen spezifischen Oberfläche ( $S_V=7,050\text{mm}^2/\text{mm}^3$ ) noch der Rauigkeitsgrad<sup>91</sup> der Mineralienkörner ( $K_R=23\%$ ) abgeleitet werden. Aus dem Anteil der zufällig orientierten (linear mit  $K_{\text{lin}}=10\%$ , flächig mit  $K_{\text{fl}}=11\%$ , räumlich mit  $K_{\text{iso}}=79\%$ ) und in Clustern gebündelten ( $C=34\%$ ) Mineralienkörner ergibt sich schließlich die Textur des Gesteinsgefüges.

Die Untersuchungen von POPOV [16, S.88-114] zeigen, dass sich bereits aus den petrografischen Eigenschaften viele Rückschlüsse auf das Zerkleinerungsverhalten (z.B. Fehlkornanteil) und den Verschleiß ziehen lassen. Hinsichtlich des Verschleißverhaltens<sup>92</sup>, das insbesondere von der Anzahl und dem Clusterbildungsgrad schließender Mineralien (z.B. Quarz) abhängt, sind mittlere bis hohe Werkzeugverschleißraten zu erwarten. Für konkretere Aussagen muss jedoch neben der petrografischen noch eine petrophysikalische Gesteinscharakterisierung durchgeführt werden. Mit den dazu von PESCHEL [63] vorgestellten

<sup>89</sup> Die Elongation  $E'=a_M/b_M$  ergibt sich aus der Größtabmessung  $a_M$  des Mineralienkorns relativ zur dazu senkrecht liegenden, zweitgrößten Abmessung  $b_M$  und ist ein Maß für die Nadeligkeit.

<sup>90</sup> Die Flachheit  $F=b_M/c_M$  setzt  $b_M$  ins Verhältnis zur drittgrößten Abmessung  $c_M$  (senkrecht zu der von  $a_M$  und  $b_M$  aufgespannten Ebene) und ist ein Maß für die Plattigkeit.

<sup>91</sup> Für den Rauigkeitsgrad  $K_R$  wird zunächst die Differenz von realer und idealer Oberfläche einer Kugel ermittelt und anschließend auf die reale Oberfläche bezogen.

<sup>92</sup> Da das Verschleißverhalten als Systemeigenschaft nicht nur von der Stoffart der Kontaktpartner abhängt, sind für genaue Angaben noch weitere Faktoren (z.B. Belastungsart, -geschwindigkeit) zu berücksichtigen.

Testverfahren ergeben sich für Granodiorit aus Kindisch folgende petrophysikalische Eigenschaften:

- einaxiale Druckfestigkeit 163MPa,
- Spaltzugfestigkeit 12,6MPa,
- Biegezugfestigkeit 29,6MPa,
- Elastizitätsmodul 35,3GPa,
- Querdehnzahl (Poissonzahl) 0,22,
- Rohdichte 2,70g/cm<sup>3</sup>,
- Reindichte 2,73g/cm<sup>3</sup> (Porosität 1,2%<sub>Vol</sub>).

### b.) Aufgabegranulometrie

Als Aufgabekornformen werden bisher in den meisten Modellen Kugeln verwendet (s. Kapitel 3.2). Allerdings lassen sich Fräsprozesse damit nicht so gut nachbilden, da die Kontaktnormalkräfte bei Kugeln stets zum Mittelpunkt gerichtet sind und folglich nur die Reibkräfte ein sukzessives Abfräsen bewirken können. Deshalb soll auf die bereits in Kapitel 4.2.1.2 verwendeten würfelförmigen Aufgabekörner, die auch eine größere Ähnlichkeit mit den irregulären Realpartikeln aufweisen, zurückgegriffen werden.

Hinsichtlich der Aufgabekorngrößen ergibt sich für den im Modell verwendeten 500er Sizer zunächst ein maximaler Korngrößenbereich zwischen 0 und 500mm. Vorsimulationen zeigten allerdings, dass nur Körner >125mm signifikant zerkleinert werden. Mit der in Kapitel 4.2.1.2 berechneten Spaltweite von  $s_{r3}=125,6\text{mm}$  (Bild 39) gilt somit für die minimal zerkleinerbare Aufgabekorngröße (Würfelmantellänge)  $d_{Amin}$ :

$$d_{Amin} = 125\text{mm} \approx s_{r3} . \quad (140)$$

Bei der maximalen Aufgabekorngröße ergaben die Vorsimulationen, dass Würfelmantellängen >400mm nicht mehr weit genug in den Schneidkreis eindringen. Nach dem Abfräsen der Würfecken entsteht somit ein kugelähnliches Überkorn, das nicht mehr eingezogen werden kann. Für die maximale, in späteren Simulationen verwendete Aufgabekorngröße  $d_{Amax}$  gilt damit:

$$d_{Amax} = 395\text{mm} \approx 0,8 \cdot a_w . \quad (141)$$

Nähere Festlegungen über die Verteilungsform sind für die Einzelkornsimulationen noch nicht erforderlich und werden deshalb erst bei der Aggregation der Ergebnisse auf Massestromzerkleinerung getroffen.

### c.) Aufgabegeschwindigkeit

Da Walzengeschwindigkeit, -geometrie und Aufgabegranulometrie bereits feststehen, lassen sich die Einfallbedingungen der aufgegebenen Körner nur noch durch die Fallgeschwindigkeit beeinflussen, so dass diese zu optimieren ist. Zur Berechnung der Einfallbe-

dingung bei zentrischer Zuführung ist in Bild 44 links ein Aufgabekorn  $d_A$  unmittelbar vor Eintritt in den Schneidkreis  $R_s$  dargestellt. Dabei kann es entweder auf den Blockadebereich (Winkel  $\alpha_b$ ) oder den Einfallbereich (Winkel  $\alpha_{e,max}=\alpha_{Tu}-\alpha_b$ ) treffen, wobei ein Eindringen nur im Einfallbereich möglich ist. Die Eindringtiefe  $h_e$  wird umso größer, je schneller das Korn einfällt (hohe Fallgeschwindigkeit  $v_s$ ) und je größer die verfügbare Eindringzeit  $t_e$  bzw. die Entfernung  $\alpha_e$  (Winkel  $\alpha_e=0\dots\alpha_{e,max}$ ) der nachlaufenden Werkzeugspitze vom Korn ist. Da die Profilwalzen mit einem Eindringgrad von  $f_e=0,35$  bei Maximalkörnern ausgelegt wurden, kann jedes Korn geometrisch zumindest bis  $h_{e,min}=0,35\cdot d_A$  eindringen, so dass sich unter Zugrundelegung dieser Mindesteindringtiefe schließlich folgende Einfallbedingung ergibt:

$$h_{e,min} = f_e \cdot d_A = v_s \cdot t_e + \frac{g}{2} \cdot t_e^2 \quad \text{mit: } t_e = \frac{\alpha_e}{2\pi \cdot n_w} \quad \text{und: } f_e = 0,35. \quad (142)$$

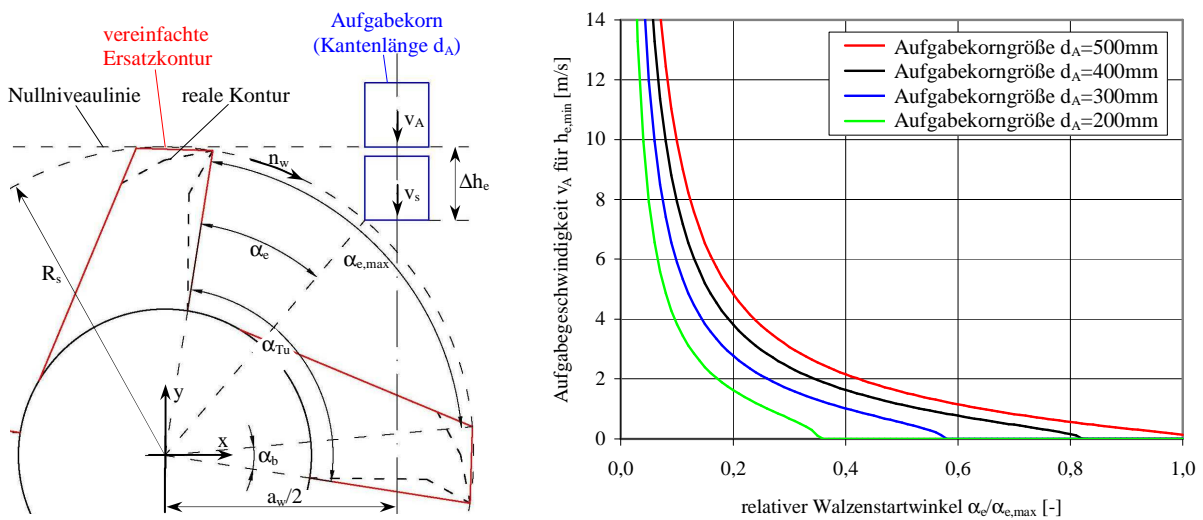


Bild 44: Berechnungsmodell (links) und Berechnungsergebnisse zur Einfallbedingung (rechts).

Durch Umstellung von Gl. 142 nach  $v_s$  lässt sich die bei einer Walzendrehzahl von  $n_w=1,20s^{-1}$  (aus  $v_w=2,5m/s$ ) erforderliche Fallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von  $d_A$  und  $\alpha_e$  ermitteln. Da sich die Starthöhe für den Schneidkreiskontakt jedoch bei den einzelnen Korngrößen unterscheidet, muss  $v_s$  noch auf ein einheitliches Bezugsniveau zurückgerechnet werden. Wird als Nulllinie bspw. die Starthöhe des Maximalkorns oberhalb von  $R_s$  verwendet (Bild 44 links), so ergibt sich die korrigierte Fallgeschwindigkeit  $v_A$  mit der Differenzhöhe  $\Delta h_e = R_s - \sqrt{R_s^2 - (a_w/2 - d_A/2)^2}$  aus der folgenden Beziehung:

$$v_A = v_s - g \cdot \Delta t_e \quad \text{mit } \Delta t_e \text{ aus: } \Delta h_e = v_A \cdot \Delta t_e + \frac{g}{2} \cdot \Delta t_e^2. \quad (143)$$

Die Auswertung der Gl. 142 und 148 in Bild 44 rechts ergab, dass sich bei kleinen Körnern  $d_A$  und großen Eindringzeiten  $t_e$  bzw. großen  $\alpha_e/\alpha_{e,max}$ -Werten sogar negative Fallgeschwindigkeiten ergeben können (d.h. sie sind nach oben gerichtet und werden in Bild 44

rechts Null gesetzt). Dagegen steigt die für  $h_{e,\min}$  erforderliche Aufgabegeschwindigkeit bei großen Körnern und kleinen  $\alpha_e/\alpha_{e,\max}$ -Werten stark an. Es ist somit möglich, jeder Aufgabegeschwindigkeit  $v_A$  einen bestimmten Winkel  $\alpha_{e^*}$ , der zum Erreichen der Mindestindringtiefe noch gewährleistet sein muss, zuzuordnen. Daraus lässt sich unter Berücksichtigung des Blockadewinkels  $\alpha_b$  und des Teilungswinkels  $\alpha_{Tu}$  eine Einfallwahrscheinlichkeit  $P_e$  nach Gl. 144 bestimmen:

$$P_e = 1 - \frac{(\alpha_{e^*}/\alpha_{e,\max}) \cdot \alpha_{e,\max} + \alpha_b}{\alpha_{Tu}}. \quad (144)$$

Aus Bild 45 geht hervor, dass die hier formulierte Einfallbedingung selbst bei unendlich hoher Aufgabegeschwindigkeit wegen des Blockadewinkels  $\alpha_b=14,72^\circ$  nur für etwa 84% aller Körner erfüllt wäre. Andererseits kann bei den in der Simulation verwendeten Maximalkörnern  $d_{A\max}=400\text{mm}$  mit  $v_A=5\text{m/s}$  noch eine Einfallwahrscheinlichkeit von circa 71% erzielt werden, da  $P_e$  erst danach deutlich abfällt. Deshalb wird für das Auslegungsmodell bei allen Körnern eine Aufgabegeschwindigkeit von  $v_A=5\text{m/s}$  bzw. eine Fallhöhe von  $h_A=0,5 \cdot v_A^2/g=1,27\text{m}$  (jeweils bezogen auf die Nullniveaulinie in Bild 44 links) vorgegeben.

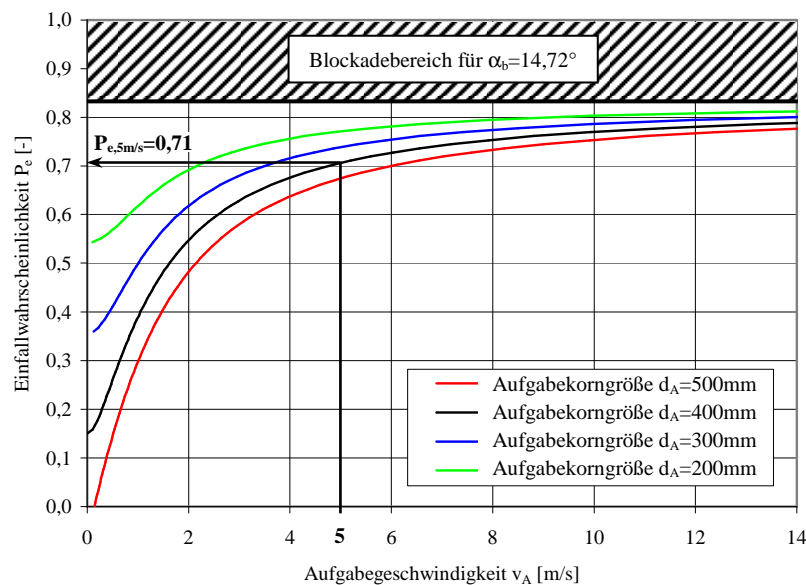


Bild 45: Einfallwahrscheinlichkeit verschiedener Korngrößen in Abhängigkeit der Aufgabegeschwindigkeit.

### 4.2.3 Analyse systembezogener Parameter

Nachdem die Maschinen- und Aufgabestoffparameter in den vorangegangenen Kapiteln festgelegt wurden, sind jetzt noch die systembezogenen Einflussgrößen zu analysieren. Im Rahmen der Voruntersuchungen geht es dabei insbesondere um die Ermittlung relevanter Belastungsarten für die Zerkleinerungsversuche in Kapitel 5. Bei den verwendeten Profilwalzen können sich je nach Drehwinkel verschiedene Brechraumgeometrien ausbilden. Für die Mikroprozesse der Zerkleinerung sind allerdings nur Wirkflächen, die oberhalb der Walzenmitte und nicht im Schattenbereich anderer Wirkflächen liegen, relevant [64].

Durch diese aktiven und quasistatisch bewegten Werkzeuge können sich in Abhängigkeit der Werkzeug-Korn-Kontaktgeometrie die in Bild 46 oben gezeigten Lastfälle mit Spitzen- (links), Rücken- (mittig) oder Taschenkörnern (rechts) ausbilden. Zur Erforschung dieser Mikroprozesse bietet sich eine getrennte Untersuchung an, die mit den in Bild 46 unten dargestellten Versuchsapparaturen des Punkt- (links), Punktflächen- (mittig) und Flächen- tests (rechts) durchgeführt werden soll. Aufgrund der Werkzeugprofilierung ist anzunehmen, dass die meisten Mikroprozesse einem Punktlasttest ähneln und seine Ergebnisse somit am bedeutsamsten sind. Für die Modellierung wird deshalb eine Gewichtung von 0,8 für die Punkt-, 0,1 für die Punktflächen- und 0,1 für die Flächenlasttestergebnisse festgelegt. Andere Belastungsarten, die bei länglichen oder nicht-spröden Körnern ebenfalls vorkommen können (z.B. Biegebrechen, Scherung, Keilschneiden, s. Bild 14), sind für das hier verwendete, spröde Material nicht relevant oder bleiben beim derzeitigen Entwicklungsstand des Modells unberücksichtigt. Außerdem werden die Tests nicht mit den bei den theoretischen Betrachtungen genutzten Quader- oder Kugelkörnern, sondern mit irregulären Partikeln durchgeführt, um so die Kornformeffekte realer Aufgabematerialien zu berücksichtigen und Fertigungskosten für die Formatisierung der Prüfkörper einzusparen.

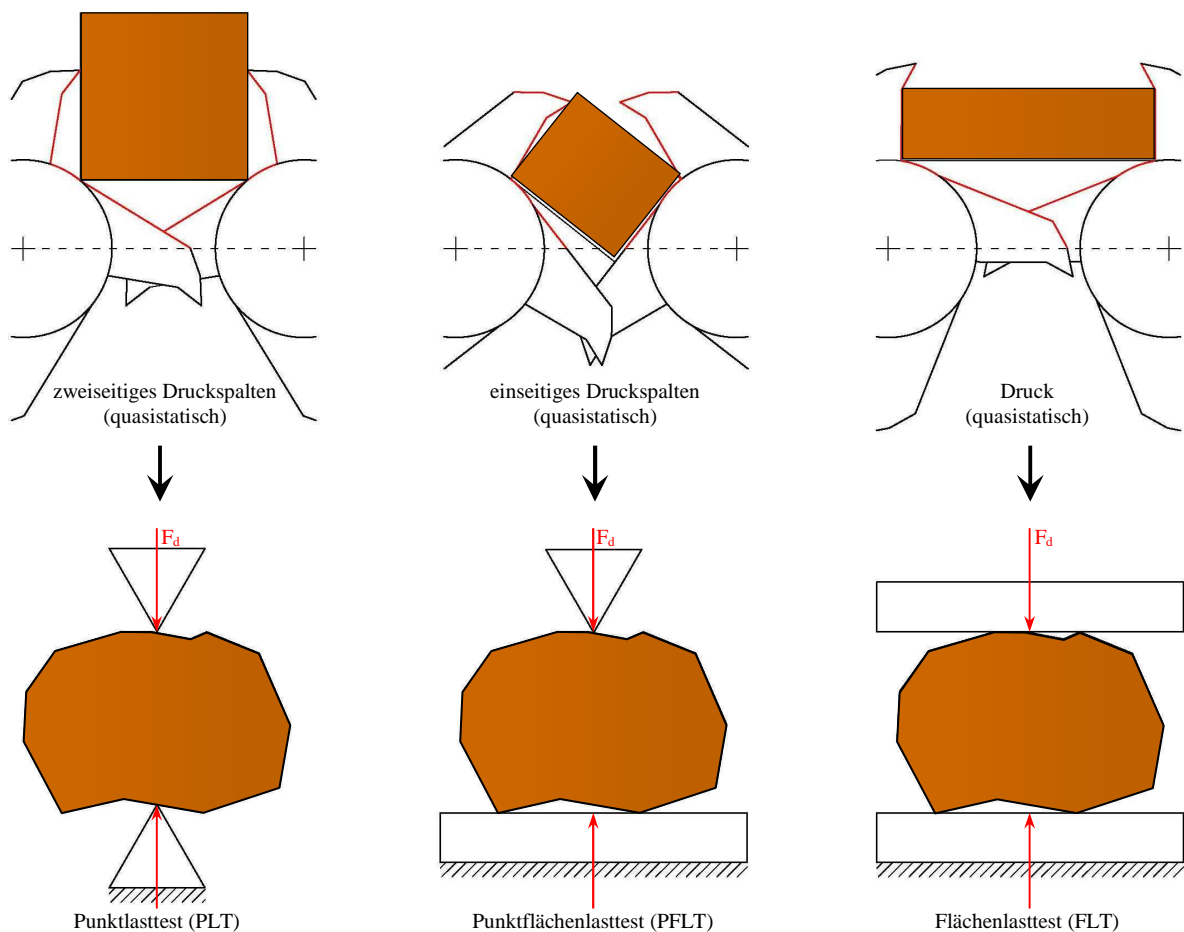


Bild 46: Hauptbelastungsarten (oben) und Versuchsapparaturen zur Analyse dieser Lastfälle (unten).

### 4.3 Bestimmung der Zielgrößen des Modells

In diesem Kapitel werden die für die Prognostizierung von Durchsatz, Leistungsbedarf und Produktkorngrößenverteilung entwickelten Module des neuen Auslegungsmodells vorgestellt (s. Bild 34). Sie basieren auf Einzelkornsimulationen, die zur Verringerung der Simulationszeit an einem im Maßstab  $m_L=10$  verkleinerten Modellwalzenbrecher durchgeführt werden (Kapitel 4.3.1). Anschließend sind die Simulationsergebnisse deshalb noch auf Massestromzerkleinerung zu aggregieren (Kapitel 4.3.2) und auf die Abmessungen des Originalwalzenbrechers zu skalieren (Kapitel 4.3.3).

#### 4.3.1 Simulation der Einzelkornzerkleinerung in einem Modellwalzenbrecher

Durch Einzelkornsimulationen mit der Diskret-Element-Methode (DEM) lässt sich das Zerkleinerungsverhalten des ausgewählten Walzenbrechers für ein bestimmtes Aufgabekorn erforschen, sofern die DEM-Modellparameter bekannt sind (z.B. aus Kalibrierungssimulationen) [9, S.144]. Gemäß Bild 34 sind dabei insbesondere die Einzugszeit bis zur Ausbildung des ersten, bruchauslösenden Korn-Walze-Kontakts, die Aufenthaltszeit des Korns bis zur vollständigen Zerkleinerung, die dabei erforderlichen Kräfte bzw. Momente und die am Brecherausgang auftretenden Bruchstücke (Bruchfunktion) von Interesse. Die für die Ausprägung dieser Zielgrößen relevanten Einflussgrößen wurden durch Voruntersuchungen in Kapitel 4.2 bereits größtenteils festgelegt. Demnach sind Maschinenparameter (s. Bild 42), Aufgabestoffart, -kornform und -geschwindigkeit konstant gesetzt worden, so dass für die Einzelkornsimulationen noch folgende Variationsparameter übrig bleiben:

- Aufgabekorngröße ( $d_{Am,1}=372,5\text{mm}$ ;  $d_{Am,2}=327,5\text{mm}$ ;  $d_{Am,3}=282,5\text{mm}$ ;  $d_{Am,4}=237,5\text{mm}$ ;  $d_{Am,5}=192,5\text{mm}$ ;  $d_{Am,6}=147,5\text{mm}$ ;  $d_{Am,7}=62,5\text{mm}$ ),
- Werkzeuganordnung (fluchtend mit  $\alpha_{v1}=0^\circ$ ; spiralförmig versetzt mit  $\alpha_{v2}=15^\circ$ ),
- Kornorientierung ( $\alpha_{k1}=0^\circ$ ;  $\alpha_{k2}=45^\circ$ ).

In Klammern sind jeweils die im Simulationsplan zu untersuchenden Niveaustufen angegeben. Bei der Korngröße wurde der in Kapitel 4.2.2 festgelegte Korngrößenbereich (125...395mm) in 6 Kornklassen mit einer konstanten Klassenbreite von 45mm eingeteilt<sup>93</sup>. Korngrößen kleiner 125mm werden nicht mehr signifikant zerkleinert, so dass der Bereich 0...125mm als eine Kornklasse aufgefasst wird. Die Klassenmittelwerte bilden dabei die zu analysierenden Aufgabekorngrößen. Für die übrigen Variationsbereiche sind lediglich die untere und obere Niveaustufe ausgewählt worden, so dass sich bei Anwendung der Einfaktormethode mit insgesamt  $7 \cdot 2 \cdot 2 = 28$  Versuchspunkten und unter Berück-

---

<sup>93</sup> Für eine gleichmäßige Abtastung des Untersuchungsbereichs wurde auf die sonst übliche Klasseneinteilung nach Normzahlreihen von DIN 323 verzichtet. Die Klassenmittelwerte  $d_{Am,i}$  entsprechen deshalb auch nicht den oft verwendeten geometrischen [109, S.16], sondern den arithmetischen Mittelwerten der Klassengrenzen.

sichtigung der im Vorfeld zur Ermittlung der DEM-Modellparameter erforderlichen Kalibrierungssimulationen noch ein akzeptabler Simulationsaufwand ergibt.

In Bild 47 ist das Simulationsmodell mit den zu variierenden Parametern (rot) nochmals zusammenfassend dargestellt, wobei die Abmessungen zur Reduktion der Simulationszeit mit  $m_L=10$  verkleinert wurden. Das Aufgabekorn wird in x- und z-Richtung zentrisch zu den Walzen aufgegeben und in y-Richtung so positioniert, dass der Abstand zwischen Aufgabeniveaulinie und Kornmitte  $d_A/2$  beträgt. Außerdem bekommt es eine Startgeschwindigkeit von 5m/s zugewiesen. Durch dreidimensionale DEM-Simulationen wird anschließend für jeden Versuchspunkt ermittelt, nach welcher Zeit sich 95%<sub>Vol</sub> des Aufgabekornvolumens unterhalb der Austragsniveaulinie befinden (Aufenthaltszeit). Auch die beim Durchgang auftretenden Kontaktkräfte mit ihrem jeweiligen Abstand zur Walzen-drehachse (Hebelarme) sind für die Leistungsberechnung zu erfassen. Schließlich lässt sich aus der Korngrößenverteilung der Bruchstücke unterhalb der Austragsniveaulinie noch die Produktkorngrößenverteilung abschätzen. Für eine realitätsnahe Berechnung der beschriebenen Simulationszielgrößen bedarf es jedoch einer sorgfältigen Ermittlung der DEM-Modellparameter der Aufgabekörner auf Grundlage von Zerkleinerungsversuchen. Die dazu im Vorfeld nötigen Kalibrierungssimulationen sollen an Modellpartikeln mit 25mm Korngröße durchgeführt werden, da dies in etwa der mittleren Korngröße des Aufgabekornbandes (6,25...37,25mm) entspricht.

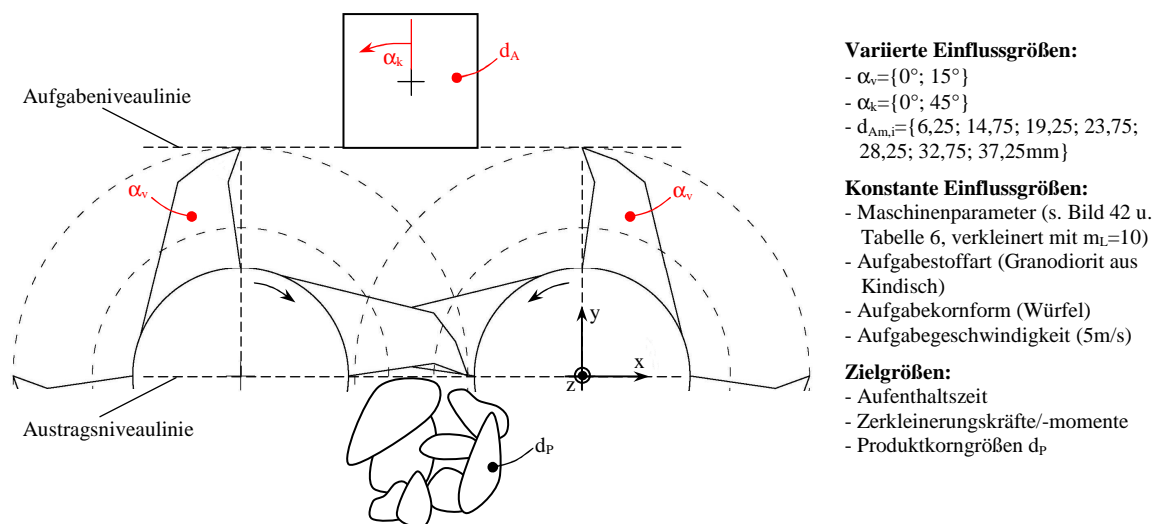


Bild 47: DEM-Einzelkornsimulation mit den variierten Einflussgrößen und den ermittelten Zielgrößen.

### 4.3.2 Aggregation der Simulationsergebnisse auf die Massestromzerkleinerung

#### a.) Massedurchsatz des Modellwalzenbrechers

Da Walzenbrecher volumendurchsetzende Maschinen sind, muss zur Ermittlung des Massedurchsatzes  $\dot{m}_M$  zunächst der Volumendurchsatz  $\dot{V}_M$  des Modellwalzenbrechers berechnet werden. Er ergibt sich aus den Aufenthaltszeiten  $t_i$  der Aufgabekörner  $d_{Am,i}$  (z.B. durch

Fall-, Umorientierungsprozesse), die mit DEM-Simulationen gemäß Bild 47 abzuschätzen sind. Weiterhin wird  $\dot{V}_M$  von der Körneranzahl  $z_i$  der Fraktion  $i$  bestimmt, wobei für Würfelförner mit der auf die Kornklasse  $i$  entfallenden Fraktionsmasse  $m_{A,i}$ , dem Kornklassenmittelwert  $d_{Am,i}$  (Würfelfkantlänge) und der Rohdichte  $\rho_{roh}$  gilt:

$$z_i = \frac{m_{A,i}}{\rho_{roh} \cdot d_{Am,i}^3}. \quad (145)$$

Als Gedankenmodell lässt sich zunächst annehmen, dass die Aufgabekörner fraktionsweise aufgegeben werden und dabei die gesamte Walzenlänge  $L_w$  und die gesamte Aufgabebreite ( $\approx$ Achsabstand  $a_w$ ) nutzen. Jede Fraktion bildet somit gemäß Gl. 146  $z_i^*$  Reihen aus, wobei jede Reihe aus  $(L_w/d_{Am,i}) \cdot (a_w/d_{Am,i})$  Körnern besteht:

$$z_i^* = z_i \cdot \frac{d_{Am,i}^2}{L_w \cdot a_w}. \quad (146)$$

Es ist üblich,  $m_{A,i}$  aus einer repräsentativen Probe des Aufgabestroms zu bestimmen (z.B. durch Siebanalyse) und auf die gesamte Probemasse  $m_{ges}$  zu beziehen, so dass sich der fraktionelle Masseanteil  $f_{A,i} = m_{A,i}/m_{ges}$  (massebezogene Klassenhäufigkeit) ergibt. Auch die Kornreihenanzahl  $z_i^*$  lässt sich relativ zur Gesamtanzahl ausdrücken (anzahlbezogene Klassenhäufigkeit  $\zeta_i^*$ ). Mit Gl. 145 und 146 ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\zeta_i^* = \frac{z_i^*}{\sum_i z_i^*} = \frac{m_{A,i} \cdot d_{Am,i}^{-1}}{\sum_i m_{A,i} \cdot d_{Am,i}^{-1}} = \frac{f_{A,i} \cdot d_{Am,i}^{-1}}{\sum_i f_{A,i} \cdot d_{Am,i}^{-1}}. \quad (147)$$

Neben  $L_w$  und  $a_w$  kann in Gl. 147 auch die Rohdichte  $\rho_{roh}$  eliminiert werden, da sie in den einzelnen Kornklassen  $i$  näherungsweise konstant ist. Die Verteilung der  $\zeta_i^*$ -Werte ist somit vor allem von den Masseanteilen  $f_{A,i}$  abhängig, die sich aus der Aufgabekorngrößenverteilung ergeben. Bei Sizern zeigte sich, dass die Summenhäufigkeiten  $Q_{3^*}$  der Masseanteile oft einer GGS-Verteilung<sup>94</sup> folgen, die in der Schreibweise von BOND bereits in Bild A1-2 (Anlage 2) dargestellt wurde und in allgemeiner Form lautet [13, S.31]:

$$Q_{3^*}(d) = \begin{cases} \left( \frac{d}{d_{max}} \right)^k & \text{für } d \leq d_{max}, \\ 1 & \text{für } d > d_{max}. \end{cases} \quad (148)$$

Der Streuparameter  $k$  (Geradenanstieg im GGS-Netz) kann sehr kleine Werte annehmen, wobei dann ein hoher Masseanteil unzerkleinert durchtritt. Werden jedoch vermehrt grobe

<sup>94</sup> Eine Verteilungsanalyse gemäß Anlage 1 zeigte für das von HENG ET AL. [94, S.812] an einem Sizer gemessene Aufgabekornband, dass dieses gleichermaßen durch eine zweiparametrische GGS- oder eine dreiparametrische RRSB-Verteilung beschreibbar ist. Da die GGS-Verteilung einfacher anwendbar ist, wird sie im Folgenden zugrunde gelegt. Als Anstiegsparameter der GGS-Verteilung wurde ein Wert von  $k \approx 0,4$  ermittelt, der auch in dieser Arbeit zugrunde gelegt wird.



Körner aufgegeben, erhöht sich  $k$ . Für die Modellierung soll analog zu [94, S.812] eine GGS-Verteilung mit  $k=0,4$  zugrunde gelegt werden. Die maximale Aufgabekorngröße des Modellwalzenbrechers wird in Anlehnung an Gl. 141 mit  $d_{Amax}=39,5\text{mm}$  festgelegt. In Bild 48 links ist die bei der Modellierung zugrunde gelegte Summenverteilung im GGS-Netz dargestellt.

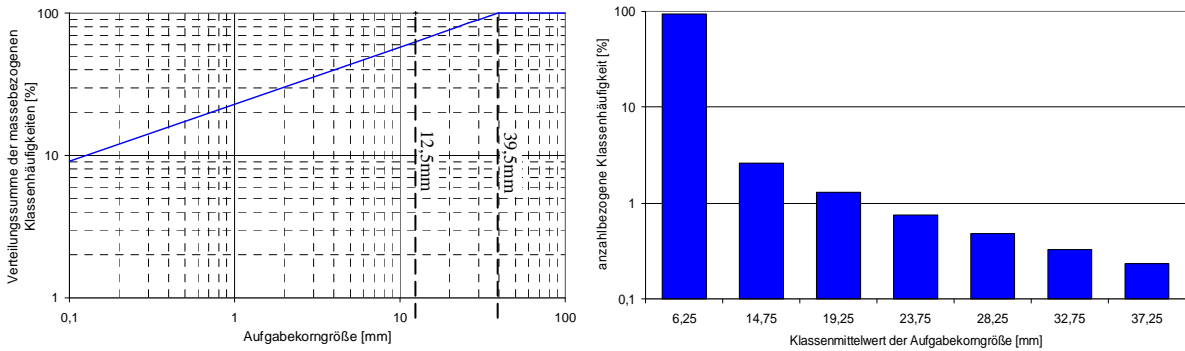


Bild 48: Aufgabekorngrößenverteilungen (links) und Klassenhäufigkeiten der Kornanzahl (rechts).

Der Bereich zwischen 12,5mm und 39,5mm wird dabei in 6 Klassen unterteilt und für jeden Klassenmittelwert analysiert. Körner kleiner als 12,5mm sind dagegen weniger relevant, da sie meist unzerkleinert durchtreten. Im Bereich 0...12,5mm wird deshalb nur die mittlere Korngröße von 6,25mm simuliert, so dass sich für die Simulation insgesamt 7 Kornklassen ergeben. Die prozentuale Kornanzahl  $\zeta_i^*$  in diesen Klassen, die für die jeweilige GGS-Verteilung aus Gl. 147 berechnet werden kann, zeigt Bild 48 rechts. Erwartungsgemäß befinden sich die meisten Körner in der kleinsten Fraktion, wobei mit Erhöhung von  $k$  zunehmend auch die gröberen Kornklassen an Bedeutung gewinnen.

Da jedes Korn  $d_{Am,i}$  bzw. jede Kornreihe die Aufenthaltszeit  $t_i$  zum Passieren des Walzenspaltes benötigt, ist der zum Durchsetzen der gesamten Fraktion  $i$  benötigte Zeitanteil  $\tau_{B,i}$  an der Betriebsdauer nicht nur von der prozentualen Reihenanzahl  $\zeta_i^*$  nach Bild 48 rechts, sondern auch von der Durchtrittszeit  $t_i$  einer Reihe abhängig. Somit ergibt sich  $\tau_{B,i}$  zu:

$$\tau_{B,i} = \frac{\zeta_i^* \cdot t_i}{\sum_i \zeta_i^* \cdot t_i} \quad (149)$$

Da Sizer oft mit überschütteter Aufgabe betrieben werden, entspricht der resultierende Durchsatz dem mit  $\tau_{B,i}$  gewichteten Mittelwert aller fraktionellen Durchsätze. In Bild 49 ist ein prinzipielles Durchsatzhistogramm für 7 Kornklassen dargestellt, bei dem die Säulenhöhe den Flächendurchsatz  $\dot{A}_i$  nach Gl. 150 und die Säulenbreite die relative Betriebsdauer  $\tau_{B,i}$  nach Gl. 149 repräsentiert.  $\dot{A}_i$  ist dabei die in der Zeit  $t_i$  durchgesetzte Kornfläche  $d_{Am,i}^2$ :

$$\dot{A}_i = \frac{d_{Am,i}^2}{t_i} \quad (150)$$

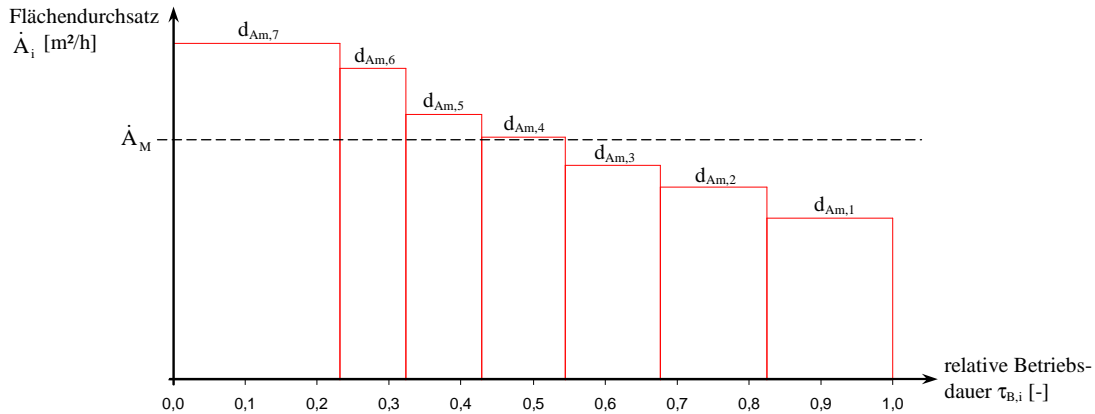


Bild 49: Durchsatzhistogramm und resultierender Flächendurchsatz eines Modellwalzenbrechers.

Für den resultierenden Flächendurchsatz  $\dot{A}_M$  des Modellwalzenbrechers bei überschütteter Aufgabe folgt damit:

$$\dot{A}_M = \sum_i \tau_{B,i} \cdot \dot{A}_i \quad (151)$$

$\dot{A}_M$  wird bei kleinen/großen  $k$ -Werten vor allem von den Fraktionsdurchsätzen der feinen/groben Kornklassen bestimmt, da sich deren  $\tau_{B,i}$ -Werte erhöhen. Zur Ermittlung der tatsächlich durchgesetzten Aufgabemenge ist jetzt noch zu berücksichtigen, dass nur ein Teil des maschinell angebotenen Volumens vom Stoffstrom genutzt wird, so dass noch eine Abminderung mit dem Auflockerungsgrad  $\beta_A$  (Feststoffvolumenanteil am Prozessraumvolumen) erforderlich ist. Da er meist in der Größenordnung des in Tabelle 1 dargestellten Füllungsgrades  $\varepsilon_F = e_{F0} \cdot e_{F1} \approx 0,6 \cdot 0,5$  (Feststoffflächenanteil an der Spaltfläche bei überschütteter Aufgabe [70, S.316]) liegt, soll hier ein Wert von  $\beta_A = 0,3$  angesetzt werden. Mit der Walzenlänge  $L_w$  und der Rohdichte  $\rho_{roh}$  ergibt sich somit folgende Beziehung für den Volumendurchsatz  $\dot{V}_M$  bzw. den Massedurchsatz  $\dot{m}_M$  des Modellwalzenbrechers:

$$\dot{m}_M = \rho_{roh} \cdot \dot{V}_M = \rho_{roh} \cdot \beta_A \cdot L_w \cdot \dot{A}_M \quad (152)$$

### b.) Produktkorngrößenverteilung des Modellwalzenbrechers

Für die Ermittlung der Produktkorngrößenverteilung soll auf Bilanzmodelle zurückgegriffen werden, die in ihren verschiedenen Ausprägungen (WHITEN-Brechermodell, Populationsbilanzmodell u.a.) bereits weit verbreitet sind [100, S.21-30; 109, S.35-42]. Für Kegel-, Backen-, Prall- und Walzenbrecher wird dabei meist das (modifizierte) WHITEN-Brechermodell angewendet (s. Kapitel 3.2.2). Es basiert auf dem in Bild 50 dargestellten Black-Box-Bilanzmodell. Demnach ist der ausgetragene Teilmassenstrom  $\dot{m}_{P,i}$  der Fraktion  $i$  von der aufgegebenen Menge  $\dot{m}_{A,i}$  und der durch den Bruch größerer Körner zugeführten bzw. durch Bruch in kleinere Körner abgeführten Bruchstücke abhängig [100, S.22]. Die Übertragung dieser Massebilanz auf alle aufgegebenen und ausgetragenen Fraktionen  $i=1 \dots n$

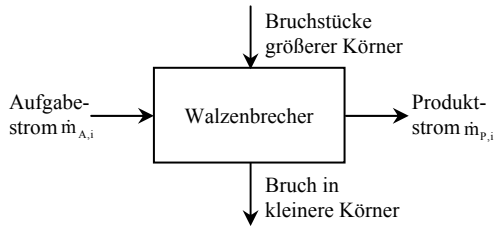


Bild 50: Fraktionelle Massebilanz in Walzenbrechern.

führt zu dem von WHITEN entwickelten Bilanzschema in Bild 51. Aufgabe- und Produktkörnerkollektive werden dabei durch die Korngrößenverteilungsvektoren  $\vec{f}_A = (f_{A,1}, f_{A,2}, f_{A,i}, \dots, f_{A,n})^T$  und  $\vec{f}_P = (f_{P,1}, f_{P,2}, f_{P,i}, \dots, f_{P,n})^T$  dargestellt, wobei  $f_{A,i}$  und  $f_{P,i}$  die Fraktions-

masseanteile der Kornklasse  $i$  angeben. In analoger Weise lassen sich im Prozessraum zwischen Aufgabe und Austrag noch weitere, rechnerische Korngrößenverteilungsvektoren  $\vec{f}_M = (f_{M,1}, f_{M,2}, f_{M,i}, \dots, f_{M,n})^T$ ,  $\vec{f}_T = (f_{T,1}, f_{T,2}, f_{T,i}, \dots, f_{T,n})^T$  und  $\vec{f}_X = (f_{X,1}, f_{X,2}, f_{X,i}, \dots, f_{X,n})^T$  mit ihren jeweiligen Fraktionsmasseanteilen  $f_{M,i}$ ,  $f_{T,i}$  und  $f_{X,i}$  definieren. Die Nummerierung der Fraktionen  $i$  erfolgt vom Groben zum Feinen (größte Fraktion bei  $i=1$ ) und richtet sich nach der Klassenobergrenze, so dass sich in Klasse  $i$  alle Partikel  $d_{i+1} < d \leq d_i$  befinden [1, S.372].

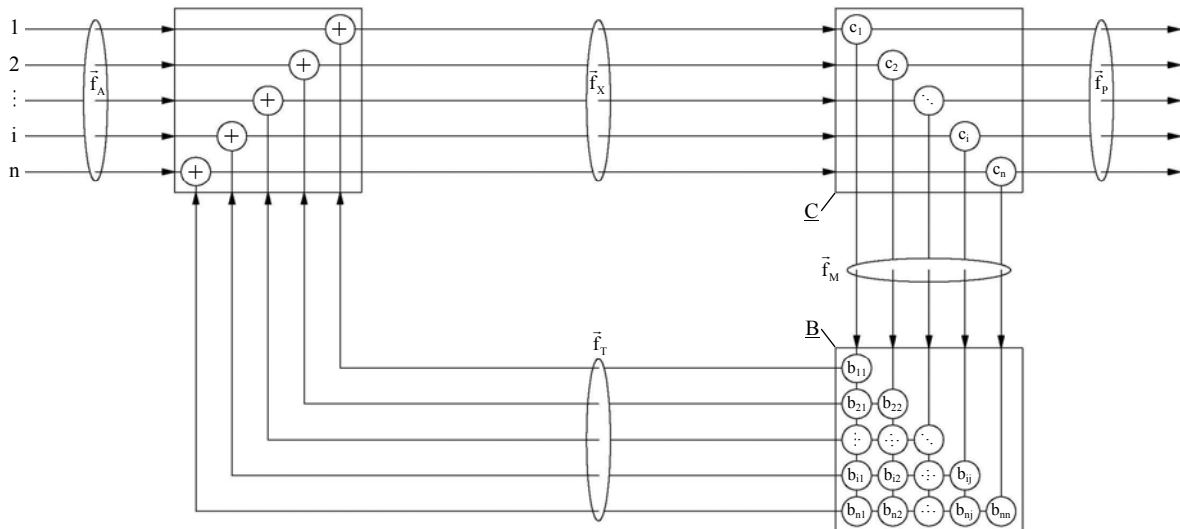


Bild 51: Bilanzschema des WHITEN-Brechermodells zur Ermittlung der Produktkorngrößenverteilung.

WHITEN [100, S.138-141; 108, S.18-21] geht davon aus, dass sich die Zerkleinerung in die Prozesse „Klassieren“ und „Brechen“ einteilen lässt. Während der Klassierung wird durch die Bruchwahrscheinlichkeit  $c_i=0..1$  festgelegt, welcher Anteil von Fraktion  $i$  einen Bruchprozess durchläuft ( $f_{M,i}=c_i \cdot f_{X,i}$ ) und welcher Anteil unzerkleinert in das Produkt übergeht ( $f_{P,i}=(1-c_i) \cdot f_{X,i}$ ). Der für den Bruchprozess selektierte Masseanteil  $f_{M,i}$  wird anschließend zerkleinert, d.h. in kleinere Fraktionen  $i \geq j$  überführt. Das Element  $b_{ij}$  gibt dabei den Masseanteil der zugeführten Fraktion  $j$  (Mutterklasse) an, der in die Fraktion  $i$  (Tochterklasse) übergeht [1, S.373]. Für die Mutterklasse  $j=1$  ergibt sich bspw., dass der Anteil  $b_{11}$

unzerkleinert umläuft<sup>95</sup> (da auch  $i=1$  ist), der Anteil  $b_{21}$  in die kleinere Fraktion  $i=2$  übergeht u.s.w. (Bild 51). Die Summe der  $b_{ij}$ -Werte muss somit in jeder Spalte Eins ergeben.

Das Bilanzschema in Bild 51 lässt sich auch mathematisch ausdrücken. Die  $c_i$ -Werte werden dabei als Elemente der Matrix  $\underline{C}$  (Diagonalmatrix) und die  $b_{ij}$ -Werte als Elemente der Bruchmatrix  $\underline{B}$  (untere Dreiecksmatrix) angesehen:

$$\underline{C} = \begin{pmatrix} c_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_i & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_n \end{pmatrix}, \quad \underline{B} = \begin{pmatrix} b_{11} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_{21} & b_{22} & 0 & 0 & 0 \\ \dots & \dots & \dots & 0 & 0 \\ b_{i1} & b_{i2} & \dots & b_{ij} & 0 \\ b_{n2} & b_{n2} & \dots & b_{nj} & b_{nn} \end{pmatrix}. \quad (153)$$

Für die Verteilungsvektoren  $\vec{f}_A$  und  $\vec{f}_p$  ergeben sich damit mit Bild 51 folgende Zusammenhänge:

$$\vec{f}_A + \underline{B} \cdot \underline{C} \cdot \vec{f}_X = \vec{f}_X, \quad (154)$$

$$\vec{f}_X = \underline{C} \cdot \vec{f}_X + \vec{f}_p. \quad (155)$$

Die Elimination des Verteilungsvektors  $\vec{f}_X$  führt schließlich mit der Einheitsmatrix  $\underline{E}$  zu:

$$\vec{f}_p = (\underline{E} - \underline{C}) \cdot (\underline{E} - \underline{B} \cdot \underline{C})^{-1} \cdot \vec{f}_A = \underline{W} \cdot \vec{f}_A, \quad (156)$$

wobei  $\underline{W} = (\underline{E} - \underline{C})(\underline{E} - \underline{B} \cdot \underline{C})^{-1}$  die Prozessmatrix des Walzenbrechers darstellt. Damit lässt sich die Produktkorngrößenverteilung  $\vec{f}_p$  direkt aus dem Aufgabekornband  $\vec{f}_A$  berechnen. Voraussetzung ist allerdings, dass die Werte der Klassier- und Bruchmatrix bekannt sind. Für die Klassiermatrix wird meist Gl. 157 verwendet [100, S.141; 109, S.158]:

$$c(d_x) = \begin{cases} 0 & \text{für } d_x \leq k_1, \\ 1 - \left( \frac{k_2 - d_x}{k_2 - k_1} \right)^{k_3} & \text{für } k_1 < d_x < k_2, \\ 1 & \text{für } d_x \geq k_2. \end{cases} \quad (157)$$

Der Exponent  $k_3$  lässt sich näherungsweise als Konstante auffassen, die oft im Bereich von  $k_3=2 \dots 2,3$  liegt [108, S.21; 100, S.141], in einigen Fällen aber auch Werte von  $k_3=1 \dots 3$  [109, S.159] annehmen kann. Die Parameter  $k_1$  und  $k_2$  werden meist mit der minimalen Spaltweite ( $k_1=s_{r2}$ ) bzw. der maximalen Produktkorngröße ( $k_2=d_{pmax}$ ) gleichgesetzt, da oberhalb von  $k_2$  alle und unterhalb von  $k_1$  keine Korngrößen  $d_x$  gebrochen werden [100,

<sup>95</sup> SCHUBERT [1, S.373-375] geht davon aus, dass  $b_{ij}$  für  $i=j$  stets Null ist ( $i>j$ ), während es nach KING [109, S.159] theoretisch möglich ist, dass sich ein Teil des Materials auch nach dem Bruch noch in der Mutterkornklasse befindet ( $i \geq j$ ). Hier wurde der allgemeingültigeren Auffassung von KING gefolgt, so dass auch die Diagonale der Bruchmatrix  $\underline{B}$  bei  $i=j$  Elemente  $b_{ij}$  aufweist [108, S.20], die jedoch meist Null sind. Oberhalb dieser Diagonalen bei  $i < j$  sind die  $b_{ij}$ -Werte in jedem Fall Null, da Agglomerationen ausgeschlossen sind.

S.144]. Für den Modellwalzenbrecher wird jedoch vereinfacht ein Wert von  $k_1=k_2=s_{r3}=12,5\text{mm}$  angesetzt, so dass  $c(d_x)$  eine Sprungfunktion darstellt. Der Klassiervorgang wird somit in der derzeitigen Entwicklungsstufe des Modells als idealer Trennprozess aufgefasst, bei dem alle Korngrößen  $d_x < s_{r3}$  den Walzenbrecher unzerkleinert passieren ( $c=0$ ) und alle Korngrößen  $d_x \geq s_{r3}$  zum Bruch selektiert werden ( $c=1$ ).

Auch für die Ermittlung der Bruchmatrixelemente  $b_{ij}$  existieren in der Literatur verschiedene funktionelle Ansätze [108, S.20], deren Parameter empirisch (z.B. aus Fallversuchen, s. Kapitel 3.2.2) abzuschätzen sind. Bei Brechern entspricht die Summenverteilung der Bruchstückkorngrößen  $d_T$  eines zerkleinerten Mutterkorns  $d_M$  (Bruchfunktion  $B_{3^*}$  [1, S.373]) meist einer Mischverteilung aus den Teilkollektiven „Feingut“ (Masseanteil  $a_f$ ) und „Grobgut“ (Masseanteil  $a_g$ ) [109, S.139-160; 133]:

$$B_{3^*}(d_T) = a_f \cdot \left(\frac{d_T}{d_M}\right)^{k_f} + (1 - a_f) \cdot \left(\frac{d_T}{d_M}\right)^{k_g} . \quad (158)$$

Die Tochterkorngrößen  $d_T$  folgen in beiden Kollektiven einer GGS-Verteilung mit den Exponenten  $k_f$ ,  $k_g$  und der Mutterkorngröße  $d_M$  als Obergrenze. KING [109, S.160] gibt für Brecher folgende Parameter an:  $a_f=0,3$ ,  $k_f=0,45$ ,  $k_g=3,2$ . Für den Modellwalzenbrecher soll jedoch auf die in DEM-Simulationen gemäß Bild 47 erforschten Bruchfunktionen zurückgegriffen werden. Da die Bruchstücke am Austrag im Bereich von  $0 \dots 12,5\text{mm}$  liegen, muss dieser allerdings noch auf Basis der Normreihen in DIN 323 klassiert werden. Zusammen mit den bereits definierten Fraktionen im Bereich von  $12,5 \dots 39,5\text{mm}$  ergeben sich so für das WHITEN-Brechermodell in Bild 51 insgesamt  $n=12$  Fraktionen (Tabelle 8).

Fraktionsnummer i	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Klassenuntergrenze $d_{i+1}$ [mm]	35,00	30,50	26,00	21,50	17,00	12,50	10,00	8,00	6,30	3,15	1,00	0,00
Klassenobergrenze $d_i$ [mm]	39,50	35,00	30,50	26,00	21,50	17,00	12,50	10,00	8,00	6,30	3,15	1,00

Tabelle 8: Fraktionen des WHITEN-Brechermodells zur Ermittlung der Produktkorngrößenverteilung.

Die Zuordnung der simulierten Bruchstücke des jeweils aufgegebenen Mutterkorns  $d_{M,j}$  von Fraktion  $j$  in die Bruchstückkornklassen  $i$  ergibt für jede Klasse eine bestimmte Klassenhäufigkeit, die dem Bruchmatrixelement  $b_{ij}$  entspricht. Alternativ lässt sich  $b_{ij}$  auch aus den Bruchfunktionswerten  $B_{3^*}$  der oberen ( $d_{T,i}$ ) und unteren Klassengrenze ( $d_{T,i-1}$ ) ermitteln:

$$b_{ij} = B_{3^*}(d_{T,i-1}, d_{M,j}) - B_{3^*}(d_{T,i}, d_{M,j}) . \quad (159)$$

Damit kann schließlich mit Gl. 156 der Produktverteilungsvektor  $\vec{f}_p$  des Modellwalzenbrechers berechnet werden, wobei für die Aufgabekorngrößenverteilung wieder die bereits in Bild 48 links definierte GGS-Verteilung mit  $k=0,4$  angenommen wird.

### c.) Leistungsbedarf des Modellwalzenbrechers

Der Leistungsbedarf ergibt sich aus den Drehmomenten (Kontaktkräfte-Hebelarme), die zur Zerkleinerung der Aufgabekörner erforderlich sind und mit DEM-Simulationen gemäß Bild 47 für jede Korngröße  $d_{Am,i}$  ermittelt werden. Aus dem Drehmoment-Zeit-Verlauf des simulierten Brechprozesses lässt sich somit das während der Aufenthaltszeit  $t_i$  auftretende mittlere ( $M_{Zm,i}$ ) und maximale Drehmoment ( $M_{Zmax,i}$ ) der jeweiligen Fraktion  $i$  ableiten. Wird wie bei der Durchsatzberechnung von einer fraktionsweisen und über die gesamte Walzenlänge  $L_w$  gleichmäßig verteilten Materialzuführung ausgegangen, so ergeben sich in jeder Fraktion  $\zeta_i^*$  Körnerreihen (Gl. 147) mit jeweils  $L_w/d_{Am,i}$  Körnern. Die dabei zugrunde gelegte Aufgabekorngrößenverteilung ist bereits in Bild 48 links dargestellt worden. Auch für die Leistungsermittlung lässt sich somit ein Histogramm erstellen, bei dem das resultierende mittlere ( $M_{Zm,i}^{res}$ ) bzw. maximale Drehmoment ( $M_{Zmax,i}^{res}$ ) einer Körnerreihe über der jeweiligen Belastungsdauer  $\tau_{B,i}$  (von Fraktion  $i$  benötigte relative Betriebsdauer gemäß Gl. 149) aufgetragen wird (Bild 52).

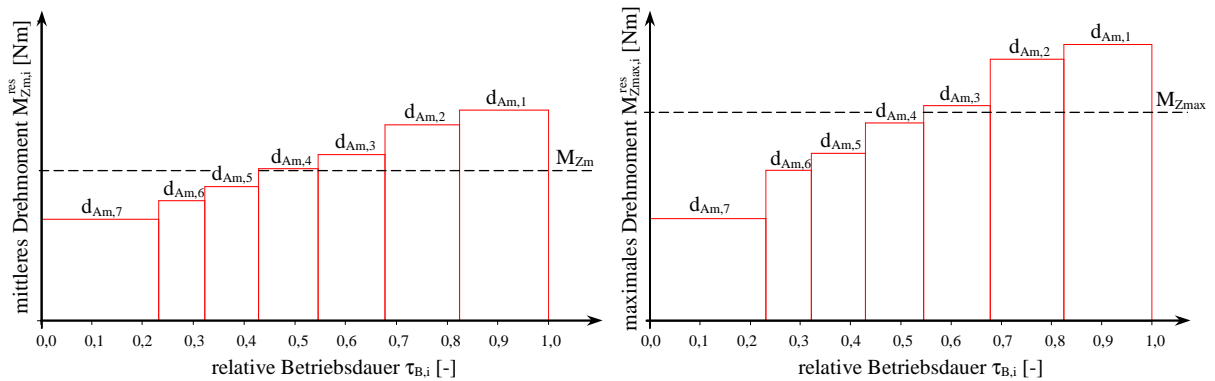


Bild 52: Drehmomenthistogramme und resultierende Drehmomente eines Modellwalzenbrechers.

Die resultierenden Drehmomente von Fraktion  $i$  ergeben sich dabei aus den jeweiligen Einzelkorn-Drehmomenten ( $M_{Zm,i}$ ,  $M_{Zmax,i}$ ) der simulierten Drehmoment-Zeit-Verläufe und der Anzahl gleichzeitig zerkleinerter Partikel einer Kornreihe ( $L_w/d_{Am,i} \cdot a_w/d_{Am,i}$ ):

$$M_{Zm,i}^{res} = M_{Zm,i} \cdot L_w \cdot a_w / d_{Am,i}^2, \quad (160)$$

$$M_{Zmax,i}^{res} = M_{Zmax,i} \cdot L_w \cdot a_w / d_{Am,i}^2. \quad (161)$$

Aus den mit  $\tau_{B,i}$  gewichteten Mittelwerten von  $M_{Zm,i}^{res}$  und  $M_{Zmax,i}^{res}$  können schließlich die resultierenden Momente  $M_{Zm}$  und  $M_{Zmax}$  des gesamten Körnerkollektivs ermittelt werden. Analog zu Gl. 151 ergeben sich:

$$M_{Zm} = \sum_i \tau_{B,i} \cdot M_{Zm,i}^{res}, \quad (162)$$

$$M_{Zmax} = \sum_i \tau_{B,i} \cdot M_{Zmax,i}^{res}. \quad (163)$$

Mit  $M_{Zm}$  und  $M_{Zmax}$  lassen sich die mittlere ( $P_{Zm}^M$ ) und maximale Zerkleinerungsleistung ( $P_{Zmax}^M$ ) des Modellwalzenbrechers abschätzen. Dabei ist allerdings zu berücksichtigen, dass wie bei der Durchsatzberechnung (Gl. 152) noch ein Auflockerungsgrad von  $\beta_A=0,3$  anzusetzen ist, da wegen unvollständiger Prozessraumbefüllung nur ein Teil der theoretisch möglichen  $L_w/d_{Am,i}$  Körner gleichzeitig zerkleinert wird. Die bei der Kraftereinleitung wirksame Drehzahl kann näherungsweise als konstant<sup>96</sup> angenommen werden und entspricht der Betriebsdrehzahl  $n_w$ . Die Zerkleinerungsleistungen des Modellwalzenbrechers bei zwei angetriebenen Walzen berechnen sich somit aus folgenden Beziehungen:

$$P_{Zm}^M = 2 \cdot \beta_A \cdot M_{Zm} \cdot 2\pi \cdot n_w, \quad (164)$$

$$P_{Zmax}^M = 2 \cdot \beta_A \cdot M_{Zmax} \cdot 2\pi \cdot n_w. \quad (165)$$

Für die Motordimensionierung (Auswahl von Motorkennlinie und Nennmoment) sind neben  $P_{Zm}^M$  und  $P_{Zmax}^M$  noch die in Bild 28 dargestellten Übertragungsverluste und ggf. weitere Aspekte zu berücksichtigen. Die Nennleistung dürfte jedoch in der Größenordnung der mittleren Zerkleinerungsleistung liegen, sofern für Lastspitzen noch ein ausreichend hohes Kippmoment zur Verfügung steht.

#### 4.3.3 Skalierung der Simulationsergebnisse auf den Originalwalzenbrecher

Da die in Kapitel 4.3.2 berechneten Zielgrößen (Durchsatz, Leistungsbedarf, Produktkornband) auf DEM-Simulationsergebnissen an einem im Maßstab  $m_L=10$  verkleinerten Modellwalzenbrecher basieren, ist eine Skalierung der Zielgrößen auf den Originalwalzenbrecher erforderlich. Die Ähnlichkeitstheorie liefert dazu auf Ähnlichkeitskennzahlen<sup>97</sup> aufbauende Skalierungsregeln, mit denen eine Modellübertragung ins Kleine (Scale-Down) oder Große (Scale-Up) möglich ist. Der hier durchzuführende Scale-Up liefert allerdings nur dann aussagekräftige Ergebnisse, wenn eine möglichst vollständige physikalische Ähnlichkeit zwischen Modell- und Originalwalzenbrecher vorliegt, d.h. die Basisgrößenarten Länge  $L$  (Meter), Zeit  $t$  (Sekunde), Masse  $m$  (Gramm), Temperatur  $\vartheta$  (Kelvin), elektrische Stromstärke  $I^*$  (Ampere), Stoffmenge  $N$  (Mol) und Lichtstärke  $J$  (Candela) bei beiden Systemen in zueinander konstantem Verhältnis stehen [110, S.2-3]. Aus den Dimensionen der das Systemverhalten von Walzenbrechern beschreibenden Parameter (s. Bild 3) geht hervor, dass physikalische Ähnlichkeit<sup>98</sup> bereits bei invarianten Abmessungs- (geometrische

<sup>96</sup> In der Praxis sind auch geringe Drehzahlschwankungen von wenigen Prozent der Betriebsdrehzahl möglich. Die dabei auftretenden Trägheitskräfte/-momente werden hier jedoch vernachlässigt.

<sup>97</sup> Zwischen Modell und Original können Homologie- (ähnliche physikalische Grundqualität aber quantitativ unterschiedliche Erscheinungsform) oder Analogiebeziehungen (ähnliche Struktur-/Funktionseigenschaften aber unterschiedliche physikalische Grundqualität) bestehen. Aus Homologien lassen sich Ähnlichkeits- und aus Analogien Analogiekennzahlen ableiten, wobei hier nur Ähnlichkeitskennzahlen relevant sind [110, S.1].

<sup>98</sup> Bei komplexen Problemen ist oft nur eine partielle physikalische Ähnlichkeit realisierbar, da die Ähnlichkeitsanalyse widersprüchliche, technisch unmögliche oder unwirtschaftliche Forderungen aufstellt [10, S.31].

Ähnlichkeit:  $m_L=L/L_M=\text{konst.}$ ), Zeit- (zeitliche Ähnlichkeit:  $m_t=t/t_M=\text{konst.}$ ) und Masseverhältnissen (massebezogene Ähnlichkeit:  $m_m=m/m_M=\text{konst.}$ ) besteht. Die Invarianz der Basisähnlichkeitskennzahlen  $m_L$ ,  $m_m$  und  $m_t$  ist gewährleistet, wenn die Kennzahlen der von  $L$ ,  $m$  und  $t$  abgeleiteten, sekundären Größenarten (z.B. Walzengeschwindigkeit, Durchsatz) konstant sind. Zur Ermittlung dieser sekundären Ähnlichkeitskennzahlen gibt es verschiedene Methoden [4, S.254; 110, S.10ff; 111, S.40; 119, S.46-52]:

- empirisch begründete Methoden (Dimensionsanalysen, Ähnlichkeitsuntersuchungen, systematisches Probieren, Erfahrung etc.),
- physikalisch begründete Methoden (Ermittlung aus Kraft-, Energieverhältnissen, Bilanzgleichungen etc.).

Die höchste Kennzahlengüte ist bei physikalisch begründeten Ermittlungsmethoden möglich, so dass diese bei Zielgrößen, wo die Abhängigkeit von den Einflussgrößen formal beschreibbar ist, angewendet werden sollten. Für den Durchsatz  $\dot{m}$  und den Leistungsbedarf  $P_Z$  lassen sich die physikalisch begründeten Methoden nutzen, während die Produktkorngrößenverteilung nur durch empirisch ermittelte Skalierungsregeln übertragbar ist. Allgemein dürften sich bei Walzenbrechern jedoch vergleichsweise einfache Übertragungskriterien ergeben, da der Brechprozess im Gegensatz zu anderen Zerkleinerungsmaschinen (z.B. Schlagradmühlen [117, S.33-43; 118, S.25-36], Rührwerkskugelmühlen [116]) kaum von Wärmeübertragungs- oder Strömungsprozessen abhängt.

#### a.) Massedurchsatz des Originalwalzenbrechers

Der Massedurchsatz  $\dot{m} = dm/dt$  im Modellwalzenbrecher (Index M) lässt sich unter stationären Bedingungen durch folgende Kontinuitätsgleichung beschreiben (s. Gl. 18):

$$\frac{dm_M}{dt_M} - \rho_{\text{roh},M} \cdot \varepsilon_{F,M} \cdot A_{s,M} \cdot v_{G,M} = 0. \quad (166)$$

Durch Substitution der physikalischen Größen in Gl. 166 mit denen des Originalwalzenbrechers (ohne Index) ergibt sich mit den Ähnlichkeitskennzahlen  $m_t=t/t_M$ ,  $m_m=m/m_M$ ,  $m_p=\rho_{\text{roh}}/\rho_{\text{roh},M}$ ,  $m_A=A_s/A_{s,M}$  und  $m_v=v_G/v_{G,M}$  folgender Zusammenhang [110, S.40-50]:

$$\frac{m_m^{-1} \cdot dm}{m_t^{-1} \cdot dt} - m_p^{-1} \cdot m_A^{-1} \cdot m_v^{-1} \cdot \varepsilon_F \cdot \rho_{\text{roh}} \cdot A_s \cdot v_G = 0. \quad (167)$$

Aus dem Gleichsetzen der Koeffizienten jedes Summanden von Differentialgleichung 167 folgt zunächst:

$$\frac{m_m}{m_t \cdot m_p \cdot m_A \cdot m_v} = 1 \quad (168)$$

und daraus schließlich mit den o.g. Kennzahldefinitionen die dimensionslose Durchsatzkennzahl:



$$\pi_v = \frac{\dot{m}}{\rho_{\text{roh}} \cdot A_s \cdot v_G} = \frac{\dot{m}_M}{\rho_{\text{roh},M} \cdot A_{s,M} \cdot v_{G,M}} = \text{konst.} \quad (169)$$

Die Walzendrehzahl des Modells wird so gewählt, dass sich die gleiche Umfangsgeschwindigkeit und damit auch Gutgeschwindigkeit wie im Original ergibt ( $v_G=v_{G,M}=2,5\text{m/s}$ ). Unter der Annahme, dass Füllungsgrad und Rohdichte konstant bleiben ( $\epsilon_F=\epsilon_{F,M}$ ,  $\rho_{\text{roh}}=\rho_{\text{roh},M}$ ) und stationäre Bedingungen herrschen, lässt sich aus Gl. 169 für den Durchsatz des Originalwalzenbrechers folgendes Übertragungskriterium definieren:

$$\dot{m} = \dot{m}_M \cdot \frac{A_s}{A_{s,M}} = \dot{m}_M \cdot m_L^2. \quad (170)$$

Das Spaltflächenverhältnis  $A_s/A_{s,M}$  ist dabei identisch zu  $m_L^2$ . Mit dem aus DEM-Simulationen am Modell ermittelten Massedurchsatz  $\dot{m}_M$  (Gl. 152) und  $m_L=10$  kann der Massedurchsatz des Originalwalzenbrechers somit nach Gl. 170 berechnet werden.

### b.) Produktkorngrößenverteilung des Originalwalzenbrechers

Die am Modell ermittelte Verteilungsform des Produktkornbandes lässt sich durch Lageparameter  $p_1$  (z.B.  $p_1=d_{50}$ ,  $d_{63}$ ,  $d_{\text{max}}$ ) und Streuungsparameter  $p_2$  (z.B.  $p_2=\sigma_{\ln}$ ,  $n$ ,  $k$ ) beschreiben (s. Bild A1-2 in Anlage 1). Allerdings gibt es keine physikalisch begründeten Modelle für die Abhängigkeit dieser Verteilungsparameter von ihren Einflussgrößen, so dass Modellgesetze bisher meist durch Dimensionsanalysen oder Ähnlichkeitsuntersuchungen abgeleitet wurden [113, S.133-136]. Es ist üblich, bei Ähnlichkeitsbetrachtungen nur den Lageparameter  $p_1$  einzubeziehen, zumal Dimensionsanalysen ohnehin nur für eine Zielgröße durchführbar sind [114, S.60-61]. Dementsprechend soll hier davon ausgegangen werden, dass der am Modell erforschte Verteilungstyp und die Verteilungsform auch beim Originalwalzenbrecher auftritt<sup>99</sup>. Für das mit  $p_1$  charakterisierte Zerkleinerungsergebnis wird meist angenommen, dass es bei konstanter Stoff- und Belastungsart nur noch von der Aufgabekorngröße  $d_A$ , der Belastungsintensität und der Belastungshäufigkeit abhängt [116]. Die Belastungsintensität lässt sich durch kinematische (z.B. Hub), dynamische (z.B. Zerkleinerungskraft) oder energetische Intensitätsfaktoren (z.B. Zerkleinerungsenergie) beschreiben [9, S.151-153] und ist bei Walzenbrechern vom Abbaugrad  $\epsilon_s=d_{A\text{max}}/s_r$  (kinematischer Intensitätsfaktor) abhängig. Die Belastungshäufigkeit wird dagegen vor allem von der Werkzeuganzahl und der Walzenumfangsgeschwindigkeit beeinflusst. Da Abbaugrad, Werkzeuganzahl und Walzenumfangsgeschwindigkeit in Modell und Original gleich sind, wird  $p_1$  größtenteils nur noch von  $d_A$  bestimmt, so dass gilt:

<sup>99</sup> Bei GGS-, RRSB- und LN-Verteilungen ist der die Verteilungsform beschreibende Parameter  $p_2$  ohnehin dimensionslos und direkt übertragbar. Auch bei der Normalverteilung lässt sich die Standardabweichung  $p_2$  durch Bezug auf den Mittelwert entdimensionalisieren (Variationskoeffizient) und zum Scale-Up verwenden.

$$p_1 = p_{1,M} \cdot \left( \frac{d_A}{d_{A,M}} \right) = p_{1,M} \cdot m_L \quad (171)$$

Durch Multiplikation der Kornklassenwerte mit  $m_L$  lässt sich somit die Verteilung des Originalwalzenbrechers ableiten.

### c.) Leistungsbedarf des Originalwalzenbrechers

Der Leistungsbedarf ist abhängig von der erforderlichen Bruchkraft  $F_B$  und der dabei auftretenden Geschwindigkeit  $v_w$ . Für Walzenbrecher, in denen vorwiegend Druckbelastungen auftreten, ergibt sich die erforderliche Bruchspannung  $\sigma_B$  im Modell- (Index M) und Originalwalzenbrecher (ohne Index) aus dem HOOKSchen Gesetz zu:

$$\frac{\sigma_B}{\sigma_{B,M}} = \frac{E \cdot \varepsilon_B}{E_M \cdot \varepsilon_{B,M}} = \frac{F_B \cdot d_M^2}{F_{B,M} \cdot d^2} \quad (172)$$

Die Belastungsfläche errechnet sich dabei aus der Korngröße  $d$  [57, S.186]. Unter der Annahme, dass wegen der gleichen Stoffart auch Bruchhub  $\varepsilon_B$  und Elastizitätsmodul  $E$  in Modell und Original in etwa gleich sind<sup>100</sup>, ergibt sich aus Gl. 172 das bereits von HÖFFL [10, S.30; 57, S.187] abgeleitete Modellgesetz für Druckzerkleinerungsmaschinen<sup>101</sup>:

$$F_B = F_{B,M} \cdot \left( \frac{d}{d_M} \right)^2 \quad (173)$$

Allerdings zeigten Zerkleinerungsversuche, dass die Bruchspannung mit der Korngröße abnimmt (Korngrößeneffekt), da sich in größeren Körnern zunehmend bruchrelevante Fehlstellen anhäufen. Aus den umfangreichen Testergebnissen der letzten Jahrzehnte lässt sich somit folgender Zusammenhang angeben [112; 115]:

$$\frac{F_B/d^2}{F_{B,M}/d_M^2} = \frac{\sigma_B}{\sigma_{B,M}} = \left( \frac{d}{d_M} \right)^{r_\sigma} \quad \text{mit } r_\sigma < 0 \text{ für spröde Stoffe.} \quad (174)$$

Aufgrund des Korngrößeneffektes muss Gl. 173 somit gemäß Gl. 174 modifiziert werden zu:

$$F_B = F_{B,M} \cdot \left( \frac{d}{d_M} \right)^{r_\sigma + 2} \quad (175)$$

Für den Leistungsbedarf als Produkt aus Kraft und Geschwindigkeit ergibt sich die gleiche Übertragungsbeziehung, da die Walzengeschwindigkeit des Modells der des Originals entspricht. Somit gilt für die mittlere ( $P_{Zm}$ ) und maximale Zerkleinerungsleistung ( $P_{Zmax}$ ) des Originalwalzenbrechers:

<sup>100</sup> HÖFFL [10, S.31] weist darauf hin, dass auch der Elastizitätsmodul korngrößenabhängig ist, was er jedoch nicht berücksichtigt und was auch hier vernachlässigt wird.

<sup>101</sup> Bei Scherbelastung würde sich die gleiche Modellbeziehung wie bei Druckbelastung ergeben [10, S.31].

$$P_{Z_{m/\max}} = P_{Z_{m/\max}}^M \cdot \left( \frac{d}{d_M} \right)^{r_\sigma+2} = P_{Z_{m/\max}}^M \cdot m_L^{r_\sigma+2}. \quad (176)$$

Die Zerkleinerungsleistungen  $P_{Z_m}^M$  und  $P_{Z_{\max}}^M$  des Modells können auf Basis von DEM-Simulationen aus Gl. 164 und 165 abgeschätzt werden. Zur Ermittlung des Korngrößeneffekts  $r_\sigma$  für das hier verwendete Material (Granodiorit aus Kindisch) sind dagegen Zerkleinerungsversuche durchzuführen (s. Kapitel 5). Dabei sollte der im Originalwalzenbrecher auftretende Korngrößebereich (0...500mm) möglichst umfassend abgedeckt werden.

## 5 Zerkleinerungsversuche für das neue Auslegungsmodell

Gemäß den Ausführungen in Kapitel 4 ist es für die Kalibrierung der DEM-Modellparameter erforderlich, Einzelkorndruckversuche (Punkt-, Punktflächen-, Flächenlasttests) an Granodiorit aus Kindisch im Korngrößenbereich von 25...50mm durchzuführen. Zur Übertragung der Simulationsergebnisse vom Modellmaßstab auf Originalwalzenbrecher werden außerdem Informationen über den Korngrößeneffekt bzw. die Bruchkräfte bei Korngrößen zwischen 50 und 500mm benötigt. Die Darstellung der Ergebnisse erfolgt in Kapitel 5.2. Zuvor soll jedoch auf die bruchmechanischen Grundlagen und die bisherigen Ergebnisse zur Einzelkorndruckzerkleinerung eingegangen werden (Kapitel 5.1).

### 5.1 Grundlagen zur Einzelkorndruckzerkleinerung

#### 5.1.1 Physikalische Beschreibung von Deformations- und Bruchprozessen

Ein zwischen zwei Wirkflächen formschlüssig belastetes Korn wird entweder durch Schlag (zumindest eine Wirkfläche bewegt sich mit hoher Geschwindigkeit) oder Druck zerkleinert, wobei letzteres in Profilwalzenbrechern am häufigsten vorkommt. Für die Beschreibung der dabei ablaufenden Prozesse stehen verschiedene Belastungs- und Bruchmodelle zur Verfügung, von denen ausgewählte Ansätze im Folgenden kurz dargestellt werden.

#### a.) Kontaktmechanische Belastungsmodelle

Zur Analyse der Deformationen und Belastungen im Korn-Werkzeug-Kontaktbereich können je nach Kontaktgeometrie (Punkt-, Flächenlast) die in Bild 53 dargestellten Kontaktmodelle verwendet werden.

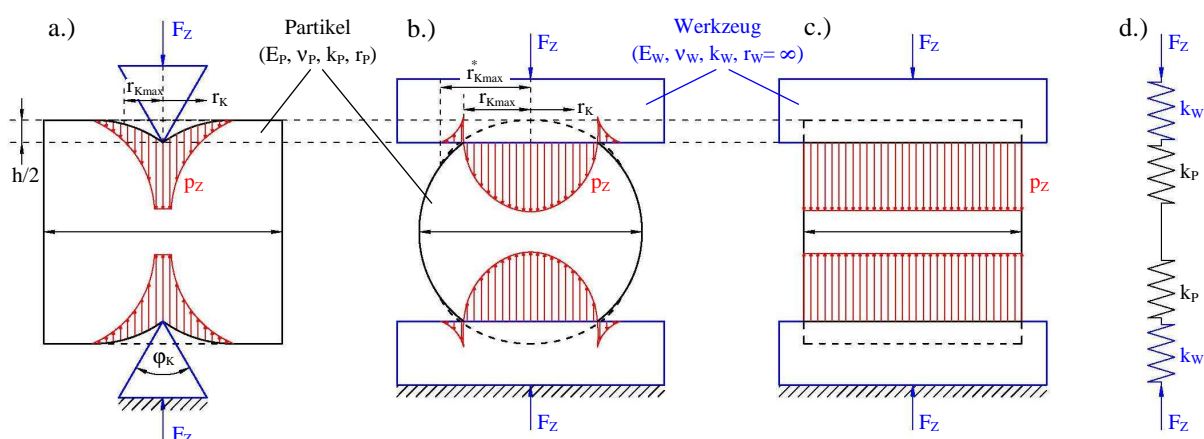


Bild 53: Kontaktmodelle für den Korn-Spitze- (a.), Kugel-Platte- (b.) und Würfel-Platte-Kontakt (c.) mit rheologischem Ersatzsystem (d.).

Bei flächenförmigen Werkzeugen und Kugeln (Kugel-Platte-Kontakt) lässt sich das Kontaktmodell von HERTZ anwenden (Bild 53 b.) [220, S.37-40]. Es gilt streng genommen nur bei elastischem Stoffverhalten der Kontaktpartner und Druckflächen bzw. Kontaktkreisradien  $r_k$ , die deutlich kleiner als die Partikel- ( $r_p$ ) bzw. Werkzeugradien ( $r_w$ ) sind. Außerdem wird davon ausgegangen, dass die Werkstoffe homogen und isotrop sind, keine

Reibungskräfte am Kontaktpunkt auftreten und das HOOKSche Gesetz Gültigkeit besitzt [139, S.11-16; 140, S.103-104; 141, S.C36-C37]. Unter diesen Voraussetzungen leitete HERTZ ab, dass sich der Druck  $p_Z$  elliptisch innerhalb der runden Kontaktzone mit dem Radius  $r_{Kmax}$  verteilt:

$$\left(\frac{p_Z}{p_{Zmax}}\right)^2 = 1 - \left(\frac{r_K}{r_{Kmax}}\right)^2 \quad \text{mit: } r_K \leq r_{Kmax}. \quad (177)$$

Die maximale Druckbelastung  $p_{Zmax}$  im Zentrum der Kontaktfläche ist dabei um 50% höher als der mittlere Kontaktdruck  $\bar{p}_Z$ :

$$p_{Zmax} = 1,5 \cdot \bar{p}_Z \quad \text{mit: } \bar{p}_Z = F_Z / (\pi \cdot r_{Kmax}^2). \quad (178)$$

Weiterhin gilt, dass sich der Kontaktkreisradius  $r_{Kmax}$  bei Zunahme der Kontaktkraft  $F_Z$  und des mittleren Radius  $R^*$  der Kontaktpartner erhöht bzw. mit Vergrößerung des mittleren Elastizitätsmoduls  $E^*$  absinkt:

$$r_{Kmax} = \sqrt[3]{1,5 \cdot R^* \cdot F_Z / E^*}. \quad (179)$$

Der Kontaktkreisradius  $r_{Kmax}$  ist allerdings kleiner als der Radius  $r_{Kmax}^*$  des verformten Bereiches, da nach den Berechnungen von HUBER Zugspannungen im Umkreis außerhalb des Kontaktkreises auftreten und Biegung hervorrufen [139, S.13].  $R^*$  und  $E^*$  ergeben sich aus den Radien ( $r_P$ ,  $r_W$ ), Elastizitätsmoduln ( $E_P$ ,  $E_W$ ) und Querdehnzahlen ( $\nu_P$ ,  $\nu_W$ ) von Wand und Partikel, wobei aufgrund des steiferen Werkzeugs ( $E_W \gg E_P$ ) und wegen  $r_W \rightarrow \infty$  gilt:

$$R^* = \left(\frac{1}{r_P} + \frac{1}{r_W}\right)^{-1} \approx r_P, \quad (180)$$

$$E^* = 2 \left(\frac{1-\nu_P^2}{E_P} + \frac{1-\nu_W^2}{E_W}\right)^{-1} \approx \frac{2E_P}{1-\nu_P^2}. \quad (181)$$

Schließlich lässt sich mit  $E^*$  und  $r_P = d_A/2$  noch folgende nichtlineare Beziehung zwischen Kontaktdeformation  $h/2$  und Zerkleinerungskraft  $F_Z$  angeben [220, S.38; 139, S.13]:

$$F_Z = \frac{2}{3} \cdot E^* \cdot \sqrt{r_P} \cdot \left(\frac{h}{2}\right)^3 = \frac{E^*}{6} \cdot \sqrt{d_A} \cdot h^3 \approx \frac{E_P}{3(1-\nu_P^2)} \cdot \sqrt{d_A} \cdot h^3. \quad (182)$$

Gl. 182 beschreibt die Abhängigkeit zwischen Kraft  $F_Z$  und Hub  $h$ , wobei sich im Kraft-Weg-Diagramm ein parabolischer Verlauf ergibt. Der momentane Anstieg der Kraft-Weg-Kurve in einem bestimmten Punkt ( $h$ ;  $F_Z$ ) wird als Tangentensteifigkeit  $K^* = dF_Z/dh$  und der durchschnittliche Anstieg bis zu diesem Punkt (von Null ausgehend) als Sekantensteifigkeit  $K = F_Z/h$  bezeichnet<sup>102</sup>. Für den Kugel-Platte-Kontakt (Index KP) folgt damit aus Gl. 182:

<sup>102</sup> Analog zur Tangenten-/Sekantensteifigkeit im Kraft-Weg-Diagramm lassen sich auch der Tangenten-/Sekantenmodul im Spannungs-Dehnungs-Diagramm ableiten [9, S.133].

$$K_{KP}^* = \frac{E^*}{4} \cdot \sqrt{d_A \cdot h} \approx \frac{E_P}{2(1-\nu_P^2)} \cdot \sqrt{d_A \cdot h}, \quad (183)$$

$$K_{KP} = \frac{E^*}{6} \cdot \sqrt{d_A \cdot h} \approx \frac{E_P}{3(1-\nu_P^2)} \cdot \sqrt{d_A \cdot h}. \quad (184)$$

Bei der Belastung ideal-spröder (elastischer) Kugeln zwischen zwei Platten erhöhen sich somit sowohl die momentane ( $K_{KP}^*$ ), als auch die mittlere Kontaktsteifigkeit ( $K_{KP}$ ) mit zunehmendem Hub  $h$ , da sich die eingeleitete Zerkleinerungskraft  $F_Z$  durch die Kugeldeformation bzw. Kontaktabplattung (s. Bild 1b.) auf eine immer größere Fläche verteilt. Für die gleiche Deformationsänderung sind folglich immer größere Kraftänderungen nötig, d.h. die Drucksteifigkeiten  $K_{KP}$  bzw.  $K_{KP}^*$  erhöhen sich. TAVARES [220, S.38] nutzt deshalb nicht  $K_{KP}$  bzw.  $K_{KP}^*$ , sondern die auf  $\sqrt{d_A \cdot h}$  bezogene Steifigkeit:

$$K_{KP,rel} = \frac{E^*}{2} \approx \frac{E_P}{1-\nu_P^2}. \quad (185)$$

mit der Dimension  $[N/m^2]$  zur Charakterisierung der Partikelsteifigkeit. Bei Gültigkeit der HERTZschen Theorie lässt sich  $K_{KP,rel}$  aus der Bruchkraft  $F_B$  und der bis zum Bruchpunkt zugeführten Energie (Brucharbeit  $W_B$ ) im Platte-Kugel-Platte-Test ermitteln [220, S.38]:

$$K_{KP,rel} = \sqrt{0,576 \cdot \frac{F_B^5}{d_A \cdot W_B^3}}. \quad (186)$$

Im Gegensatz zum Kugel-Platte-Kontakt bleibt die belastete Fläche eines Würfelnorns zwischen zwei Platten (Würfel-Platte-Kontakt) näherungsweise konstant (Bild 1c.). Aus dem Hookschen Gesetz folgt somit für den einfachen Fall des einaxialen Spannungszustandes:

$$p_Z = \frac{F_Z}{d_A^2} = \frac{E_P \cdot h}{d_A} = \text{konst.} \quad (187)$$

Aus Gl. 187 kann direkt auf die Tangenten- und Sekantensteifigkeit des Kontinuums bei Würfel-Platte-Kontakt (Indes WP) geschlossen werden, die ebenfalls konstant und somit identisch sind:

$$K_{WP}^* = K_{WP} = E_P \cdot d_A. \quad (188)$$

Deutlich komplexer sind die Kontaktbedingungen dagegen bei kegelförmigen Werkzeugen, die ein halbunendlich ausgedehntes Korn belasten (Korn-Spitze-Kontakt, Bild 1a.). Für die im Kontaktbereich  $r_K \leq r_{Kmax}$  wirksame Druckbelastung gilt zunächst [140, S.105]:

$$p_Z = -\bar{p}_Z \cdot \cosh^{-1} \left( \frac{r_{Kmax}}{r_K} \right) = -\frac{F_Z}{\pi \cdot r_{Kmax}^2} \cdot \cosh^{-1} \left( \frac{r_{Kmax}}{r_K} \right) \quad \text{mit: } r_K \leq r_{Kmax}. \quad (189)$$

Auch hier ist der verformte Bereich (Radius  $r_{Kmax}^*$ ) größer als der Kontaktkreisradius ( $r_{Kmax}^* > r_{Kmax}$ ). Mit dem Werkzeugkeilwinkel  $\phi_K$  und der Verformung an der Werkzeug-

spitze (Hub  $h/2$ ) erhält man für den Kontaktkreisradius [140, S.110]:

$$r_{K_{\max}} = \pi^{-1} \cdot h \cdot \tan(\varphi_K/2), \quad (190)$$

so dass sich schließlich mit  $E_W \gg E_P$  und Gl. 181 folgender Zusammenhang zwischen Zerkleinerungskraft  $F_Z$  und Hub  $h$  ergibt [140, S.110]:

$$F_Z = \frac{\tan(\varphi_K/2)}{\pi} \cdot E^* \cdot \left(\frac{h}{2}\right)^2 \approx \frac{\tan(\varphi_K/2) \cdot E_P}{2\pi(1-\nu_P^2)} \cdot h^2. \quad (191)$$

Die Tangenten- ( $K^*$ ) und Sekantensteifigkeit ( $K$ ) des Kontinuums für den Korn-Spitze-Kontakt (Index KS) lässt sich analog zu Gl. 183 und 184 ermitteln. Wegen  $K^* = dF_Z/dh$  und  $K = F_Z/h$  folgt aus der Kraft-Weg-Kurve in Gl. 191:

$$K_{KS}^* = \frac{\tan(\varphi_K/2)}{2\pi} \cdot E^* \cdot h \approx \frac{\tan(\varphi_K/2) \cdot E_P}{\pi(1-\nu_P^2)} \cdot h, \quad (192)$$

$$K_{KS} = \frac{\tan(\varphi_K/2)}{4\pi} \cdot E^* \cdot h \approx \frac{\tan(\varphi_K/2) \cdot E_P}{2\pi(1-\nu_P^2)} \cdot h. \quad (193)$$

Auch bei spitzen Werkzeugen erhöhen sich die Drucksteifigkeiten somit bei Hubzunahme. Die bisher beschriebenen Kontinuumssteifigkeiten können auch als Gesamtsteifigkeiten eines Federsystems aufgefasst werden, das sich aus den Steifigkeiten der einzelnen Kontaktpartner in den jeweiligen Kontaktpunkten ergibt [139, S.14-15]. Bei den in Bild 1a.) bis 1c.) analysierten Lastfällen gibt es jeweils zwei Kontaktpunkte, wobei an jedem Kontakt eine Wand (Wand- bzw. Werkzeugsteifigkeit  $k_W$ ) und ein Partikel (Partikelsteifigkeit  $k_P$ ) auftreten. Die Gesamtsteifigkeit  $K^*$  ( $K_{KP}^*$ ,  $K_{WP}^*$  oder  $K_{KS}^*$ ) ergibt sich somit aus einer Reihenschaltung von zwei Wand- und Partikelsteifigkeiten (Bild 1d.). Da sich die Steifigkeiten bei homogenen Stoffeigenschaften und gleichen Werkzeugen am oberen und unteren Kontakt nicht unterscheiden und die Werkzeuge meist deutlich steifer sind ( $k_W \gg k_P$ ), gilt:

$$K^* = \left( \frac{1}{k_W} + \frac{1}{k_P} + \frac{1}{k_W} + \frac{1}{k_P} \right)^{-1} \approx \frac{k_P}{2}. \quad (194)$$

Für die infolge der Kontaktbelastung auftretenden Beanspruchungen in dem Partikel<sup>103</sup> gibt es ebenfalls eine Vielzahl verschiedener Ansätze, mit denen sich der Spannungszustand für eine bestimmte Belastung (z.B. Punkt-, Linien-, Flächenlast) bzw. Werkzeuggeometrie (z.B. Kugel, Zylinder, Kegel) berechnen lässt [1, S.193-196; 140; 141]. Aus der HERTZ-HUBER-Theorie für Spannungsfelder im Nahbereich des Kugel-Platte-Kontaktes lässt sich demnach ableiten, dass in Kontaktnähe die höchsten Spannungen auftreten und die Brüche meist direkt unterhalb des Kontaktes ausgelöst werden [1, S.192].

<sup>103</sup> Das Partikel wird meist als halbumendlich ausgedehnter, kugel- oder würfelförmiger, elastischer Prüfkörper modelliert.

### b.) Bruchmechanische Rissmodelle

Aus den bisher dargestellten Belastungs- und Beanspruchungsmodellen der Elastizitätstheorie lassen sich nur bedingt Aussagen zum Bruchverhalten ableiten, da diese Modelle meist homogene Körper voraussetzen. Die bruchmechanischen Rissmodelle verdeutlichen allerdings, dass die Rissentstehung vor allem von submikroskopischen Risskeimen (Inhomogenitätsstellen wie z.B. Anrisse, Korngrenzen, Leerstellen, Versetzungen) abhängt [6, S.8; 13, S.73], die bei den meisten Kontaktmodellen der Elastizitätstheorie keine Rolle spielen. Zunächst gilt, dass sich zwei Elementarteilchen, die im Kräftegleichgewicht zwischen anziehenden und abstoßenden Kräften einen bestimmten Gleichgewichtsabstand haben, nur durch Einwirken von äußeren Zug- oder Schubkräften trennen lassen. Für die dabei mindestens erforderliche Abstandsvergrößerung ist die Energie  $2\gamma_0$  zuzuführen, die auch als zweifache (da zwei Bruchflächen entstehen) spezifische Grenzflächenenergie bezeichnet wird [6, S.7; 10, S.41]. Bei homogenen Körnern ohne Fehlstellen lässt sich mit der Grenzflächenenergie  $\gamma_0$  (für Festkörper gilt:  $\gamma_0=0,01\dots 1,0\text{J/m}^2$  [13, S.77]) schließlich eine theoretische Zugfestigkeit  $\sigma_{z,\text{th}}$  abschätzen, die zwischen  $E/30$  und  $E/5$  liegt (Elastizitätsmodul  $E$ ) und damit etwa  $10\dots 1000$  mal größer als die tatsächliche Bruchfestigkeit  $\sigma_B$  ist [6, S.7]. INGLIS [5, S.231; 140, S.31-32] hat deshalb erstmals versucht, die Spannungsfelder bei Existenz von Fehlstellen zu beschreiben. Für eine einachsig mit der Zugspannung  $\sigma_z$  belastete, ideal spröde Scheibe mit einem Anriss in Form einer Kerbe (Kerbradius  $\rho_K$ , Länge  $l_R$ ) stellte er fest, dass im Kerbgrund (Risspitze) eine Spannungsüberhöhung auf  $\sigma_{z,\text{max}}$  stattfindet, die umso größer ist, je kleiner  $\rho_K$  und je größer  $l_R$  sind:

$$\sigma_{z,\text{max}} = \sigma_z \left( 1 + \sqrt{2 \cdot l_R / \rho_K} \right). \quad (195)$$

Darauf aufbauend berechnete GRIFFITH [5, S.232-233; 13, S.75-76; 151, S.5-7; 148] eine kritische Risslänge  $l_{Rc}$  (GRIFFITH-Länge), bei deren Überschreitung es zur instabilen Mikrorissausbreitung bis zum Bruch (Makroriss) kommt. Aus einer Energiebetrachtung am Mikroriss (Länge  $l_R$ , Breite  $b_R$ , Kerbradius  $\rho_K \rightarrow 0$ ) leitet er zunächst ab, dass die Grenzflächenenergie  $E_A$  der Scheibe durch den Riss um  $\Delta E_A = 2l_R \cdot b_R \cdot \gamma_0$  anwächst, weil sich die freie Oberfläche erhöht [140, S.4-5]. Gleichzeitig verringert sich jedoch die infolge der Zugbelastung  $\sigma_z$  vom Scheibenvolumen gespeicherte Verformungsarbeit  $E_V$  um  $\Delta E_V = 0,5\sigma_z^2 \cdot V_R / E$  in einem als Ellipsoidvolumen  $V_R = \pi \cdot b_R \cdot l_R \cdot l_R / 2$  (Breite  $b_R$ , Halbachsen  $l_R$  und  $l_R/2$ ) angenommenen Bereich um den Riss, da elastische Energie abgebaut wird (Relaxation) und die Speicherfähigkeit verloren geht. Instabile Rissausbreitung tritt dann auf, wenn die beim Risswachstum  $dl_R$  freigesetzte Verformungsarbeit  $dE_V$  bzw. die Energiefreisetzungsrates  $G = (dE_V / b_R) / dl_R$  mindestens so groß wie die dabei benötigte Grenzflächenenergie  $dE_A$  bzw. der Risswiderstand  $W_R^* = (dE_A / b_R) / dl_R$  ist. Andernfalls ist Risswachstum nur unter externer Energiezufuhr möglich (stabile Rissausbreitung). Für die zur instabilen



Rissausbreitung führende kritische Risslänge  $l_{Rc}$  (bei vorgegebener Zugspannung  $\sigma_z$ ) bzw. die Festigkeit  $\sigma_{zc}$  der Scheibe (bei vorgegebener Risslänge  $l_R$ ) ergibt sich schließlich aus der Bedingung  $dE_V/dl_R \geq dE_A/dl_R$  bzw.  $G \geq W_R^*$ :

$$l_{Rc} = \frac{4E \cdot \gamma_0}{\pi \cdot \sigma_z^2} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_{zc} = \sqrt{\frac{4E \cdot \gamma_0}{\pi \cdot l_R}}. \quad (196)$$

Der tatsächliche Energieverbrauch ist allerdings vielfach deutlich größer, da u.a. inelastische Verformungen, Strukturveränderungen und Erwärmungen (auf Temperaturen zwischen 700 und 3700° [13, S.76]) in der Bruchzone auftreten [1, S.188], so dass der tatsächliche Risswiderstand bei spröden, mineralischen Stoffen ca.  $5 \dots 20 W_R^* \approx 30 \dots 60 \text{ J/m}^2$  beträgt<sup>104</sup> [13, S.77 u. 92].

Ergänzend zum Energiekonzept von GRIFFITH wurde von IRWIN das Spannungsintensitätskonzept begründet. Er zeigte, dass die Höhe der Spannungen im Nahbereich eines Mikrorisses von einem Spannungsintensitätsfaktor abhängt. Für einen senkrecht bzw. parallel zur Bruchfläche auf Zug  $\sigma_z$  (Lastfall I) bzw. Scherung  $\tau_s$  (Lastfall II) belasteten Mikroriss gilt bspw. für die Intensitätsfaktoren  $K_I$  bzw.  $K_{II}$  [6, S.12]:

$$K_I = \sigma_z \cdot \sqrt{\pi \cdot l_R / 2} \cdot Y_I \quad \text{bzw.} \quad K_{II} = \tau_s \cdot \sqrt{\pi \cdot l_R / 2} \cdot Y_{II}. \quad (197)$$

Die Geometriefaktoren  $Y_I$  bzw.  $Y_{II}$  sind abhängig von Rissgeometrie, -anzahl, -anordnung und Probengeometrie und für verschiedene Konfigurationen tabelliert [6, S.13]. Bei Erreichen der Bruchfestigkeit  $\sigma_z = \sigma_{zc}$  bzw.  $\tau_s = \tau_{sc}$  ergeben sich aus Gl. 197 die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren  $K_{Ic}$  bzw.  $K_{IIc}$ , die den Beginn der instabilen Rissausbreitung beim jeweiligen Lastfall markieren und ein Maß für die Brechbarkeit sind [144]. Für Gesteine lassen sich  $K_{Ic}$  und  $K_{IIc}$  mit den von UNLAND/MELTKE [144] oder BACKERS [145] beschriebenen Verfahren bestimmen, wobei die Werte von Festgesteinen meist bei  $K_{Ic} = 0,2 \dots 3,2 \text{ Nm}^{-1,5}$  bzw.  $K_{IIc} = 0,3 \dots 6,4$  (20,6)  $\text{Nm}^{-1,5}$  liegen [144; 145, S.16]. Alternativ dazu erforschte BEARMAN [220, S. 37] eine empirische Beziehung zur indirekten Abschätzung von  $K_{Ic}$  aus der im Punktlastversuch ermittelten Bruchkraft  $F_B$  und den Abmessungen des dabei zerkleinerten Korns (Partikelhöhe bzw. Werkzeugabstand  $h_A$ , Partikelbreite  $\bar{b}_A$ ):

$$K_{Ic} = \frac{26,56 \cdot F_B}{(h_A \cdot \bar{b}_A)^{0,75}}. \quad (198)$$

In der Literatur werden neben Lastfall I und II noch ein dritter Lastfall bei torsionsbelasteten Mikrorissen sowie beliebig viele Überlagerungen dieser drei Grundlastfälle (Mixed-

<sup>104</sup> Auch von  $W_R^*$  lassen sich noch keine Rückschlüsse auf die von der Zerkleinerungsmaschine benötigte, oberflächenbezogene Zerkleinerungsarbeit ziehen, da diese durch verschiedene maschinelle Verluste noch ca. 4...33 mal größer als  $W_R^*$  ist [13, S.92].

Mode-Systeme) unterschieden [6, S.10], die aber bei der Zerkleinerung mineralischer Rohstoffe kaum relevant sind. Außerdem gibt es noch Rissmodelle, die entweder das GRIFFITH-Energiekonzept durch Bilanzierung weiterer Energieanteile (z.B. Energiebilanz von RUMPF [6, S.18-20]) bzw. Verwendung anderer Energiekriterien (z.B. J-Linienintegral von PICK [6, S.20]) oder das IRWIN-Spannungsintensitätskonzept durch Einbeziehung plastischer Fließvorgänge (z.B. Fließbruchmechanik, DUGDALE-Rissmodell [6, S.16]) erweitern [151].

## 5.1.2 Empirische Analyse von Deformations- und Bruchprozessen

### 5.1.2.1 Einfluss- und Zielgrößen der Einzelkorndruckzerkleinerung

Die Untersuchung des Mikroprozesses „Einzelkorndruckzerkleinerung“ ist Grundlage für das Verständnis des in Profilwalzenbrechern stattfindenden Makroprozesses „Brechen“ und bereits Gegenstand unzähliger Forschungsarbeiten gewesen. Bevor auf ausgewählte Versuchsergebnisse eingegangen wird, ist es jedoch zunächst sinnvoll, den Mikroprozess zu definieren und die wesentlichen Prozessparameter darzustellen. In Anlehnung an SCHUBERT [13, S.82] spricht UNLAND [9, S.126] von einer Einzelkornzerkleinerung, wenn das Mutterkorn durch den Bruch mindestens 10% seines Ausgangsvolumens verloren hat. Mit dem volumenäquivalenten Durchmesser des Mutterkorns ( $d_A$ ) und des maximalen Tochterkorns ( $d_{p_{max}}$ ) gilt somit<sup>105</sup>:

$$d_{p_{max}} \leq \sqrt[3]{0,9} \cdot d_A . \quad (199)$$

In Bild 54 sind die bei der Einzelkorndruckzerkleinerung relevanten Einfluss- und Zielgrößen dargestellt. Die Einflussgrößen lassen sich aus den in Kapitel 5.1.1 beschriebenen Modellen ableiten. Demnach ist der Bruchprozess entscheidend von der Mikrorissanzahl bzw. -verteilung und damit von der Mutterkorngröße  $d_A$  bzw. -masse  $m_A$  abhängig (Korngrößeneffekt). Außerdem spielen stoffartspezifische Parameter ( $\gamma_0$ ,  $K_{Ic}$ ,  $E$ ,  $\nu$ ) und die Kontaktgeometrie (Korn-, Werkzeugform) eine entscheidende Rolle.

Meist werden irreguläre Partikel mit einem bestimmten Kornformwinkel  $\gamma_K$ , Kugel-, Zylinder- oder Würfelförner in einer hydraulischen Presse zwischen zwei Spitzen (PLT) oder Platten (FLT) eingespannt<sup>106</sup>. Die Belastung erfolgt bei Werkzeugspitzen bis zum Erreichen des primären Bruchpunkts und bei Werkzeugplatten, wo auch die Bruchstücke eingespannt bleiben oder erneut eingespannt werden können, bis zu einem vorgegebenen Relativhub  $h_{Z_{max,r}}$  bzw. Abbaugrad  $\epsilon_s$ :

<sup>105</sup> Andere Autoren definieren den Bruch als Punkt im Kraft-Weg-Diagramm, wo die Zerkleinerungskraft um mindestens 50% abfällt [9, S.125] oder phänomenologisch als Prozess, bei dem Rissmuster mit deutlich sichtbaren Bruchflächen entstehen [189].

<sup>106</sup> Neben den Punkt- (z.B. PLT nach ISRM-Empfehlung von 1985, Spaltzugversuch) und Flächenlasttests (z.B. einaxialer Zylinder-/Würfeldruckversuch) gibt es noch eine Vielzahl weiterer, quasistatischer Einzelkorntestverfahren (z.B. triaxialer Druckversuch, Biege-, Scherversuch) [63].

$$h_{Z_{\max,r}} = \frac{s_{\text{Start}} - s_{\text{Ende}}}{s_{\text{Start}}} \approx \frac{h_{Z_{\max}}}{h_A}, \quad (200)$$

$$\epsilon_s = \frac{s_{\text{Start}}}{s_{\text{Ende}}} \approx \frac{h_A}{h_A - h_{Z_{\max}}} = \frac{1}{1 - h_{Z_{\max,r}}}. \quad (201)$$

Dabei sind  $s_{\text{Start}}$  bzw.  $s_{\text{Ende}}$  die Plattenabstände bei Versuchsbeginn bzw. Versuchsende,  $h_{Z_{\max}}$  der maximale Hub/Vorschub und  $h_A$  die Mutterkornhöhe<sup>107</sup>. Typische Werte von  $h_{Z_{\max,r}}$  liegen zwischen 1 und 20% (50%).

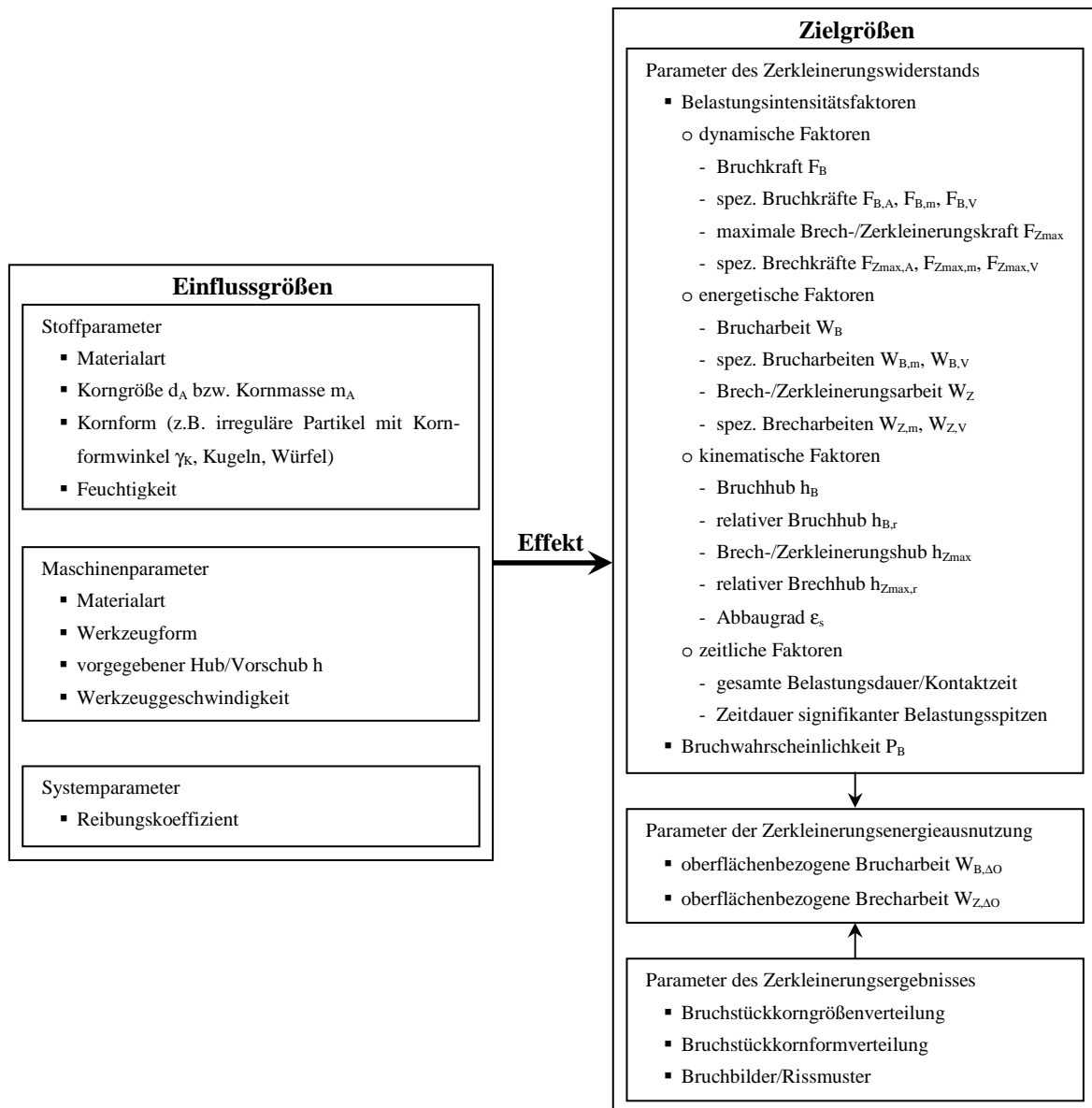


Bild 54: Mikroprozessparameter für die Einzelkorndruckzerkleinerung [1, S.198-200; 6, S.31-32; 9, S.148-153; 146].

<sup>107</sup> Vielfach wird anstelle von  $h_A$  auch die volumenäquivalente Mutterkorngröße  $d_A$  angegeben. Allerdings ist diese Bezugsgröße bei irregulären Körnern ungeeignet, da  $d_A$  dann meist größer als  $h_A$  ist und somit bei Versuchsbeginn noch kein Korn-Werkzeug-Kontakt besteht.

Die Zielgrößen der Einzelkorndruckzerkleinerung ergeben sich entweder aus dem während des Versuchs aufgezeichneten Kraft-Weg- bzw. Kraft-Zeit-Diagramm<sup>108</sup> (Zerkleinerungskraft  $F_Z$  in Abhängigkeit des Hubes  $h$  bzw. der Zeit  $t$ ) und/oder der granulometrischen Analyse der Bruchstücke nach Versuchsende. Für den FLT ist ein typisches Belastungsdiagramm [149] mit den dazugehörigen Rissmustern bei spröden Würfel- [15, S.70] und Kugelkörnern [1, S.196] in Bild 55 dargestellt.

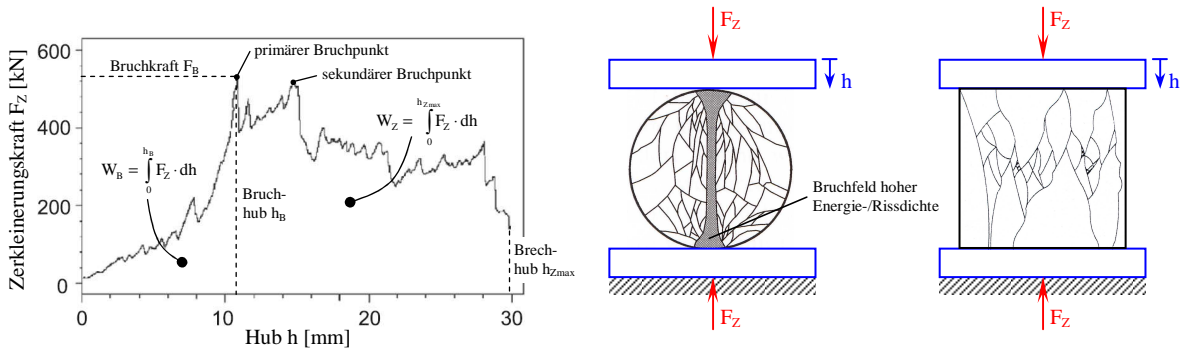


Bild 55: Kraft-Weg-Diagramm und typische Bruchbilder bei Kugel- und Würfelkörnern im FLT.

Die Belastungsintensitätsparameter ergeben sich aus dem Kraft-Weg-Verlauf im Bereich des Bruchprozesses (bis zum primären Bruch<sup>109</sup>) oder des Brechprozesses (bis zum Maximalhub  $h_{Zmax}$ ), wobei in Bild 55 Bruchkraft  $F_B$  und maximale Brech-/Zerkleinerungskraft  $F_{Zmax}$  identisch sind. Zur besseren Vergleichbarkeit werden  $F_B$  bzw.  $F_{Zmax}$  meist noch auf eine geeignete Referenz-/Projektionsfläche  $A_A$  des Mutterkorns ( $F_{B,A}$ ,  $F_{Zmax,A}$ ) und in Ausnahmefällen auch auf das Mutterkornvolumen  $V_A$  ( $F_{B,V}$ ,  $F_{Zmax,V}$ ) bzw. die Mutterkornmasse ( $F_{B,m}$ ,  $F_{Zmax,m}$ ) bezogen. Gleiches gilt für die Brucharbeit  $W_B$  und die Brech-/Zerkleinerungsarbeit  $W_Z$ , wobei hier meist die Masse  $m_A$  als Bezugsgröße gewählt wird [1, S.199-200; 9, S.151-152]. Es ist üblich, die Fläche unter der Kraft-Weg-Kurve als Bruch- bzw. Brecharbeit aufzufassen, obwohl sie eigentlich die von der Wirkfläche auf das Korn übertragene Energie darstellt und somit auch noch andere, bei der Druckzerkleinerung jedoch oft vernachlässigbare Anteile (z.B. für Kornumorientierung) enthält [9, S.152 u. 180].

In Ergänzung zu den Belastungsintensitätsparametern wird oft noch die Bruchwahrscheinlichkeit  $P_B$  erfasst. Sie ergibt sich aus dem Anteil der Körner einer bestimmten Stoffart und Korngröße, die bei einer bestimmten Belastungsintensität (z.B.  $F_{B,m}$ ,  $h_{Zmax,r}$ ,  $W_Z$  etc.) und Kontaktgeometrie (Werkzeug-/Kornform) gebrochen sind [9, S.154; 220, S. 34]. Auch die

<sup>108</sup> Kraft-Zeit-Verläufe, die bspw. zur Analyse von Aspekten der Belastungsdauer (z.B. Gesamtkontaktzeit, Zeitintervalle markanter Be-/Entlastungen für die Abschätzung dynamischer Maschinenbelastungen [9, S.176-177]) anwendbar sind, werden bei Druckversuchen nur selten aufgezeichnet (z.B. [220, S.32; 147, S.113]). Verbreitet sind dagegen Kraft-Weg- (z.B. [72; 146; 149]) oder Spannungs-Dehnungs-Verläufe (z.B. [1, S.199]).

<sup>109</sup> Der primäre Bruchpunkt eines Brechprozesses lässt sich oft nur bei großen oder regulären Körnern eindeutig mit dem ersten signifikanten Kraftmaximum gleichsetzen. Ansonsten wird ebenfalls die erste große Zacke als primärer Bruchpunkt definiert, auch wenn sie nicht in jedem Fall dem tatsächlichen Erstbruch gemäß der Definition in Gl. 199 entspricht [121, S.83].

Ermittlung der Bruchstückgranulometrie und die optische Erfassung der Rissmuster (z.B. zur qualitativen Kalibrierung von DEM-Modellen [150]) war bereits Gegenstand vieler Versuchsreihen. Problematisch ist hierbei allerdings die oftmals zu geringe Probemenge der Bruchstücke eines Mutterkorns, so dass granulometrische Analysen entweder händisch (z.B. beim PLT mit wenigen Bruchstücken [115]) oder an Sammelproben (z.B. aus 30 Einzelversuchen) durchzuführen sind. Weiterhin ist zu beachten, dass die teilweise sehr fehlerförmigen Bruchstücke ein großes Fehlerpotential bei der Abschätzung der neu entstandenen Oberfläche  $\Delta O$  aufweisen<sup>110</sup>.

Zur Gütebewertung der Einzelkorndruckzerkleinerung können schließlich noch Parameter des Zerkleinerungswiderstandes mit denen des Zerkleinerungsergebnisses ins Verhältnis gesetzt werden, wobei sich hier die oberflächenbezogene Bruch- oder Brecharbeit (bzw. der reziproke Wert „Energieausnutzung“) als Maß für die Mahl- bzw. Brechbarkeit eines Stoffes etabliert haben [1, S.205-206; 5, S.241-242; 6, S.32; 9, S.153 u. S.207-208].

Zu den erläuterten Einfluss- und Zielgrößen (s. Bild 55) wurden seit Anfang des 20. Jahrhunderts bereits umfangreiche Versuche durchgeführt. Eine aktuelle Auflistung der meisten Studien ist bei KHANAL [147, S.59-65] zu finden. UNLAND [9, S.117-225] und TAVARES [220, S.3-68] haben die wichtigsten Versuchsergebnisse zusammenfassend dargestellt. Im Folgenden sollen jedoch nur die Testergebnisse zum Korngrößeneffekt dargestellt werden, da nur diese für die weiteren Betrachtungen von Interesse sind.

### **5.1.2.2 Korngrößeneffekt der Einzelkorndruckzerkleinerung**

Bei homogenen Stoffen lässt sich der Einfluss der Mutterkorngröße  $d_A$  bereits durch die Verwendung längen-, flächen- oder volumenbezogener Größen eliminieren, so dass bei ihnen zwar die Parameter des Kraft-Weg-Diagramms (z.B. Bruchkraft, -deformation), aber nicht die des Spannungs-Dehnungs-Diagramms (z.B. Bruchspannung, -dehnung) korngößenabhängig sind. Reale Stoffe mit Inhomogenitäten zeigen dagegen vielfach unterschiedliche Spannungs-Dehnungs-Diagramme [143, S.21] und damit auch bei den spezifischen Bruchparametern eine Korngößenabhängigkeit, die als Korngrößeneffekt bezeichnet wird.

#### **5.1.2.2.1 Versuchsergebnisse zum Korngrößeneffekt**

Die Ergebnisse der Bruchfestigkeit (flächenbezogene Zerkleinerungskraft  $F_{B,A}$  bzw.  $F_{Zmax,A}$ ) lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Druckversuche an Gesteinen (z.B. Basalt, Sand-, Kalkstein, Diorit, Quarzporphyr, Marmor) im Korngößenbereich von <1mm bis >2m belegen, dass  $F_{B,A}$  bzw.  $F_{Zmax,A}$  von ca.

---

<sup>110</sup> Da die ermittelten Oberflächen, Kornform-, -größenverteilungen stark von der jeweiligen Analysemethode abhängen, muss diese im Versuchsbericht stets mit angegeben werden [6, S.32]. SCHUBERT [1, S.206] empfiehlt dabei eine Berechnung von  $\Delta O$  aus der Korngößenverteilung, um so einen integralen Mittelwert zu erhalten. Dabei ist die (dreiparametrische) Lognormalverteilung besser als bspw. die RRSB-Verteilung, die gerade den Feingutbereich nur sehr grob auflöst [1, S.202], geeignet.

10...1000mm (1200mm) überproportional mit der Korngröße abnehmen. Im doppeltlogarithmischen Netz ergibt sich somit oft eine Gerade mit negativer, stoffartabhängiger Steigung. Oberhalb und unterhalb dieses Größenbereiches sind die flächenbezogenen Zerkleinerungskräfte dagegen meist korngrößenunabhängig [9, S.166-169; 112; 220, S.51-56]. Druckversuche von SCHÖNERT [121, S.82-84], der u.a. Kalkstein, Quarz, Zementklinker und Marmor mit  $d_A=0,0025...10\text{mm}$  zerkleinerte, zeigen jedoch auch in diesem Bereich einen Korngrößeneffekt bei der Festigkeit. Da Partikel mit abnehmender Korngröße immer weniger und immer kleinere Risskeime enthalten [220, S.51], sind zur Bruchauslösung schließlich so hohe Spannungen nötig, dass die Fließgrenze in der Kontaktzone erreicht wird. Selbst spröde Körner verhalten sich dann zunehmend plastisch, so dass schließlich gar keine Zerkleinerung mehr möglich bzw. im Belastungsdiagramm kein Bruchpunkt mehr erkennbar ist und das Partikel nur noch zu einem Fladen zusammengedrückt wird [1, S.208]. Je nach Stoffart tritt dieses Phänomen bei  $d_A=2...400\mu\text{m}$  (spröde-plastischer Übergangsbereich) auf [1, S.209; 9, S.54] und markiert die technisch mögliche Grenze für Druckzerkleinerung. Im Gegensatz dazu zeigen die von BAZANT/PLANES [143, S.16-21] dargestellten Ergebnisse aus Biegeversuchen an Gesteinsbalken (z.B. Kalkstein, Marmor, Granit, Beton), dass die Korngrößenabhängigkeit bereits bei  $d_A=35...45\text{mm}$  deutlich abnimmt und bei ca. 3mm schließlich ganz verschwindet. Somit dürfte der Korngrößeneffekt nicht nur von der Stoffart, sondern auch von der Belastungsart abhängen. Gestützt wird diese Hypothese auch durch die Druckversuche von SOBOL [72], der Diorit, Basalt, Diabas und Quarzporphyr ( $d_A=50...600\text{mm}$ ) zwischen zwei Platten zerkleinerte und dabei unterschiedlich stark ausgeprägte Korngrößeneffekte ermittelte. Außerdem wies er nach, dass der Korngrößeneffekt auch vom Relativhub  $h_{Z_{\max,r}}$  abhängt, wobei er bei einigen Gesteinsarten mit  $h_{Z_{\max,r}}$  zu- und bei anderen abnimmt.

- Bei Druckversuchen an Kohle zeigten sich überwiegend ähnliche Ergebnisse wie bei Gesteinen, wobei die Festigkeit einiger Kohlearten noch deutlich stärker mit der Korngröße abnimmt. Unterhalb von 76mm und oberhalb von 914mm bzw. 1524mm war in einigen Untersuchungen kein Korngrößeneffekt mehr feststellbar, während andere auch noch bis  $d_A=2,5\text{mm}$  bzw. sogar bis  $d_A=0,03\text{mm}$  (Steinkohle) eine Festigkeitszunahme nachwies. Im Gegensatz dazu zeigte sich bei bestimmten Kohlearten (z.B. Anthrazit, teerhaltige Kohlen) auch ein gegensätzlicher Trend, d.h. ein Anstieg der Festigkeit mit zunehmender Korngröße [9, S.168; 112; 121, S.84].
- Auch an Salz sind bereits Drucktests zwischen 5 und 1000mm durchgeführt worden. Einige Versuche ergaben, dass die Festigkeit konstant bleibt, während andere eine Fes-

tigkeitszunahme bis  $d_A=1000\text{mm}$  feststellten. Aufgrund seines plastisch-viskosem Materialverhaltens und der homogenen Struktur (geringe Fehlstellenanzahl) ist der Trend somit gegensätzlich zu den Gesteinen und den meisten Kohlearten [9, S.168; 112].

Eine Korngrößenabhängigkeit gibt es auch bei der massebezogenen Bruch- ( $W_{B,m}$ ) bzw. Brecharbeit ( $W_{Z,m}$ ). Druckversuche an Hartgesteinen (z.B. Diorit, Granodiorit) im Korngrößenbereich von 50...500mm zeigten erwartungsgemäß, dass  $W_{B,m}$  bzw.  $W_{Z,m}$  mit der Korngröße abnehmen, wobei sich im doppellogarithmischen Netz wieder ein linearer Zusammenhang mit negativer Steigung ergibt. Dieser setzt sich näherungsweise auch bei kleineren Körnern bis  $d_A=0,05\text{mm}$  fort, wie Druckversuche von SCHÖNERT [121, S.84] an Kalkstein und Quarz bestätigen. Für größere Körner gilt, dass  $W_{B,m}$  bzw.  $W_{Z,m}$  ab einer bestimmten, stoffartspezifischen Korngröße näherungsweise konstant bleibt [220, S.52-53]. Analog zur flächenbezogenen Zerkleinerungskraft  $F_{Z_{\max,A}}$  erhöht sich auch  $W_{Z,m}$  mit zunehmendem Relativhub  $h_{Z_{\max,r}}$ . Demnach können sich die Korngrößeneffekte von  $W_{Z,m}$  für unterschiedliche Hübe (z.B.  $h_{Z_{\max,r}}=5, 10, 15, 20\%$ ) bzw. Abbaugrade (z.B.  $\epsilon_s=1,2, 1,3, 1,5$ ) ebenfalls unterscheiden. Viele Versuche zeigten jedoch auch, dass die Korngrößenabhängigkeit nicht bzw. nur in geringem Maße von  $h_{Z_{\max,r}}$  bzw.  $\epsilon_s$  abhängt [9, S.180-182; 121, S.84].

Der Korngrößeneffekt der Bruchwahrscheinlichkeit  $P_B$  ist ebenfalls bereits Gegenstand umfangreicher Untersuchungen gewesen. Meist wird  $P_B$  in einem geeigneten Wahrscheinlichkeitsnetz (Bild 56 links) oder im linearen Netz (Bild 56 rechts) als Funktion eines Belastungsintensitätsparameters (z.B.  $F_{Z_{\max,m}}$ ,  $h_{Z_{\max,r}}$ ,  $W_{Z,m}$ ) dargestellt.

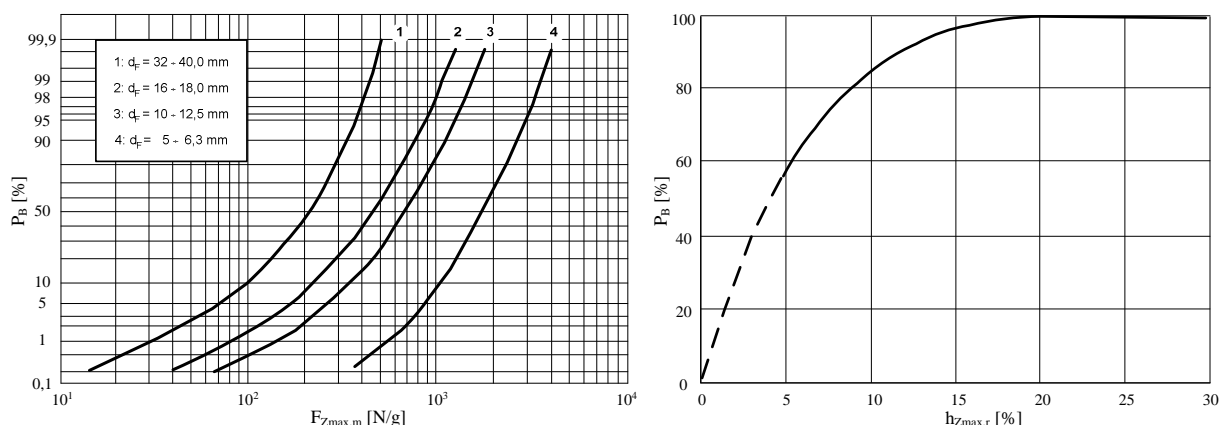


Bild 56: Bruchwahrscheinlichkeit  $P_B$  bei der Einzelkorndruckzerkleinerung in Abhängigkeit von  $F_{Z_{\max,m}}$  (links) und  $h_{Z_{\max,r}}$  (rechts) [9, S.159-160].

Bild 56 rechts macht deutlich, dass spröde Körner spätestens bei  $h_{Z_{\max,r}}=0,2$  bzw.  $\epsilon_s=1,25$  zerkleinert werden und der überwiegende Anteil (58%) bereits bei 5% Relativhub den Bruchpunkt erreicht. SCHÖNERT [121, S.83] schließt daraus, dass die Zerkleinerungsarbeit  $W_{Z,m}$  und somit auch die Zerkleinerungskraft  $F_{Z_{\max,A}}$  bei  $\epsilon_s=1,2...1,3$  näherungsweise der Brucharbeit  $W_{B,m}$  bzw. Bruchkraft  $F_{B,A}$  entsprechen. Zur Beurteilung des Korngrößeneff-

fekts von  $P_B$  ist Bild 56 rechts allerdings ungeeignet, da die Korngröße gemäß Gl. 200 bereits in  $h_{Z_{\max,r}}$  eingeht [9, S.157]. Dagegen zeigt Bild 56 links eine deutliche Korngrößenabhängigkeit bei der über  $F_{Z_{\max,m}}$  dargestellten Bruchwahrscheinlichkeit. Sie verringert sich signifikant mit abnehmender Korngröße. Auch für andere Stoffarten konnte dieser Effekt sowohl bei der Bruchwahrscheinlichkeit von  $F_{Z_{\max,m}}$ , als auch der von  $W_{Z,m}$  experimentell bestätigt werden. Den Verteilungstyp<sup>111</sup> von  $P_B$  scheint die Korngröße dagegen kaum zu beeinflussen [9, S.157-159; 13, S.82].

Das Zerkleinerungsergebnis, das sich durch Parameter der Korngröße (z.B.  $d_{P,50}$ ), Kornmikro- (z.B. Rauigkeit), Kornmeso- (z.B. Kornformwinkel) und Kornmakroform (z.B. Elongation, Flachheit) sowie den Oberflächenzuwachs charakterisieren lässt, wird ebenfalls von der Mutterkorngröße beeinflusst [9, S.185 u. 202-203]. Für die Bruchstückkorngrößenverteilung lässt sich zunächst aus der HERTZ-HUBER-Theorie und den Rissmustern in Bild 55 rechts ableiten, dass sowohl Feingut (im Kontaktbereich), als auch Mittel- und Grobgut (außerhalb der Kontaktzone) entsteht [1, S.202-203]. Reibungseffekte mit anderen Bruchstücken und Werkzeugen erhöhen den Feingutanteil zusätzlich [9, S.186]. Insbesondere bei irregulären Mutterkörnern und verstärkten Reibeffekten ergeben sich somit Mischverteilungen für die Bruchstückkorngrößen [1, S.204; 9, S.186; 13, S.84], deren Teilkollektive oft einer dreiparametrischen Lognormal-, RRSB-Verteilung [1, S.202-205; 9, S.186; 13, S.84] oder einer zweiparametrischen GGS-Verteilung (s. Gl. 148) folgen. Druckversuche an Quarzit zeigten dabei, dass sich bei Verkleinerung von  $d_A$  die Anzahl der Teilkollektive reduziert, während die Verteilungsform näherungsweise korngrößenunabhängig ist [9, S.192; 13, S.84]. Die Teilkollektivanzahl verringert sich auch bei Erhöhung des Abbaugrades, so dass mit fortschreitender Zerkleinerung oft schon eine dreiparametrische Lognormalverteilung zur Beschreibung der Bruchfunktion ausreicht [1, S.203; 9, S.187]. Die Lageparameter der Verteilung (z.B. mittlere und obere Korngröße) sind ebenfalls korngrößenabhängig und erhöhen sich bei konstanter Beanspruchungsintensität mit der Mutterkorngröße  $d_A$  [9, S.187].

Auch hinsichtlich der Bruchstückmakroform gibt es bereits Drucktestergebnisse zum Korngrößeneffekt [9, S.203-206]. Demnach wird der Anteil fehlförmiger Körner nicht signifikant von  $d_A$  beeinflusst, obwohl es bei einigen Versuchen eine geringfügige Zunahme des Anteils fehlförmiger Körner mit abnehmender Mutterkorngröße gab.

Da sich die Mutterkorngröße sowohl auf den Zerkleinerungswiderstand, als auch das Zerkleinerungsergebnis auswirkt, ist auch ein Einfluss auf die Energieausnutzung (Reziprokwert der oberflächenbezogenen Bruch- oder Brecharbeit) zu erwarten. Aus den entspre-

---

<sup>111</sup> Die Bruchwahrscheinlichkeit lässt sich meist mit einer zwei-, drei- oder vierparametrischen Lognormalverteilung beschreiben. In einigen Fällen zeigte sich auch mit der log-logistischen Verteilung oder der WEIBULL-Verteilung eine gute Übereinstimmung [220, S.35-36].



chenden Druckversuchen geht hervor, dass die Energieausnutzung für die meisten Stoffarten nicht nur mit erhöhter Beanspruchungsintensität (z.B.  $W_{Z,m}$ ,  $\epsilon_s$ ), sondern auch mit abnehmender Mutterkorngröße stark abfällt. Lediglich bei regulären Kugelkörnern aus Glas konnte kein Korngrößeneffekt bei der Energieausnutzung festgestellt werden [1, S.206-207; 9, S.208-210; 13, S.85].

#### 5.1.2.2 Mathematisch-statistische Ansätze zum Korngrößeneffekt

Zur mathematischen Beschreibung der experimentell ermittelten Korngrößeneffekte gibt es entweder physikalisch begründete oder empirische Ansätze.

##### a.) Physikalisch begründete Ansätze zum Korngrößeneffekt

Physikalisch begründete Modelle für die Druckbelastung berücksichtigen zumindest teilweise die dem Korngrößeneffekt zugrunde liegenden Phänomene. Bei künstlich erzeugten Materialien (z.B. Beton, Granulate, Metalle) ergeben sich festigkeitsmindernde Effekte bereits aus der Herstellung (z.B. Wandeffekte, Diffusionsphänomene [143, S.9-11]). Darüber hinaus lassen sich bei künstlichen und natürlichen Stoffen vor allem zwei Ursachen herausstellen [220, S.51; 139, S.46]:

- mit der Partikelgröße zunehmende Fehlstellenanzahl/-größe auf der Partikeloberfläche und im Partikelinneren (statistischer Größeneffekt),
- mit der Partikelgröße abnehmende plastische Verformung im Kontaktbereich (da Korn bereits unterhalb der Fließgrenze bricht).

Der statistische Größeneffekt ist erstmals 1939 von WEIBULL [140, S.64-76; 154; 155] in seinem „Modell des schwächsten Kettengliedes“ beschrieben worden, der damit die stochastische Bruchmechanik begründete [151, S.12-15]. Alternativ zur WEIBULL-Theorie entwickelte DANIELS 1944 die kumulative Bruchtheorie, nach der nicht ein einzelnes Element, sondern erst das sukzessive Versagen mehrerer Elemente zum Bruch führt [151, S.13]. Beide Bruchtheorien sind in den Folgejahren noch modifiziert und weiterentwickelt worden. An dieser Stelle soll jedoch nur auf die WEIBULL-Theorie eingegangen werden, da sie am häufigsten für die Modellierung des Größeneffektes zum Einsatz kommt. Sie fasst jede Fehlstelle des Partikels als Kettenglied auf, dessen Festigkeit gegenüber einer anliegenden Belastung Werte zwischen 0 und  $\infty$  annimmt. Da das Partikel bzw. die Kette bereits beim Bruch eines einzelnen Gliedes zerstört wird (instabile Mikrorissausbreitung bis zum Makroriss), erhöht sich die Bruchwahrscheinlichkeit  $P_B$  mit Zunahme der Korngröße (Fehlstellenanzahl) und Belastung. Unter der Voraussetzung, dass  $P_B$  einer WEIBULL-Verteilung folgt, ergibt sich mit dem WEIBULL-Modul  $m_{Wei}$  (Streuungsparameter der WEIBULL-Verteilung bzw. Geradenanstieg im WEIBULL-Netz) und den Zugfestigkeiten  $\sigma_z$  bzw.  $\sigma_{z0}$  von zwei Körnern (Volumen  $V$  bzw.  $V_0$  und Durchmesser  $d_A$  bzw.  $d_0$ ) [112, 147, S.14]:

$$\sigma_z = \sigma_{z0} \cdot \left( \frac{V_0}{V} \right)^{1/m_{\text{Wei}}} = \sigma_{z0} \cdot \left( \frac{d_0}{d_A} \right)^{3/m_{\text{Wei}}} = k_{\text{Wei}} \cdot d_A^{-3/m_{\text{Wei}}} . \quad (202)$$

Die Konstante  $k_{\text{Wei}} = \sigma_{z0} \cdot d_0^{3/m_{\text{Wei}}}$  lässt sich aus der Zugfestigkeit  $\sigma_{z0}$  einer Referenzkorngröße  $d_0$  und dem WEIBULL-Modul  $m_{\text{Wei}}$  bestimmen. MCDOWELL/BOLTON [178, S.408-409] zeigten, dass die WEIBULL-Theorie in ähnlicher Form auch auf die Druckfestigkeit übertragbar ist. Vor diesem Hintergrund hat SOBOL [72, Anlage 2] zur Abschätzung von  $m_{\text{Wei}}$  umfangreiche Punkt- und Flächenlasttests an Hartgesteinen durchgeführt und  $m_{\text{Wei}}$  aus dem Geradenanstieg der über der Bruchfestigkeit aufgetragenen  $P_B$ -Werte im WEIBULL-Netz ermittelt. Obwohl  $P_B$  nach Sichtprüfung im Wahrscheinlichkeitsnetz meist einer WEIBULL-Verteilung folgt, stellte SOBOL fest, dass  $m_{\text{Wei}}$  - entgegen den Annahmen der klassischen WEIBULL-Theorie - auch von der Korngröße abhängt und beim PLT zwischen 2,7 und 6,5 bzw. beim FLT zwischen 1,7 und 4,6 liegt [72, S.76-78]. Mit den ermittelten  $m_{\text{Wei}}$ -Werten konnte der Zusammenhang in Gl. 202 vielfach nicht bestätigt werden, was auch im Einklang mit Testergebnissen von BIENIAWSKI [156] an Kohle steht. SOBOL [72, S.64] hat Gl. 202 deshalb modifiziert und einen allgemeinen Exponenten  $p_{\text{Sob}}$  eingeführt. Er gibt an, ob die Bruchfestigkeit  $\sigma_B$  von der Fehlstellenanzahl im Kornvolumen ( $p_{\text{Sob}}=3$ ), in einer bestimmten Kornfläche ( $p_{\text{Sob}}=2$ ) oder einer bestimmten Kornabmessung ( $p_{\text{Sob}}=1$ ) abhängt, wobei auch gemischte Effekte ( $p_{\text{Sob}}=1 \dots 3$ ) möglich sind [112]:

$$\sigma_B = k_{\text{Wei}}^* \cdot d_A^{-p_{\text{Sob}}/m_{\text{Wei}}} . \quad (203)$$

Problematisch an Gl. 203 ist, dass dort für  $\sigma_B$  streng genommen nicht die flächenbezogenen Kräfte  $F_{B,A}$  bzw.  $F_{Z_{\text{max}},A}$  angesetzt werden dürfen, sondern gemäß den Annahmen der WEIBULL-Theorie nur eine auf die tatsächliche, unbekannte Belastungsfläche bezogene Bruchkraft (Kontaktspannung) [139, S.144]. WEICHERT [155] und YASHIMA ET AL. [220, S.52] haben deshalb den Ansatz von WEIBULL unter Einbeziehung der HERTZ-Kontakttheorie für die Druckbelastung von Kugelkörnern modifiziert. Weitere Ansätze stammen von VOGEL und PEUKERT, die neben der WEIBULL-Theorie auch das Ähnlichkeitsgesetz von RUMPF mit einbeziehen [220, S.52; 139, S.47].

### b.) Empirische Ansätze zum Korngrößeneffekt

Auch die modifizierten WEIBULL-Theorien lassen sich oft nur bedingt zur Modellierung des Korngrößeneffektes nichtsphärischer Partikel wie bspw. irreguläre Körner oder Gesteinsbalken anwenden. In solchen Fällen wird deshalb vielfach auf empirische Ansätze zurückgegriffen. TAVARES [220, S.53] leitete bspw. für den Korngrößeneffekt der massebezogenen Brucharbeit  $W_{B,m}$  folgende Beziehung ab:

$$W_{B,m(50)} = W_{B,m(\infty)} \left[ 1 + \left( \frac{d_0}{d_A - d_{pl}} \right)^{m_{Tav}} \right]. \quad (204)$$

$W_{B,m(50)}$  repräsentiert die massebezogene Brucharbeit bei  $P_B=50\%$ ,  $W_{B,m(\infty)}$  den Grenzwert von  $W_{B,m}$  bei großen Partikeln,  $d_0$  eine charakteristische, von der Mikrostruktur des Materials abhängige Korngröße,  $d_{pl}$  die Korngröße des spröd-plastischen Übergangsbereichs und  $m_{Tav}$  schließlich den Korngrößeneffekt von  $W_{B,m}$ . Aus Testergebnissen an Kalkstein, Quarzit, Bauxit, Kohle, Eisen-, Kupfererz u.a. im Korngrößenbereich von  $d_A=0,25\dots 90\text{mm}$  leitete er durch Regressionen im doppeltlogarithmischen Netz folgende Wertebereiche ab [220, S.53]:  $W_{B,m(\infty)}=1,05\dots 170,9\text{J/kg}$ ,  $d_0=1,08\dots 101\text{mm}$ ,  $d_{pl}=2\dots 40\mu\text{m}$ ,  $m_{Tav}=0,67\dots 2,3$ . Für den Korngrößeneffekt der Bruchfestigkeit  $\sigma_B$  wird vielfach das von BAZANT [143, S.13-16] aus Festigkeitsversuchen an überwiegend plattigen, gekerbten Probekörpern abgeleitete Gesetz angewendet:

$$\sigma_B = \frac{a_{KG} \cdot \sigma_z}{\sqrt{1 + d/d_0}} \quad \text{bzw.:} \quad \lg \sigma_B = \lg(a_{KG} \cdot \sigma_z) - 0,5 \cdot \lg(1 + d/d_0). \quad (205)$$

Die Parameter  $a_{KG} \cdot \sigma_z$  (dimensionsloser Anpassungsfaktor  $a_{KG}$ , Zugfestigkeit  $\sigma_z$ ) und die Referenzabmessung  $d_0$  werden ebenfalls aus Regressionen im doppeltlogarithmischen Netz ermittelt. Für Kalkstein ( $d_A=13\dots 102\text{mm}$ ) und Granit ( $d_A=12,5\dots 100\text{mm}$ ) gilt bspw.:  $d_0=45\text{mm}$ ,  $a_{KG} \cdot \sigma_z=3,3\text{MPa}$  (Kalkstein) und  $d_0=35\text{mm}$ ,  $a_{KG} \cdot \sigma_z=5,1\text{MPa}$  (Granit) [143, S.16]. Für irreguläre Gesteinspartikel im Korngrößenbereich von  $10\dots 1000\text{mm}$  hat sich vor allem der Ansatz von RAAZ [115], der für die Beschreibung des Korngrößeneffektes von Bruchfestigkeit und massebezogener Brucharbeit gleichermaßen geeignet ist [9, S.165-166 u. 179-180], bewährt, so dass er auch in dieser Arbeit genutzt werden soll. Im Folgenden wird der Ansatz am Beispiel der Festigkeit  $\sigma_B$  (d.h.  $F_{B,A}$  bzw.  $F_{Zmax,A}$ ) dargestellt. Er lässt sich aber sinngemäß auch auf die massebezogene Energie  $E_m$  (d.h.  $W_{B,m}$  bzw.  $W_{Z,m}$ ) übertragen. Ausgangspunkt ist zunächst der experimentell bestätigte Potenzansatz [112; 15, S.95]:

$$\sigma_B = \sigma_{B0} \cdot \left( \frac{d_A}{d_0} \right)^{r_\sigma} = k_{RaaZ} \cdot d_A^{r_\sigma}, \quad (206)$$

für den Zusammenhang zwischen Bruchfestigkeit  $\sigma_B$  und Korngröße  $d_A$ . Bei Druckversuchen mit einer (PFLT) oder zwei Spitzen (PLT) ist nach dem Primärbruch keine Einspannung der Bruchstücke mehr möglich, so dass gilt:  $\sigma_B=F_{B,A}$ . Dagegen wird das Versuchsende beim FLT, wo auch Bruchstücke eingespannt bleiben, durch den vorgegebenen Relativhub und die „Bruchfestigkeit“ somit durch die dabei auftretende, flächenbezogene Maximalkraft bestimmt ( $\sigma_B=F_{Zmax,A}$ ). Für den Exponenten  $r_\sigma$  geben EVANS ET AL. [157] nach Versuchen an Kohle bspw.  $r_\sigma=-0,17$  bzw.  $-0,32$  an, während STEART [158] einen Wert von

$r_\sigma = -0,5$  bestimmte. Auch SZCZELINA und PRATT ermittelten für Diorit  $r_\sigma = -0,5$ . Die Konstante  $k_{\text{Raaz}}$  unterscheidet sich jedoch bei ihnen, da SZCZELINA irreguläre ( $k_{\text{Raaz}}=132$ ) und PRATT Würfeln Körner ( $k_{\text{Raaz}}=265$ ) untersuchte [15, S.94-95]. Die Referenzkorngröße  $d_0$  sollte im untersuchten Korngrößenbereich liegen und ist ansonsten beliebig wählbar. Hier wird gemäß den Literaturempfehlungen [9, S.166; 115]  $d_0=50\text{mm}$  festgelegt, so dass die Referenzfestigkeit  $\sigma_{B0}$  der Bruchfestigkeit von 50mm großen Körnern entspricht.

Auch RAAZ führt mit den in Versuchen ermittelten  $\sigma_{B,i}$ - $d_{A,i}$ -Wertepaaren eine Regressionsanalyse durch, um daraus die Parameter  $r_\sigma$  und  $\sigma_{B0}$  abzuleiten. Für eine vereinfachte, lineare Regression wird Gl. 206 zunächst logarithmiert und in eine Geradengleichung überführt:

$$\lg \sigma_B = \lg \sigma_{B0} + r_\sigma \cdot (\lg d_A - \lg d_0), \quad (207)$$

Die Regressionsparameter  $\sigma_{B0}$  und  $r_\sigma$  werden anschließend mit Gl. 208 und 209 so bestimmt, dass die quadrierte Summe der Residuen (Abweichungen der einzelnen Messwerte ( $\sigma_{B,i}$ ;  $d_{A,i}$ ) vom entsprechenden Regressionsfunktionswert bei  $d_{A,i}$ ) aller  $n_{\text{ges}}$  Versuche minimal ist [9, S.165]:

$$r_\sigma = \frac{n_{\text{ges}} \cdot \sum_{i=1}^{n_{\text{ges}}} (\lg \sigma_{B,i} \cdot \lg d_{A,i}) - \sum_{i=1}^{n_{\text{ges}}} \lg \sigma_{B,i} \cdot \sum_{i=1}^{n_{\text{ges}}} \lg d_{A,i}}{n_{\text{ges}} \cdot \sum_{i=1}^{n_{\text{ges}}} (\lg d_{A,i})^2 - \left( \sum_{i=1}^{n_{\text{ges}}} \lg d_{A,i} \right)^2}, \quad (208)$$

$$\lg \sigma_{B0} = \frac{1}{n_{\text{ges}}} \cdot \sum_{i=1}^{n_{\text{ges}}} \lg \sigma_{B,i} - r_\sigma \cdot \left( \frac{1}{n_{\text{ges}}} \cdot \sum_{i=1}^{n_{\text{ges}}} \lg d_{A,i} - \lg d_0 \right). \quad (209)$$

Aus der sich dann ergebenden Verteilung der Residuen, die einer Normalverteilung (bei logarithmierten Werten) bzw. einer Lognormalverteilung (bei originalen Werten) entsprechen sollte, kann schließlich noch die Standardabweichung  $s_\sigma$  (Standardfehler) nach Gl. 210 als Streuungsmaß der  $n_{\text{ges}}$  Einzelwerte um die Regressionsfunktion abgeleitet werden:

$$s_\sigma^2 = \frac{1}{n_{\text{ges}} - 2} \cdot \sum_{i=1}^{n_{\text{ges}}} \left[ (\lg \sigma_{B0} + r_\sigma \cdot (\lg d_{A,i} - \lg d_0)) - \lg \sigma_{B,i} \right]^2. \quad (210)$$

Mit Hilfe von  $s_\sigma$  ist es nun möglich, das Streuband, in dem sich bspw. 95% ( $k_s \approx 1,96$ ) aller Einzelmesswerte befinden, zu bestimmen. Für die obere/untere Streubandgrenze gilt:

$$\lg \sigma_{B0/u} = \lg \sigma_B \pm k_s \cdot s_\sigma. \quad (211)$$

In Bild 57 links ist ein typischer Festigkeits-Korngrößen-Verlauf mit den einzelnen Messwerten und der daraus abgeleiteten Regressionsfunktion mit oberer/unterer Streubandgrenze dargestellt. Der Geradenanstieg  $r_\sigma$  ist dabei ein Maß für den Korngrößeneffekt der Festigkeit, während  $\sigma_{B0}$  die Materialfestigkeit und der Streuparameter  $s_\sigma$  die Anisotropie des Versuchsgutes repräsentiert [9, S.166]. Für die Walzenbrecherauslegung ist es demnach

nicht ausreichend, nur  $\sigma_{B0}$  bei  $d_0=50\text{mm}$  zu berücksichtigen, da Materialien mit hohen  $\sigma_{B0}$ -Werten deutlich unkritischer als solche mit geringen  $\sigma_{B0}$ -Werten sein können, sofern ihre Festigkeit im relevanten Korngrößenbereich (bei Sizern: 500...2000mm) aufgrund stärkerer Korngrößeneffekte (höhere  $|r_\sigma|$ -Werte) geringer ist<sup>112</sup>.

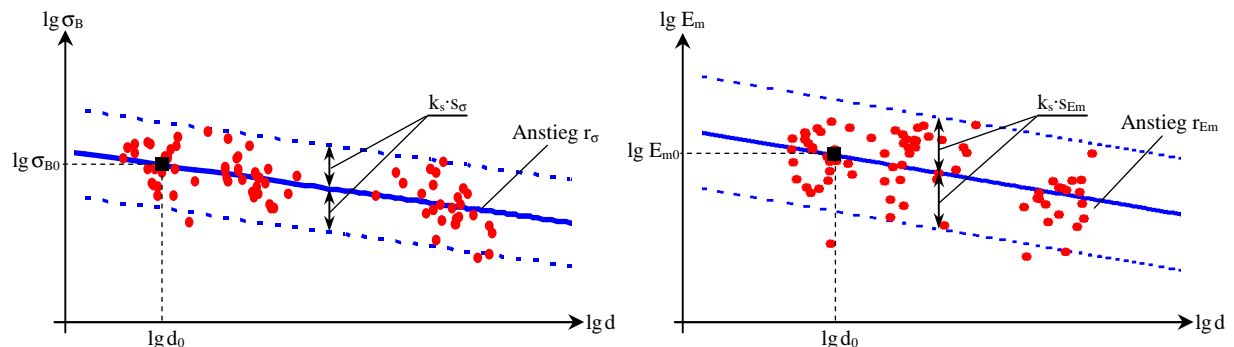


Bild 57: Charakteristische Materialparameter des Festigkeits-Korngrößen-Verlaufs (links) und des Energie-Korngrößen-Verlaufs (rechts).

Aus den für die  $r_\sigma$ -Ermittlung zu ermittelnden Kraft-Weg-Diagrammen lässt sich ohne zusätzlichen Versuchsaufwand auch die im Druckversuch übertragene massebezogene Energie  $E_m$ , die beim PLT und PFLT der Brucharbeit ( $E_m=W_{B,m}$ ) und beim FLT der Brecharbeit ( $E_m=W_{Z,m}$ ) entspricht, ableiten (s. Bild 55). Da sich der Ansatz von RAAZ (Gl. 206-211) außerdem auch zur Ermittlung des  $E_m$ -Korngrößeneffekts nutzen lässt [9, S.179-180], soll in dieser Arbeit zusätzlich der Energie-Korngrößen-Verlauf (Bild 57 rechts) analysiert werden<sup>113</sup>. Die Energieparameter ( $r_{E_m}$ ,  $E_{m0}$ ,  $s_{E_m}$ ) haben dabei eine ähnliche Aussagekraft wie die entsprechenden Festigkeitsparameter ( $r_\sigma$ ,  $\sigma_{B0}$ ,  $s_\sigma$ ) und ergeben sich aus Gl. 208-210, wenn  $\sigma_{B,i}$ ,  $\sigma_{B0}$ ,  $r_\sigma$  durch  $E_{m,i}$ ,  $E_{m0}$ ,  $r_{E_m}$  ersetzt werden.

## 5.2 Experimentelle Untersuchungen zur Einzelkorndruckzerkleinerung

### 5.2.1 Aufbau der Versuchsapparaturen

Für die Druckversuche im Korngrößenbereich von  $d_A=40\dots 500\text{mm}$  gibt es am Institut für Aufbereitungsmaschinen der Technischen Universität Bergakademie Freiberg einen stationären Punktlastversuchsstand für Spitze-Spitze- bzw. Punktlasttests (PLT) und einen stationären Druckversuchsstand für Platte-Platte- bzw. Flächenlasttests (PFLT). Der Spitze-Platte- bzw. Punktflächenlasttest (PFLT) als dritte relevante Belastungsart kann durch Modifizierung des Druckversuchsstandes ebenfalls mit analysiert werden. Bild 58 links zeigt

<sup>112</sup> Bei flächiger Belastung (FLT) wäre bspw. Basalt aus Kulmain ( $\sigma_{B0}=13,9\text{MPa}$ ,  $r_\sigma=-0,57$ ,  $s_\sigma=0,12$ ) im groben Korngrößenbereich weniger fest, als Quarzporphyr aus Löbejün ( $\sigma_{B0}=8,3\text{MPa}$ ,  $r_\sigma=-0,18$ ,  $s_\sigma=0,20$ ) [9, S.168]. Auch zu anderen weichen, mittelharten und harten Stoffen (z.B. Kreide, Mergel, Tonstein, Braun-, Steinkohle, Sandstein, Diabas, Granit, Silikatgestein, Diorit, Glas) werden von RAAZ [115] und SOBOL [72] Werte für  $\sigma_{B0}$ ,  $r_\sigma$ , und  $s_\sigma$  angegeben, die allerdings einen hohen Schwankungsbereich aufweisen.

<sup>113</sup> Im derzeitigen Entwicklungsstand des Auslegungsmodells wird der  $E_m$ -Korngrößeneffekt zwar noch nicht berücksichtigt. Allerdings könnten die Energie-Korngrößen-Verläufe für eine spätere Weiterentwicklung des Auslegungsmodells nützlich sein.

den Aufbau des Druckversuchsstandes (hydraulische Presse), der aus einem mit vier Säulen verbundenen Unter- und Oberjoch besteht. Die Säulen dienen der Führung einer Druckplatte, die hydraulisch/pneumatisch über einen Hydraulikzylinder angetrieben wird und einen an ihr befestigten Stempel abwärts bewegt (Belastungsgeschwindigkeit 1mm/s, Öffnungsgeschwindigkeit 8mm/s). Durch das Einfahren des Stempels in den Drucktopf wird ein im Drucktopf positionierter Gesteinsprüfkörper zwischen zwei Platten (FLT) zerkleinert. Alternativ lässt sich an dem Stempel noch eine Adapterplatte mit eingeschraubter Werkzeugspitze montieren, um Körner auch zwischen Spitze und Platte zu zerkleinern (PFLT). Der Drucktopf sitzt auf drei Kraftmessdosen, die Kräfte von maximal 3,96MN erfassen können. Mit dem an der Druckplatte befestigten Wegaufnehmer<sup>114</sup> kann somit für jede FLT- und PFLT-Zerkleinerung eine Kraft-Weg-Kurve aufgezeichnet werden.

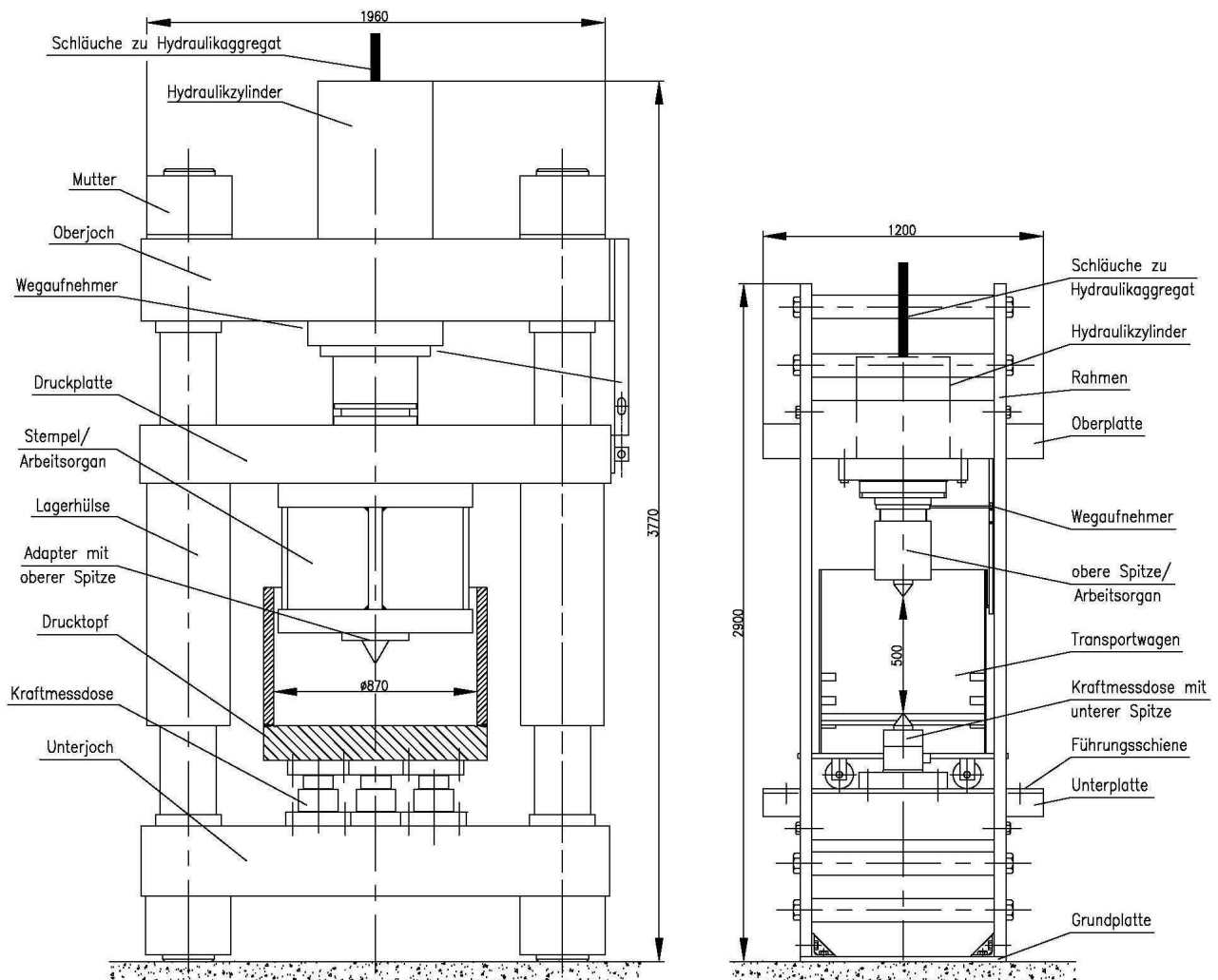


Bild 58: Aufbau des FLT- bzw. PFLT-Versuchsstands (links) und des PLT-Versuchsstands (rechts).

<sup>114</sup> Bei den Versuchen wird die bei Druckversuchen weit verbreitete, indirekte Messung der Partikelverformung aus der Werkzeugbewegung angewendet [220, S.19]. Die dabei auftretende Werkzeugverformung kann oft vernachlässigt (Werkzeugsteifigkeit >> Partikelsteifigkeit) bzw. durch Berücksichtigung der Maschinensteifigkeit nachträglich wieder aus dem Kraft-Weg-Verlauf herausgerechnet werden kann. Alternativ lässt sich die Verformung auch direkt am Partikel messen (z.B. mit Dehnmessstreifen), was allerdings mit einem deutlich höheren Kosten- und Zeitaufwand verbunden ist.

Der Aufbau des stationären Punktlasttestgerätes für die Spitze-Spitze-Versuche (PLT) ist in Bild 58 rechts aufgezeigt. Die obere Spitze wird wie beim Druckversuchsstand hydraulisch/pneumatisch mit einer Presskraft von maximal 2,2MN bewegt, so dass Gesteinskörner mit bis zu 500mm Gesteinshöhe zerkleinerbar sind. Die untere Spitze ist auf einer Kraftmessdose gelagert und das obere Arbeitsorgan mit einem Wegaufnehmer ausgestattet. Somit können auch beim PLT für jede Zerkleinerung Kraft-Weg-Verläufe aufgezeichnet werden. Zur Einspannung großer Brocken gibt es beim PLT einen Wagen, der zunächst außerhalb des Versuchsstandes über einen Kran mit dem Brocken befüllt und anschließend zwischen die Spitzen gefahren wird. Auch der Druckversuchsstand arbeitet nach diesem Prinzip, wobei der mit Rädern ausgestattete Drucktopf hier als Transportwagen fungiert.

Kenngröße	FLT-/PFLT-Versuchsstand	PLT-Versuchsstand
Maximalpresskraft [kN]	3960	2200
Maximalpressdruck [bar]	315	280
Maximalhub [mm]	600 (FLT) bzw. 500 (PFLT)	500
Belastungsgeschwindigkeit [mm/s]	1,0	0,5
Zerkleinerungswerkzeuge	Platte-Platte bzw. Platte-Spitze	Spitze-Spitze
Hauptabmessungen (Länge x Breite x Höhe) [m]	1,06 x 1,96 x 3,77	2,01 x 1,20 x 2,90
Gesamtmasse [kg]	28000	8000
Messsystem	3 Kraftmessdosen, 1 Wegaufnehmer	1 Kraftmessdose, 1 Wegaufnehmer

Tabelle 9: Kenndaten der verwendeten Versuchsapparaturen.

Tabelle 9 fasst nochmals die wesentlichen Parameter der beiden Druckversuchsstände zusammen. Die Werkzeugspitzen des PLT und PFLT sind beide kegelförmig und haben einen Keilwinkel von  $\varphi_K=60^\circ$  sowie einen Rundungsradius der Kegelspitze von 5mm (im unverschlissenen Zustand). Die PFLT-Spitze musste jedoch etwas höher ausgeführt werden, um Kontakte der irregulären Kornoberfläche mit der im Vergleich zum PLT deutlich größeren Fläche des darüber liegenden Arbeitsorgans (Stempel) zu vermeiden.

### 5.2.2 Durchführung der Versuche

Aus der präzisierten Aufgabenstellung und den Anforderungen des neuen Auslegungsmodells ergab sich bereits, dass Punkt-, Punktflächen- und Flächenlasttests mit irregulären Körnern der Stoffart „Granodiorit aus Kindisch“ auszuführen sind und die Korngröße dabei zwischen 40 und 500mm zu variieren ist<sup>115</sup>. Damit sind die Randbedingungen der Versuchsdurchführung, die sich in eine Vorbereitungs-, Test- und Nachbereitungsphase gliedert, definiert.

<sup>115</sup> Zur DEM-Modellkalibrierung sind Bruchparameter von 25 und 50mm großen Körnern und zum Scale-Up Informationen zum Korngrößeneffekt zwischen 50 und 500mm erforderlich. Mit den in Bild 58 beschriebenen Apparaturen lässt sich jedoch nur der Bereich von 40 bis 500mm abdecken. Allerdings erscheint es aufgrund des großen Untersuchungsbereichs als zulässig, die Ergebnisse geringfügig bis auf 25mm zu extrapolieren.

Im Rahmen der Vorbereitungsphase werden geeignete Körner von der Abbaustelle der Lagerstätte zufällig ausgewählt. Die Körneranzahl ist dabei von der erforderlichen Versuchsanzahl abhängig. SZCZELINA [15, S.84] hat dazu in Vorversuchen an einem ähnlichen Gestein wie Granodiorit (Diorit aus Hohwald) die 95%-Vertrauensgrenze des Mittelwertes der Zerkleinerungskraft einer Sammelprobe in Abhängigkeit der Versuchsanzahl  $n_{\text{ges}}$  bestimmt. Bei den meisten Sammelproben konnte die obere/untere Vertrauensgrenze bis  $n_{\text{ges}} \approx 20$  deutlich auf  $\pm 20\%$  des Mittelwertes reduziert werden und blieb danach in etwa konstant [15, Anlage 21]. Da der Untersuchungsbereich zum Nachweis eventueller nichtlinearer Abhängigkeiten zumindest im unteren, mittleren und oberen Niveau abzutasten ist, ergibt sich somit für jede Belastungsart eine Mindestversuchsanzahl von  $n_{\text{ges}} = 3 \cdot 20 = 60$ . Für den PLT, PFLT und FLT sind demnach insgesamt mindestens 180 mehr oder weniger würfelförmige Körner (gleichmäßig über den gesamten Korngrößenbereich verteilt) auszuwählen. Jedes Korn wird vor Versuchsbeginn gewogen (Masse  $m_A$ ) und vermessen. Die zu ermittelnden Abmessungen für die jeweilige Belastungsart sind in Bild 59 dargestellt [64].

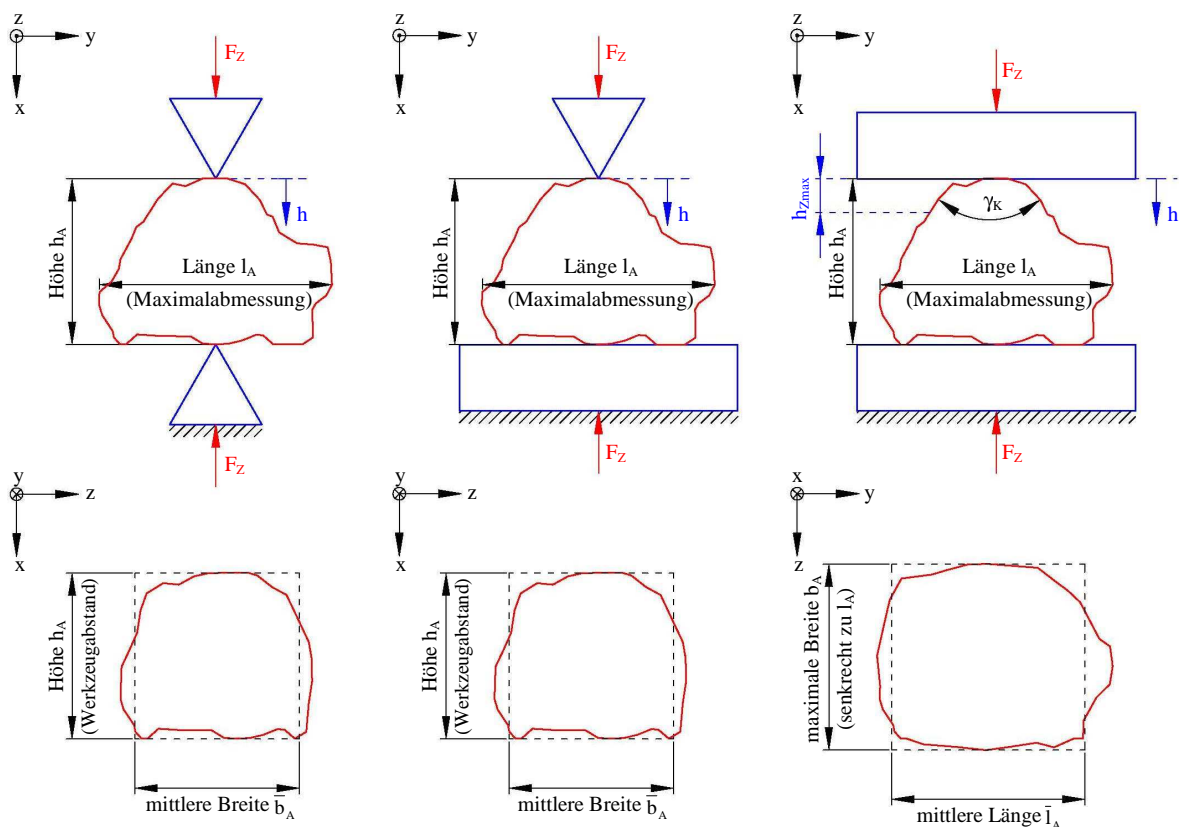


Bild 59: Charakteristische Mutterkornabmessungen beim PLT, PFLT und FLT.

Zunächst ist ein geeigneter, belastungsrelevanter Querschnitt auszuwählen, wobei beim PLT auf die Empfehlung der ISRM-Norm (s. [72, S.33]) zurückgegriffen wurde. Sie gibt außerdem Proportionsgrenzen für die Kornmakroform ( $h_A < 2\bar{l}_A$ ,  $h_A = 0,3\bar{b}_A \dots 1,0\bar{b}_A$ ) vor, die bei der Kornauswahl für den PLT und PFLT ebenfalls Berücksichtigung fanden. Mit



den in Bild 59 festgelegten Querschnitten ergibt sich schließlich für den belastungsflächenäquivalenten Kreisdurchmesser<sup>116</sup> [64]:

$$d_A = \begin{cases} \sqrt{4/\pi \cdot \bar{b}_A \cdot h_A} & \text{beim PLT, PFLT,} \\ \sqrt{4/\pi \cdot \bar{b}_A \cdot \bar{l}_A} & \text{beim FLT.} \end{cases} \quad (212)$$

Darüber hinaus ist es erforderlich, die irreguläre Form der Prüfkörper näher zu spezifizieren, da diese neben der Werkzeugform maßgeblich die Kontaktgeometrie beeinflusst. Es könnten zwar auch formatisierte Prüfkörper (z.B. Würfel) verwendet werden. Allerdings wäre es dann wegen der hohen Fertigungskosten schwer, große Körner bzw. den Korngrößeneffekt statistisch abgesichert zu untersuchen. Außerdem lassen sich die Bruchprozesse mit irregulären Körnern realistischer nachbilden. Zur Berücksichtigung des Kornformeinflusses auf die Kontaktgeometrie wurde deshalb beim FLT, wo dieser Einfluss wegen der ausgedehnten Platte-Korn-Kontaktzone am größten ist, zusätzlich noch der Kornformwinkel  $\gamma_K$  nach der in Anlage 7 dargestellten Methode von SZCZELINA [15, Anlage 17; 72, Anlage 1] ermittelt.

Nach dem Wiegen und Vermessen des Kornes beginnt die Testphase. Das Partikel wird dabei bis zum Erstbruch (PLT, PFLT) bzw. bis zu einem vorgegebenen Hub  $h_{Z_{\max}}$  (FLT) belastet. Um zu gewährleisten, dass jedes Korn beim FLT zumindest einmal gebrochen ist (Bruchwahrscheinlichkeit  $P_B \rightarrow 100\%$ ), sollte der Abbaugrad  $\varepsilon_s \approx 1,25$  [121, S.83] bzw. der Relativhub  $h_{Z_{\max,r}} \approx 20\%$  [112] betragen. Somit gilt gemäß Gl. 200:

$$h_{Z_{\max}} = 0,2 \cdot h_A. \quad (213)$$

In der Nachbereitungsphase der Versuchsdurchführung geht es schließlich noch darum, die aufgezeichneten Kraft-Weg-Verläufe für die spätere Auswertung zu archivieren und ggf. die Bruchstücke hinsichtlich Korngröße, -form, -oberfläche zu bewerten.

### 5.2.3 Auswertung der Versuche

Die für das neue Auslegungsmodell benötigten Testergebnisse lassen sich alle aus den Kraft-Weg-Verläufen der einzelnen Körner gewinnen. Allerdings sind die Verläufe irregulärer, nicht ideal-spröder Partikel deutlich komplexer, als die von regulären, ideal-spröden Kugeln, die sich nach dem HERTZ-Modell (Gl. 182) verformen. In Bild 60 sind realer und idealer Verlauf eines Granodioritpartikels ( $d_A=75\text{mm}$ ,  $E_P=35300\text{MPa}$ ,  $\nu_P=0,22$ ) vergleichend gegenübergestellt.

<sup>116</sup> Beim FLT wird bei der Berechnung von  $d_A$  oft auch von einem ellipsenförmigen Querschnitt ausgegangen [15; 17, S.34-35], wobei sich ähnliche Äquivalentdurchmesser ergeben. Hier wurde jedoch bei allen Lastfällen einheitlich ein rechteckförmiger Querschnitt angenommen.

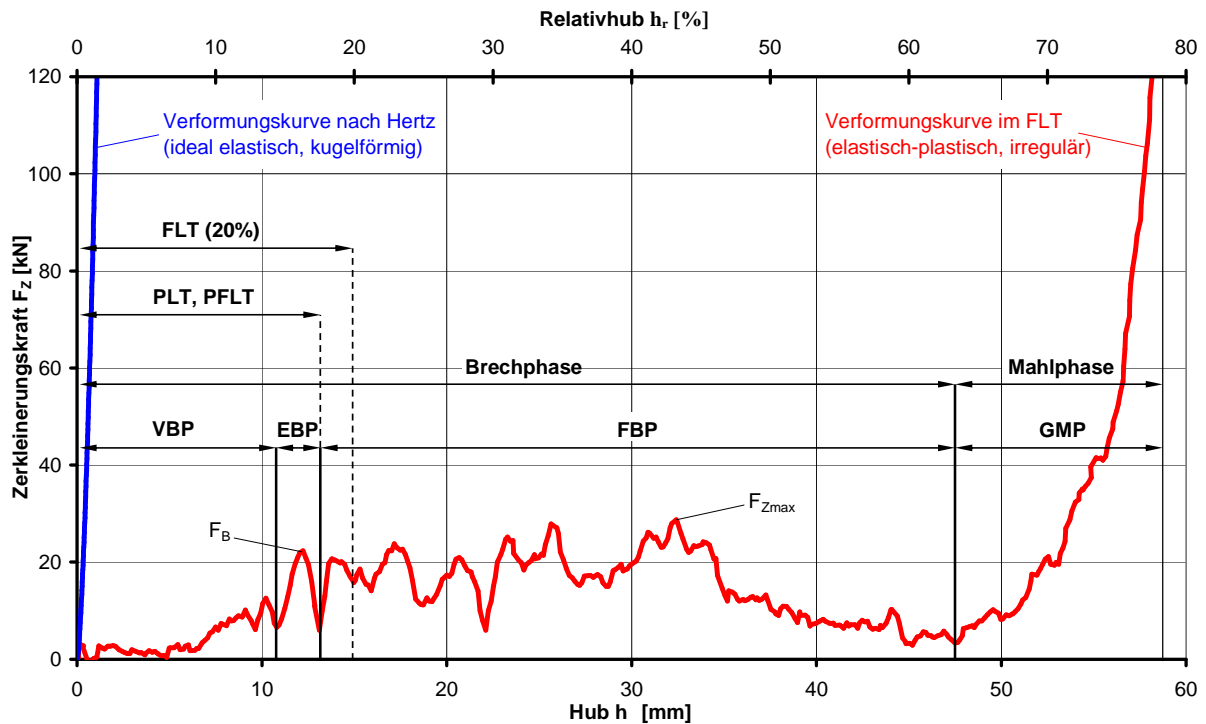


Bild 60: Kraft-Weg-Diagramm des FLT von Granodiorit aus Kindisch mit  $d_A=75\text{mm}$  (VBP=Vorbruchphase, EBP=Erstbruchphase, FBP=Folgebruchphase, GMP=Gutbettmahlphase).

Der ideale, parabelförmige Verlauf nach HERTZ erreicht bereits bei  $h_{Z_{\max,r}} \approx 0,5\%$  die Bruchgrenze. Im Gegensatz dazu findet der primäre Bruch des irregulären Partikels erst bei  $h_{Z_{\max,r}} \approx 12\%$  statt. Dies liegt zum einen darin begründet, dass der Kraftanstieg in der Erstbruchphase (EBP) geringer ist, da sich Granodiorit nicht ideal-spröde verformt. Wesentlich entscheidender ist jedoch, dass sich in der Vorbruchphase (VBP) zunächst eine bruchauslösende Kraftschlussverbindung zwischen Werkzeug und irregulärem Korn ausbilden muss (Einfahrprozess). Die dabei stattfindenden Zerkleinerungsphänomene können die Festigkeit verringern (Anrissbildung) und Vorbrüche durch Absplittern (Abbrechen von Erhebungen) oder Abbröckeln (Feinkornbildung durch Abrasion bzw. Attrition) auslösen. Erst danach kommt es während der Erstbruchphase (EBP) zum ersten Hauptbruch (Primärbruch), bei dem das Mutterkorn mindestens 10% seines Ausgangsvolumens verliert (s. Gl. 199). Dabei ist ein Durchbrechen in zwei etwa gleichgroße Tochterkörner oder ein Spalten in mehrere bzw. ein Zertrümmern in viele kleine Bruchstücke möglich. Nach dem Erstbruch können beim FLT im Rahmen der Folgebruchphase (FBP) noch weitere Brüche (Sekundär-, Tertiärbrüche etc.) auftreten, bis die Brechphase abgeschlossen ist und die Mahlphase (Gutbettzerkleinerung) beginnt [9, S.120-123].

Bei den durchgeführten Versuchen ist jedoch nur der Verlauf bis zum ersten Bruchpunkt (PLT, PFLT) bzw. bis zum Relativhub  $h_{Z_{\max,r}}=20\%$  erfasst worden. Dabei wurden mit der in Anlage 8 beschriebenen Vorgehensweise folgende Parameter aus den Kraft-Weg-Verläufen abgeleitet:

- Brucharbeit  $W_B$  (PLT, PFLT) bzw. Brecharbeit  $W_Z$  (FLT),

- Bruchkraft  $F_B$  (PLT, PFLT) bzw. Maximalbrechkraft  $F_{Zmax}$  (FLT),
- Bruchsteifigkeit  $K_B$  des ersten Bruchprozesses (PLT, PFLT) bzw. Brechsteifigkeit  $K_Z$  des maximalen Bruchprozesses (FLT).

Irreguläre Partikel lassen sich als Kugeln (ideal-spröder Partikelkern mit HERTZschem Kontaktverhalten) mit einer bestimmten Oberflächenrauigkeit (beeinflusst vor allem Ablauf und Dauer der Vorbruchphase) auffassen [220, S.39], so dass eine Ermittlung der Steifigkeiten aus Gl. 183-186 nur bei kugelähnlichen Partikeln sinnvoll ist. Da die meisten Partikel jedoch eine sehr große Rauigkeit bzw. Abweichung von der Kugelform zeigten, wurden die Steifigkeiten gemäß Anlage 8 aus den Anstiegen signifikanter Belastungsberge bestimmt. Die Belastungsmaxima lieferten außerdem die Werte von  $F_B$  bzw.  $F_{Zmax}$ , während die Fläche unter der Kraft-Weg-Kurve der Arbeit  $W_B$  bzw.  $W_Z$  entspricht. Die Steifigkeiten  $K_B$  bzw.  $K_Z$  und die Kräfte  $F_B$  bzw.  $F_{Zmax}$  sollen später zur Kalibrierung des würfelförmigen DEM-Modellpartikels genutzt werden. Die Arbeiten  $W_B$  bzw.  $W_Z$  sind hierzu ungeeignet, da sie auch Energieanteile der Vorbruchphase enthalten, die bei den Modellpartikeln keine Rolle spielen (Erstbruchphase beginnt unmittelbar).

Aus den originären Belastungsparametern können schließlich noch mit dem Äquivalentdurchmesser  $d_A$  (Gl. 212) und der Mutterkornmasse  $m_A$  die flächenbezogenen Kräfte  $F_{B,A}$  bzw.  $F_{Zmax,A}$  und die massebezogenen Energiebedarfe  $W_{B,m}$  bzw.  $W_{Z,m}$  berechnet werden:

$$F_{B,A} = \frac{F_B}{\pi/4 \cdot d_A^2} \quad \text{bzw.:} \quad F_{Zmax,A} = \frac{F_{Zmax}}{\pi/4 \cdot d_A^2}, \quad (214)$$

$$W_{B,m} = \frac{W_B}{m_A} \quad \text{bzw.:} \quad W_{Z,m} = \frac{W_Z}{m_A}. \quad (215)$$

Die beschriebenen Kraft-, Energie- und Steifigkeitsparameter wurden bei insgesamt 226 Kraft-Weg-Verläufen (76 bei PLT, 70 bei PFLT, 80 bei FLT) ermittelt, von denen typische Verläufe in Anlage 9 dargestellt sind. Zur Abschätzung der Korngrößeneffekte bei diesen Parametern bietet sich eine Regressionsanalyse mit  $d_A$  als Regressor (Einflussgröße) an, wobei entweder Mittelwert- oder Einzelwertregressionen in Frage kommen. Bei der bspw. von SZCZELINA [15, S.94] angewendeten Mittelwertregression werden die Einzelwerte zunächst Klassen (Kornfraktionen) zugeordnet, um anschließend für die Klassenmittelwerte im doppeltlogarithmischen Netz eine Regressionsgerade zu bestimmen. Der Geradenanstieg ist dann ein Maß für den Korngrößeneffekt, während die Streuung der Einzelwerte an den jeweiligen Konfidenzintervallen der Mittelwerte ablesbar ist. In dieser Arbeit ist jedoch die Einzelwertregression von RAAZ (Kapitel 5.1.2.1.2) angewendet worden. Neben  $F_{B,A}/F_{Zmax,A}$  wurden analog auch für  $F_B/F_{Zmax}$ ,  $W_{B,m}/W_{Z,m}$  und  $K_B/K_Z$  Einzelwertregressionen nach Gl. 206-211 durchgeführt, so dass sich für jede Zielgröße ein Referenzparameter

bei  $d_A=d_0=50\text{mm}$ , ein Anstiegsparameter als Maß für den Korngrößeneffekt und ein Streuungsparameter als Maß für die Einzelwertstreuung um die Regressionsgerade ergaben. In Tabelle 10 sind die Parameter und in Anlage 10 die dazugehörigen Verläufe (aufgeschlüsselt für die einzelnen Belastungsarten) dargestellt. Der untersuchte Korngrößebereich lag dabei zwischen  $d_A=34\text{mm}$  und  $d_A=564\text{mm}$ .

Regressionsparameter		Lastfälle		
		PLT ( $n_{\text{ges}}=76$ )	PFLT ( $n_{\text{ges}}=70$ )	FLT ( $b_{Z_{\text{max},r}} = 20\%$ , $\bar{\gamma}_K = 100,6^\circ$ , $n_{\text{ges}} = 80$ )
Bruch-/Brechkraft $F_Z=F_{B/Z_{\text{max}}}$	$F_{Z,50}$ [kN]	20,2	22,5	30,9
	$r_F$ [-]	1,04	1,13	1,57
	$s_F$ [-]	0,18	0,12	0,16
flächenbezogene Bruch-/Brechkraft $\sigma_B=F_{B,A/Z_{\text{max},A}}$	$\sigma_{B,50}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	8,1	9,0	12,4
	$r_\sigma$ [-]	-0,96	-0,87	-0,43
	$s_\sigma$ [-]	0,18	0,12	0,16
massebezogene Bruch-/Brecharbeit $E_m=W_{B,m/Z,m}$	$E_{m,50}$ [J/g]	0,057	0,060	1,270
	$r_{Em}$ [-]	-0,72	-0,79	-0,58
	$s_{Em}$ [-]	0,36	0,31	0,17
Bruch-/Brechsteifigkeit $K=K_{B/Z}$	$K_{50}$ [kN/mm]	19,5	20,7	31,9
	$r_{K^*}$ [-]	0,41	0,47	0,74
	$s_K$ [-]	0,18	0,30	0,23

Tabelle 10: Regressionsparameter der Zerkleinerungsversuche an Granodiorit aus Kindisch.

Aus den Diagrammen in Anlage 10 geht hervor, dass die Einzelmesswerte bei allen Belastungsarten/-parametern noch einen relativ hohen Streubereich zeigen, der bei den Arbeiten und Steifigkeiten ausgeprägter als bei den Kräften ist. Bei der Brucharbeit  $W_B$  lässt sich dies dadurch erklären, dass die Kornform bzw. Ausdehnung der Vorbruchphase nur  $W_B$  beeinflusst und  $F_B$  davon unabhängig ist, sofern sich während der Vorbruchphase keine Anrisse im Gestein gebildet haben (Vorermdung). Auf  $F_B$  bzw.  $F_{Z_{\text{max}}}$  wirkt sich die Kornform bzw. Kontaktgeometrie erst nach Ausbildung einer bruchauslösenden Kraftschlussverbindung aus. Dabei zeigt sich erwartungsgemäß, dass beim FLT die größten und beim PLT die kleinsten (spezifischen) Bruch-/Brechkräfte auftreten, während der PFLT eher dem PLT ähnelt. Überraschend ist dagegen der deutlich steilere Kraftanstieg  $r_F$  bzw. der schwächere Festigkeitsabfall  $r_\sigma$  beim FLT. Eine mögliche Ursache hierfür könnte darin liegen, dass beim PLT und PFLT für kleine Körner (z.B.  $d_A=50\text{mm}$ ) die gleiche, mit 5mm Rundungsradius ausgestattete Werkzeugspitze wie für große Körner (z.B.  $d_A=500\text{mm}$ ) verwendet wurde und somit keine geometrisch ähnlichen Kontaktbedingungen vorlagen. Die PLT- bzw. PFLT-Festigkeit könnte somit bei kleinen, zunehmend „flächenförmig“ belasteten Körnern etwas überbewertet sein, was die geringeren Anstiegswerte erklären würde.

Auch der spezifische Zerkleinerungsenergiebedarf  $E_{m,50}$  bei  $d_A=d_0=50\text{mm}$  ist beim FLT mit  $1,27\text{J/g}$  am größten, während beim PLT bzw. PFLT nur ca. 5% dieses Wertes benötigt werden. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, dass der FLT die Körner vielfach deutlich über den Primärbruchpunkt hinaus belastet, so dass auch Energieanteile der Folgebruchphase in  $E_{m,50}$  mit enthalten sind.

Bei der Steifigkeit zeigt sich erwartungsgemäß eine Zunahme mit der Korngröße  $d_A$ , die beim FLT am stärksten ausfällt. Allerdings liegen die  $K_{50}$ -Werte bei flächenförmiger Krafteinleitung nicht wesentlich über denen des PLT. Gemäß dem HOOKschen Gesetz müsste sich bei ideal-spröden Würfeln im FLT (Belastungsfläche  $A=d_A^2=d_0^2$ ) eigentlich folgende Steifigkeit für Granodiorit aus Kindisch ( $E_P=35,3\text{kN/mm}^2$ ) ergeben:

$$K_{50} = \frac{E_P \cdot A}{d_A} = E_P \cdot d_A = 1765\text{kN/mm} . \quad (216)$$

Der reale  $K_{50}$ -Wert beträgt jedoch nur ca. 1,8% dieses Wertes, da sich Granodiorit nicht ideal-spröde verhält und die tatsächliche Belastungsfläche deutlich kleiner als  $d_A^2$  ist. Die meisten Körner wiesen einen Kornformwinkel von  $\gamma_K < 170^\circ$  (spitze Körner) auf, so dass sich im Mittel ein Wert von  $\bar{\gamma}_K = 100,6^\circ$  ergab. Selbst bei flachen Körnern ( $\gamma_K = 170 \dots 180^\circ$ ) wurden jedoch keine Steifigkeiten von mehr als  $420\text{kN/mm}$  gemessen.

Wegen der Bedeutung des Kornformwinkels für die Belastungsparameter des FLT ist es üblich, die Ergebnisse noch getrennt für spitze ( $\text{FLT}_S$ ) und flache Körner ( $\text{FLT}_F$ ) auszuweisen. In [64] wurden diese Ergebnisse für Granodiorit aus Kindisch bereits dargestellt<sup>117</sup>. Für das Auslegungsmodell sind jedoch die Ergebnisse für  $\bar{\gamma}_K$  ausreichend, da der Kornformwinkel beim derzeitigen Entwicklungsstand noch nicht direkt berücksichtigt wird.

---

<sup>117</sup> Für die maximale Brechkraft  $F_{Z_{\max,50}}$  gilt bspw.:  $F_{Z_{\max,50}}=27,8\text{kN}$  ( $\text{FLT}_S$ ) bzw.  $34,8\text{kN}$  ( $\text{FLT}_F$ ) [64].

## 6 DEM-Simulationen für das neue Auslegungsmodell

Mit den in Kapitel 5.2 dargestellten Testergebnissen ist es jetzt möglich, ein DEM-Gesteinsmodell zu kalibrieren (Kapitel 6.2) und DEM-Einzelkornsimulationen in einem Walzenbrecher durchzuführen (Kapitel 6.3). Zunächst soll jedoch auf theoretische Grundlagen und bisherige DEM-Zerkleinerungssimulationen eingegangen werden (Kapitel 6.1).

### 6.1 Grundlagen zur DEM-Simulation

#### 6.1.1 Beschreibung der DEM

Die DEM (Distinkt- bzw. Diskret-Element-Methode) ist ein diskontinuumsmechanischer Ansatz, mit dem Bewegungs- und Bruchvorgänge einzelner Partikel (z.B. Aufgabekörner) unter Berücksichtigung von Kontakt-/Stoßkräften aus der Wechselwirkung mit anderen Partikeln oder Wänden (z.B. Profilwalzen) sowie der Wirkung externer Kräfte (z.B. Gewichtskraft) simuliert werden können. Die in dieser Arbeit verwendete explizite DEM basiert auf der Mehrkörper- bzw. Molekulardynamik und der Arbeit von CUNDALL/STRACK [162; 164]. Sie konnte in den letzten Jahren vielfältige Anwendungsfelder u.a. in der Zerkleinerungstechnik erschließen<sup>118</sup>. Für die dreidimensionalen Zerkleinerungssimulationen soll in dieser Arbeit eine vereinfachte DE-Methode mit kugelförmigen Partikeln<sup>119</sup> angewendet werden, wobei folgende Annahmen gelten:

- Die diskreten Elemente (Partikel, Wände) sind starr, so dass beim Kontakt zweier Elemente keine Deformation, sondern eine fiktive Überlappung/Durchdringung entsteht.
- Die Überlappungen im Kontakt-/Berührungspunkt sind klein im Vergleich zur Größe der Kontaktpartner.
- Partikel lassen sich an Kontaktpunkten miteinander verbinden, wobei die Bindungen zerstörbar oder unzerstörbar (unendlich hohe Bindungsfestigkeit) sein können. Die einzelnen Partikel und Wände sind dagegen stets unzerstörbar.

Zur Modellierung von Bruchprozessen muss ein Korn (Makropartikel) somit aus einer Vielzahl von miteinander verbundenen Mikropartikeln aufgebaut werden. Über unendlich feste Bindungen lassen sich einzelne, kugelförmige Mikropartikel auch zu irregulären Mesopartikeln<sup>120</sup> zusammenfassen, die wiederum mit anderen Mesopartikeln endlich feste

---

<sup>118</sup> Die DEM wird vor allem zur Erforschung granularer Medien (Mehrkörpersysteme, deren Gesamtabmessungen groß gegenüber der Abmessung der Einzelkörper sind) verwendet, z.B. zur Modellierung von Fließ-, Misch-, Transport-, Wirbelschichtprozessen in Bunkern, Mischern, Förderern, Mühlen, Sortiermaschinen. Auch für Bruchvorgänge an Gesteinen [161], Granulaten [139], Betonkugeln [147], Drahtseilen [182] oder Bodenschichten kommt die DEM zunehmend zum Einsatz [139, S.52; 160, S.26-28; 168].

<sup>119</sup> Der Rechenaufwand zur Kontakt-/Stoßerkennung ist bei Kugeln geringer als bei anderen Formen [173].

<sup>120</sup> Mesopartikel bestehen aus Mikropartikeln, deren Bindungen (intragranulare Bindungen) deutlich fester als die zwischen den Mesopartikeln (intergranulare Bindungen) sind [177, S.20]. Sie können dabei entweder als Cluster (Mikropartikel sind über Bindemittel mit frei wählbarer Bindungsfestigkeit/-steifigkeit gekoppelt) oder Clump (Mikropartikel sind ohne separates Bindemittel mit per se unendlich hoher Bindungsfestigkeit/-steifigkeit gekoppelt) modelliert werden, wobei letztere weniger Rechenzeit benötigen [177, S.20; 161; 163].

Bindungen ausbilden [161; 178, S.409]. Ein aus Mesopartikeln zusammengesetztes Makropartikel wird bisher jedoch trotz realistischerer Simulationsergebnisse kaum angewendet, weil dazu größere Partikelanzahlen bzw. Simulationszeiten nötig sind. Auch in dieser Arbeit soll deshalb nur ein konventionelles Gesteins-/Bruchmodell (ohne Mesopartikel) zum Einsatz kommen. Zur Nachbildung der Stoffwandlung in Walzenbrechern ist außerdem ein Kinematik-/Bewegungsmodell erforderlich, das die Bewegungen der Makropartikel unter Berücksichtigung von Wechselwirkungen mit anderen Makropartikeln und den Werkzeugen beschreibt. Zunächst soll jedoch der allgemeine DEM-Algorithmus vorgestellt werden.

### a.) DEM-Algorithmus

Gemäß Bild 61 sind sowohl bei der Bewegungs-, als auch bei der Bruchsimulation zunächst die Anfangs- und Randbedingungen (z.B. Geometrie, Stoffeigenschaften, Anfangsgeschwindigkeiten der Partikel und Wände, einwirkende Kräfte) festzulegen.

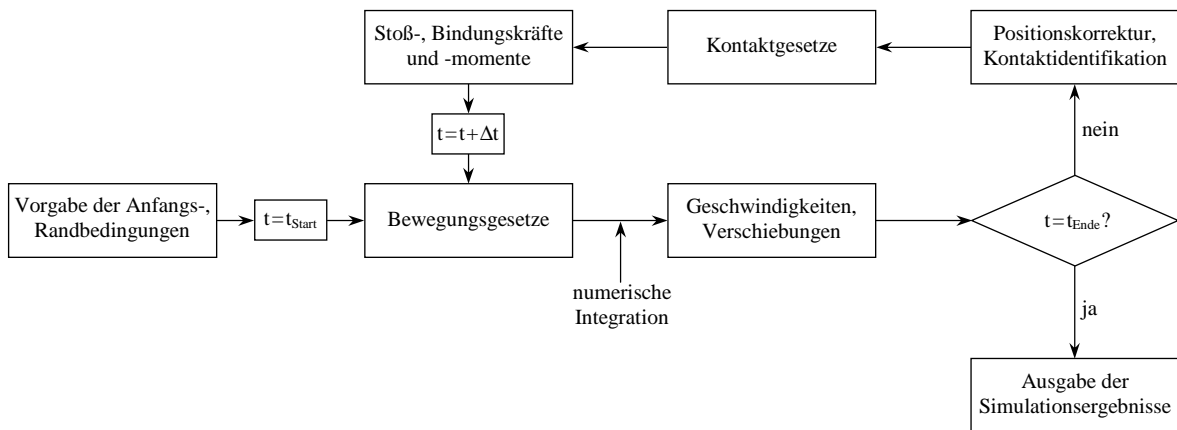


Bild 61: DEM-Algorithmus [139, S.56; 147, S.78; 160, S.97; 163].

Anschließend startet der Hauptzyklus der Berechnung, indem für jedes Partikel  $i$  die NEWTONschen (Gl. 217) und EULERSchen Bewegungsgleichungen (Gl. 218) für die am Partikel  $i$  angreifenden Kräfte und Momente aufgestellt werden:

$$m_i \cdot \vec{a}_i(t) = \vec{F}_{\text{ges}}^i = \sum_{j=1, j \neq i}^{n_K} \vec{F}_K^{ij} + \sum_{j=1, j \neq i}^{n_B} \vec{F}_B^{ij} + m_i \cdot \vec{g}, \quad (217)$$

$$J_i \cdot \vec{\epsilon}_i(t) = \vec{M}_{\text{ges}}^i = \sum_{j=1, j \neq i}^{n_K} \left( (r_i \cdot \vec{n}_{ij}) \times \vec{F}_K^{ij} \right) + \sum_{j=1, j \neq i}^{n_B} \vec{M}_B^{ij}. \quad (218)$$

Die translatorische ( $\vec{a}_i$ ) und rotatorische Beschleunigung ( $\vec{\epsilon}_i$ ) wird von der resultierenden Kraft  $\vec{F}_{\text{ges}}^i$  und dem resultierenden Moment ( $\vec{M}_{\text{ges}}^i$ ) sowie von der Masse  $m_i$  und dem Massenträgheitsmoment  $J_i = 2/5 \cdot m_i \cdot r_i^2$  mit der Drehachse im Kugelmittelpunkt des Partikels (Radius  $r_i$ ) bestimmt. In Gl. 217 und 218 wurde davon ausgegangen, dass das Partikel zum jeweiligen Zeitpunkt  $n_K$  Kontakte mit anderen Partikeln oder Wänden und  $n_B$  Bindungen mit anderen Partikeln ausbildet. Als äußere Kraft wirkt hier nur die Gewichtskraft, wobei

die DEM je nach Zielstellung auch noch beliebige andere externe Kräfte bzw. Kraftfelder (z.B. Widerstands-, Zentrifugalkräfte) berücksichtigen kann [139, S.59; 160, S.28]. Die Ermittlung der Stoß- ( $\vec{F}_K^{ij}, \vec{F}_{Kt}^{ij}$ ) und Bindungskräfte ( $\vec{F}_B^{ij}$ ) bzw. -momente ( $\vec{M}_B^{ij}$ ) zwischen Partikel  $i$  und Kontaktpartner  $j$  ist von den jeweiligen Kontaktgesetzen des Kinematik- und Gesteinsmodells und von der Stoßnormalenrichtung  $\vec{n}_{ij}$  abhängig (s.u.).

Durch numerische Integration von Gl. 217 und 218 lassen sich schließlich die aktuellen Geschwindigkeiten und Positionen von Partikel  $i$  ermitteln. In dieser Arbeit soll dazu das Programm PFC<sup>3D</sup> (Particle Flow Code) der Firma ITASCA [163; 199] verwendet werden. Es nutzt die explizite zentrale Differenzen-Methode (Centred Finite Difference) als Integrationsverfahren. Aus Gl. 217 und 218 lassen sich zunächst die Beschleunigungen infolge der Translations- und Rotationsbewegung des Partikels  $i$  zum Zeitpunkt  $t$  berechnen. Sie entsprechen näherungsweise den Geschwindigkeitsänderungen  $\vec{v}_i(t + \Delta t/2) - \vec{v}_i(t - \Delta t/2)$  bzw.  $\vec{\omega}_i(t + \Delta t/2) - \vec{\omega}_i(t - \Delta t/2)$  im Zeitschritt  $\Delta t$ , so dass sich für die aktuellen Geschwindigkeiten ergibt:

$$\vec{v}_i(t + \Delta t/2) = \vec{v}_i(t - \Delta t/2) + \vec{a}_i(t) \cdot \Delta t = \vec{v}_i(t - \Delta t/2) + \frac{\vec{F}_{ges}^i}{m_i} \cdot \Delta t, \quad (219)$$

$$\vec{\omega}_i(t + \Delta t/2) = \vec{\omega}_i(t - \Delta t/2) + \vec{\epsilon}_i \cdot \Delta t = \vec{\omega}_i(t - \Delta t/2) + \frac{\vec{M}_{ges}^i}{J_i} \cdot \Delta t. \quad (220)$$

Die Geschwindigkeiten zum Zeitpunkt  $t - \Delta t/2$  sind dabei aus dem vorhergehenden Rechenzyklus oder den Anfangsgeschwindigkeiten bekannt. Durch erneute Integration lässt sich schließlich noch die aktuelle Position  $\vec{x}_i$  und Drehwinkellage  $\vec{\phi}_i$  zum Zeitpunkt  $t + \Delta t$  ermitteln. Da die Geschwindigkeiten  $\vec{v}_i(t + \Delta t/2)$  bzw.  $\vec{\omega}_i(t + \Delta t/2)$  näherungsweise der Wegänderung  $\vec{x}_i(t + \Delta t) - \vec{x}_i(t)$  bzw. Drehwinkeländerung  $\vec{\phi}_i(t + \Delta t) - \vec{\phi}_i(t)$  im Zeitschritt  $\Delta t$  entsprechen, gilt analog zu Gl. 219 und 220:

$$\vec{x}_i(t + \Delta t) = \vec{x}_i(t) + \vec{v}_i(t + \Delta t/2) \cdot \Delta t, \quad (221)$$

$$\vec{\phi}_i(t + \Delta t) = \vec{\phi}_i(t) + \vec{\omega}_i(t + \Delta t/2) \cdot \Delta t. \quad (222)$$

Mit den aktuellen Geschwindigkeiten (Zeitpunkt  $t + \Delta t/2$ ) und Positionen (Zeitpunkt  $t + \Delta t$ ) aller diskreter Elemente können schließlich die Positionen der Partikel und Wände korrigiert und die neuen Kontaktpunkte bzw. -geometrien berechnet werden, sofern das Simulationsende  $t_{Ende}$  noch nicht erreicht ist (s. Bild 61). Für die Stabilität und Genauigkeit der numerischen Rechnung spielt die Größe des Zeitschritts  $\Delta t$  eine entscheidende Rolle. Er darf nicht größer sein als die Zeit, die eine elastische Welle zum Durchlaufen des kleinsten Partikeldurchmessers benötigt, damit die physikalische Information während  $\Delta t$  nicht weiter als bis zum Nachbarpartikel gelangt. Mit zunehmenden Kontaktsteifigkeiten und abnehmenden Partikelgrößen erhöhen sich die Simulationszeiten daher nicht nur aufgrund



größerer Partikelanzahlen bzw. Rechnungen, sondern auch aufgrund kleinerer kritischer Zeitschritte bzw. Simulationsfortschritte [139, S.62-65]. Bei den Modellen in dieser Arbeit wird der Zeitschritt jedes Rechenzyklus automatisch vom Programm so festgelegt, dass er oberhalb des kritischen Zeitschritts liegt.

### b.) Kontaktgesetze zur Modellierung von Bewegungsvorgängen

Die Bewegung von Partikeln und Wänden wird insbesondere bei dynamischen Zerkleinerungsprozessen entscheidend von Stoßvorgängen bestimmt, so dass diese möglichst realistisch nachzubilden sind. Bei quasistatischen Prozessen gibt es dagegen hauptsächlich Modelle, die Stöße vernachlässigen (z.B. SZCZELINA's DEEM-Modell für Backenbrecher [15]) oder nur vereinfachte, lineare Kontaktgesetze berücksichtigen. Auch für die Walzenbrechersimulationen wird deshalb ein linearer Ansatz zugrunde gelegt, der bei spröden Stoffen in ähnlicher Form bereits erfolgreich zum Einsatz kam [147, S.82]. Bild 62 zeigt das Kontaktmodell bei der Berührung zweier diskreter Elemente i und j.

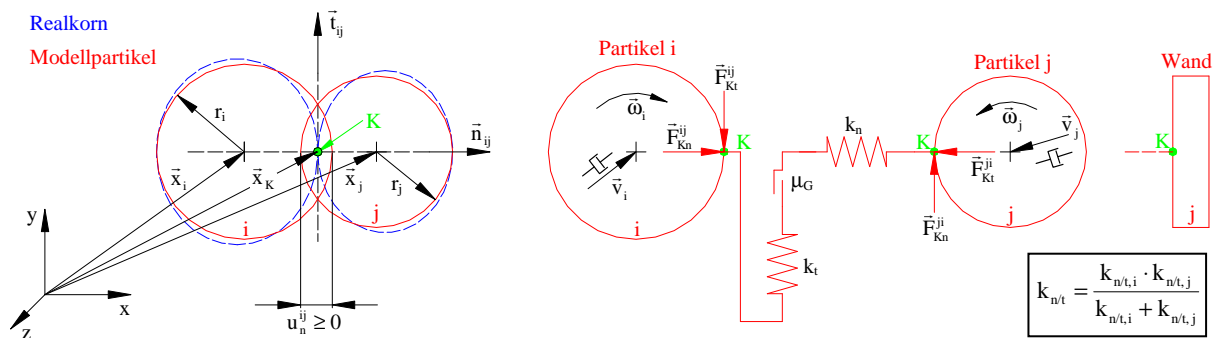


Bild 62: Kontaktmodell für die 3D-Simulation von Bewegungsvorgängen in Profilwalzenbrechern.

Im Gegensatz zu Stößen realer, deformierbarer Körner kommt es bei den diskreten Elementen nicht zur Abplattung, sondern zur Ausbildung einer fiktiven Überlappung  $u_n^{ij} \geq 0$ :

$$u_n^{ij} = \begin{cases} \max(0, r_i + r_j - |\vec{x}_j - \vec{x}_i|) & \text{bei Partikel-Partikel-Kontakt,} \\ \max(0, r_i - |\vec{x}_K - \vec{x}_i|) & \text{bei Partikel-Wand-Kontakt,} \end{cases} \quad (223)$$

wobei der Kontaktpunkt  $K$  bzw. sein Ortsvektor  $\vec{x}_K$  beim Partikel-Wand-Kontakt so definiert ist, dass sich der kleinstmögliche Abstand  $|\vec{x}_K - \vec{x}_i|$  zwischen Partikel und Wand ergibt [163]. Für den Fall des Partikel-Partikel-Kontakts folgt  $\vec{x}_K$  aus:

$$\vec{x}_K = \vec{x}_i + (r_i - 0,5u_n^{ij}) \cdot \vec{n}_{ij}. \quad (224)$$

Der Stoßnormalenvektor  $\vec{n}_{ij}$  mit  $|\vec{n}_{ij}| = 1$  steht senkrecht zur Kontaktebene der beiden Stoßpartner und lässt sich aus den Ortsvektoren  $\vec{x}_i$  und  $\vec{x}_K$  (beim Partikel-Partikel-Kontakt alternativ auch aus  $\vec{x}_i$  und  $\vec{x}_j$ ) berechnen:

$$\vec{n}_{ij} = \frac{\vec{x}_K - \vec{x}_i}{|\vec{x}_K - \vec{x}_i|}. \quad (225)$$

Für die Modellierung des Stoßprozesses ist außerdem die sich aus  $\vec{v}_i$  und  $\vec{\omega}_i$  bzw.  $\vec{v}_j$  und  $\vec{\omega}_j$  ergebende Relativgeschwindigkeit am Kontaktpunkt (Kontaktgeschwindigkeit  $\vec{v}_{ij}$ ) von Interesse, wobei gilt [160, S.30]:

$$\vec{v}_{ij} = \vec{v}_i - \vec{v}_j + \vec{\omega}_i \times (\mathbf{r}_i \cdot \vec{n}_{ij}) - \vec{\omega}_j \times (-\mathbf{r}_j \cdot \vec{n}_{ij}). \quad (226)$$

Bei Wänden bezieht sich  $\vec{\omega}_j$  auf die Walzendrehachse, so dass  $\mathbf{r}_j$  beim Partikel-Wand-Kontakt dem Abstand des Kontaktpunktes K zur Drehachse der jeweiligen Profilwalze entspricht. Über die Tangentialkomponente von  $\vec{v}_{ij}$  kann schließlich noch der Tangentialvektor  $\vec{t}_{ij}$  mit  $|\vec{t}_{ij}| = 1$  ermittelt werden [160, S.30]:

$$\vec{t}_{ij} = \frac{\vec{v}_{ij} - (\vec{v}_{ij} \cdot \vec{n}_{ij}) \cdot \vec{n}_{ij}}{|\vec{v}_{ij} - (\vec{v}_{ij} \cdot \vec{n}_{ij}) \cdot \vec{n}_{ij}|}. \quad (227)$$

Damit sind die Kontaktbedingungen vollständig mathematisch beschrieben, so dass der eigentliche Stoßprozess mit den auftretenden Kontaktkräften berechnet werden kann. Beim elastischen Stoß wird kinetische Energie zuerst in Formänderungsenergie gespeichert (Kompressionsphase) und anschließend wieder vollständig in kinetische Energie umgewandelt (Restitutionsphase). Die Nachbildung dieses Verhaltens erfolgt bei der DEM durch Feder-elemente (s. Bild 62). Entlang der Stoßnormalen  $\vec{n}_{ij}$  bewirkt die Kontaktsteifigkeit  $k_n$ , die sich aus der Reihenschaltung der Partikelsteifigkeit  $k_{n,i}$  und der Partikel- oder Wandsteifigkeit  $k_{n,j}$  ergibt, dass der Betrag der Kontaktnormalkraft  $\vec{F}_{Kn}^{ij}$  mit zunehmender Überlappung (Zusammendrücken der Feder) ansteigt und so einer weiteren Durchdringung entgegen wirkt:

$$|\vec{F}_{Kn}^{ij}| = k_n \cdot (\mathbf{u}_n^{ij})^\kappa. \quad (228)$$

In dieser Arbeit wird von einer linearen Zunahme von  $|\vec{F}_{Kn}^{ij}|$  ausgegangen ( $\kappa=1$ ), wobei viele DEM-Modelle auch die von HERTZ postulierte progressive Abhängigkeit ( $\kappa=1,5$ ) verwenden [160, S.32]. Die Umsetzung der in der Realität stets auftretenden, teilelastischen Stöße, bei denen kinetische Energie teilweise auch in Schall, Wärme o.ä. dissipiert wird, erfolgt bei der DEM entweder über Kontakt- oder Partikeldämpfung. Bei der Kontaktdämpfung befindet sich direkt am Kontaktpunkt ein zum Feder-element parallel geschaltetes Dämpferelement, aus dem sich eine Dämpfungskraft<sup>121</sup> zur Verringerung der Kontaktgeschwin-

<sup>121</sup> Für die Dämpfungskraft der Kontaktdämpfung gibt es verschiedene Modelle. Generell wird davon ausgegangen, dass sie sich proportional zur Kontaktgeschwindigkeit erhöht. Der Proportionalitätsfaktor (Dämpfungskoeffizient) ist bei einfachen Ansätzen eine stoffartabhängige Konstante (MAXWELL-Modell der linearen Viskoelastizität), während komplexe Modelle weitere Einflüsse (z.B. Überlappung  $\mathbf{u}_n^{ij}$ ) mit berücksichtigen. Einen Überblick wichtiger Dämpfungsmodelle gibt bspw. ANTONYUK [139, S.61-63].

digkeit  $\vec{v}_{ij}$  ergibt. Hier soll jedoch das Modell der Partikeldämpfung zum Einsatz kommen. Da sie nicht am Kontaktpunkt wirkt, ist sie dort auch nicht als Dämpferelement darstellbar. Vielmehr wird durch die Partikeldämpfung die Partikelgeschwindigkeit  $\vec{v}_i$  verringert (s. Geschwindigkeits-Dämpferelemente in Bild 62), indem bei jedem Rechenzyklus eine Dämpfungskraft:

$$\vec{F}_D^i = -\alpha_D \cdot \left| \vec{F}_{ges}^i \right| \cdot \text{sign}(\vec{v}_i) \quad (229)$$

berechnet wird. Sie wirkt der resultierenden Partikelkraft  $\vec{F}_{ges}^i$  (s. Gl. 217) entgegen und ist vom Dämpfungskoeffizienten  $\alpha_D=0\dots 1$  abhängig<sup>122</sup> [162; 163]. Da sich  $\vec{F}_D^i$  auf die Geschwindigkeit  $\vec{v}_i$  bezieht, werden Energiedissipationen sowohl in Normalen-, als auch in Tangentialrichtung berücksichtigt. Außerdem sind in tangentialer Richtung auch die Reibeffekte nachzubilden. In dieser Arbeit werden dazu ein Gleitreibungs- ( $\mu_G$ ) und Federelement ( $k_t$ ) verwendet (s. Bild 61), wobei für den Betrag der Kontakttangentialkraft  $\vec{F}_{Kt}^{ij}$  gilt:

$$\left| \vec{F}_{Kt}^{ij} \right| = \min \left( \left| \vec{F}_{Kt}^{ij}(t - \Delta t) \right| + k_t \cdot (\Delta u_t^{ij})^\kappa, \mu_G \cdot \left| \vec{F}_{Kn}^{ij} \right| \right). \quad (230)$$

Zunächst ergibt sich  $\left| \vec{F}_{Kt}^{ij} \right|$  aus dem Wert des vorhergehenden Zeitschritts  $\left| \vec{F}_{Kt}^{ij}(t - \Delta t) \right|$  und der Änderung  $\left| \Delta \vec{F}_{Kt}^{ij} \right| = k_t \cdot (\Delta u_t^{ij})^\kappa$ , wobei eine elastische (ohne Kontaktdämpfung) und lineare ( $\kappa=1$ ) Kontaktdeformation angesetzt wird. Die Änderung der tangentialen Überlappung  $\Delta u_t^{ij}$  im Zeitschritt  $\Delta t$  lässt sich mit dem tangentialen Anteil  $\vec{v}_{t,ij}$  der Kontaktgeschwindigkeit abschätzen ( $\Delta u_t^{ij} = \left| \vec{v}_{t,ij} \right| \cdot \Delta t$ ). Überschreitet die so berechnete Kontakttangentialkraft jedoch den Wert der Gleitreibung ( $\left| \vec{F}_{Kt}^{ij} \right| > \mu_G \cdot \left| \vec{F}_{Kn}^{ij} \right|$ ), so liegt kein ruhender Kontakt mehr vor und die Kontaktpartner gleiten aufeinander ab. Gemäß dem COULOMBSchen Gesetz der trockenen Gleitreibung gilt dann  $\left| \vec{F}_{Kt}^{ij} \right| = \mu_G \cdot \left| \vec{F}_{Kn}^{ij} \right|$ , wobei sich  $\mu_G$  für die jeweilige Reibpaarung aus dem minimalen Gleitreibungskoeffizienten von Partikel i ( $\mu_{G,i}$ ) und Partikel bzw. Wand j ( $\mu_{G,j}$ ) ergibt ( $\mu_G = \min(\mu_{G,i}, \mu_{G,j})$ ). Für die in Gl. 217 und 218 eingehende Kontaktkraft  $\vec{F}_K^{ij}$  des jeweiligen Kontaktpunktes gilt schließlich [162]:

$$\vec{F}_K^{ij} = \left| \vec{F}_{Kn}^{ij} \right| \cdot \vec{n}_{ij} + \left| \vec{F}_{Kt}^{ij} \right| \cdot \vec{t}_{ij}. \quad (231)$$

### c.) Kontaktgesetze zur Modellierung von Bruchvorgängen

In dieser Arbeit sollen Bruchprozesse an Aufgabekörnern mit dem von POTYONDY/CUNDALL [161] vorgestellten und erfolgreich getesteten Gesteinsmodell BPM („bonded-particle mo-

<sup>122</sup> Problematisch ist bei der Partikeldämpfung, dass auch die Wirkung äußerer Kraftfelder (z.B. Gewichtskraft) in jedem Zeitschritt verringert wird. Größere Fallhöhen lassen sich folglich nicht realistisch simulieren. Für bessere Simulationsergebnisse und kürzere Simulationszeiten wurden die Körner im Walzenbrechermmodell deshalb direkt oberhalb der Walzen mit einer ihrer tatsächlichen Fallhöhe entsprechenden Startgeschwindigkeit aufgegeben.

del for rock“) nachgebildet werden<sup>123</sup>. Demnach besteht ein beliebig geformtes Aufgabekorn (Makropartikel) aus einer Vielzahl von kugelförmigen Mikropartikeln, die über ein (endlich festes) Bindemittel miteinander verbunden sind. Das Bindemittel kann sich entweder nur am Kontaktpunkt (contact-bond model) oder in einem ausgedehnten Kontaktbereich zwischen zwei Mikropartikeln (parallel-bond model) ausdehnen [163]. Im ersten Fall lassen sich jedoch keine Momente, sondern nur Kräfte aufnehmen (gelenkige Verbindung). Deshalb soll hier das „parallel-bond model“ mit ausgedehntem Bindemittel und der Möglichkeit zur Kraft- und Momentübertragung (starre Verbindung) genutzt werden (Bild 63).

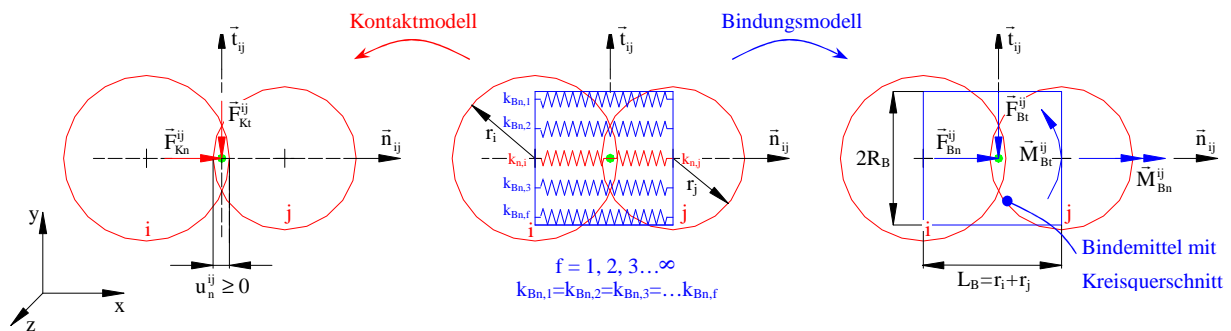


Bild 63: Kontakt- und Bindungsmodell für die 3D-Simulation von Bruchvorgängen in Profilwalzenbrechern.

Das Bindemittel lässt sich zwischen allen Mikropartikeln einfügen, die sich überlappen (direkter Kontakt) oder zumindest unmittelbar nebeneinander (Abstand  $< 10^{-6} (r_i + r_j)/2$  [161]) liegen. Es füllt dabei einen zylindrischen Bereich (Länge  $L_B$ , Radius  $R_B$ ) zwischen beiden Partikeln aus. Die Reaktion des Bindemittels beim Einwirken äußerer Kräfte und Momente kann in Normalen- und Tangentialrichtung durch jeweils unendlich viele, parallel geschaltete Federelemente  $k_{Bn,f}$  und  $k_{Bt,f}$  ( $f=1,2,3,\dots,\infty$ ) nachgebildet werden. Im allgemeinen Fall, d.h. bei direktem Mikropartikelkontakt, sind neben den Bindemittel- zusätzlich noch die Partikelsteifigkeiten  $k_{n,i}$  und  $k_{n,j}$  als Reihenschaltung zu berücksichtigen. Für die Gesamtsteifigkeit in Normalenrichtung (Tangentialrichtung analog) folgt somit gemäß Bild 63 mittig [139, S.28]:

$$k_{\text{ges},n} = \begin{cases} k_{Bn}^* \cdot A_B & \text{ohne direktem Mikropartikelkontakt,} \\ k_{Bn}^* \cdot A_B + \frac{k_{n,i} \cdot k_{n,j}}{k_{n,i} + k_{n,j}} & \text{mit direktem Mikropartikelkontakt.} \end{cases} \quad (232)$$

Zur Modellierung direkter Mikropartikelkontakte wird das gleiche Kontaktmodell wie in Bild 62 angewendet, so dass sich die in Bild 63 links dargestellten Komponenten der Kontaktkraft ( $\vec{F}_{Kn}^{ij}, \vec{F}_{Kt}^{ij}$ ) aus Gl. 228 und 230 ergeben. Die Nachbildung der Wirkung des Bin-

<sup>123</sup> Alternativ gibt es auch andere Bruchmodelle (vgl. [169; 170; 171]), von denen bspw. das aus tetraedrischen Mikropartikeln aufgebaute „discrete grain breakage model“ (DGB) von POTAPOV/CAMPBELL [167] schon zur Mühlen- und Brechersimulation eingesetzt wurde.

demittels erfolgt dagegen mit dem Bindungsmodell in Bild 63 rechts. Durch das Bindemittel ist sichergestellt, dass sich Partikel  $i$  bei Einwirkung äußerer Kräfte und Momente nicht von Partikel  $j$  wegbewegt, da diese durch gleichgroße Gegenkräfte und -momente des Bindemittels kompensiert werden. Das Verformungsverhalten ist dabei von der Bindemittelgesamtsteifigkeit in Normalen- und Tangentialrichtung abhängig. Da sie sich aus unendlich vielen, entlang der Querschnittsfläche  $A_B = \pi \cdot R_B^2$  verteilten Federelementen  $k_{Bn,f}$  bzw.  $k_{Bt,f}$  zusammensetzt (Bild 63 mittig), werden meist flächenbezogene Gesamtsteifigkeiten  $k_{Bn}^*$  bzw.  $k_{Bt}^*$  verwendet. Für die Beträge der infolge von  $k_{Bn}^*$  entstehenden Bindungsnormalkraft  $\vec{F}_{Bn}^{ij}$  und des Bindungsbiegemoments  $\vec{M}_{Bt}^{ij}$  folgt damit [161]:

$$\left| \vec{F}_{Bn}^{ij} \right| = \left| \vec{F}_{Bn}^{ij}(t - \Delta t) \right| \cdot k_{Bn}^* \cdot A_B \cdot \Delta u_n^{ij} \quad \text{mit: } A_B = \pi \cdot R_B^2, \quad (233)$$

$$\left| \vec{M}_{Bt}^{ij} \right| = \left| \vec{M}_{Bt}^{ij}(t - \Delta t) \right| \cdot k_{Bn}^* \cdot I_B \cdot \Delta \phi_t^{ij} \quad \text{mit: } I_B = \pi/4 \cdot R_B^4. \quad (234)$$

$\vec{F}_{Bn}^{ij}(t - \Delta t)$  und  $\vec{M}_{Bt}^{ij}(t - \Delta t)$  ergeben sich aus dem jeweils vorherigen Rechenzyklus mit dem Startwert Null bei Implementierung des Bindungsmodells. Die Änderung der Überlappung  $u_n^{ij}$  im Zeitschritt  $\Delta t$  wird von der Normalkomponente  $\vec{v}_{n,ij}$  der Kontaktgeschwindigkeit ( $\Delta u_n^{ij} = \left| \vec{v}_{n,ij} \right| \cdot \Delta t$ ) und die hinzukommende Tangentialkomponente  $\Delta \phi_t^{ij}$  der Verdrehung durch die relative Winkelgeschwindigkeit im Kontaktpunkt (mit  $\Delta \phi_t^{ij} = \left| \vec{\omega}_i - \vec{\omega}_j \right| \cdot \Delta t$ ) bestimmt. Mit dem Bindemittelradius  $R_B$  lassen sich schließlich noch Bindungsfläche  $A_B$  und Flächenträgheitsmoment  $I_B$  ermitteln. Durch die Bindemittelsteifigkeit  $k_{Bt}^*$  in Tangentialrichtung kann das Bindemittel auch eine Bindungstangentialkraft  $\vec{F}_{Bt}^{ij}$  und ein Bindungstorsionsmoment  $\vec{M}_{Bn}^{ij}$  aufnehmen, wobei mit dem polaren Flächenträgheitsmoment  $J_B$  und den Inkrementen der tangentialen Überlappung  $\Delta u_t^{ij} = \left| \vec{v}_{t,ij} \right| \cdot \Delta t$  sowie der normalen Verdrehung  $\Delta \phi_n^{ij}$  analog zu Gl. 233 und 234 gilt:

$$\left| \vec{F}_{Bt}^{ij} \right| = \left| \vec{F}_{Bt}^{ij}(t - \Delta t) \right| \cdot k_{Bt}^* \cdot A_B \cdot \Delta u_t^{ij} \quad \text{mit: } A_B = \pi \cdot R_B^2, \quad (235)$$

$$\left| \vec{M}_{Bn}^{ij} \right| = \left| \vec{M}_{Bn}^{ij}(t - \Delta t) \right| \cdot k_{Bt}^* \cdot J_B \cdot \Delta \phi_n^{ij} \quad \text{mit: } J_B = \pi/2 \cdot R_B^4. \quad (236)$$

Für die Kräfte- und Momentenbilanzierung in Gl. 217 und 218 werden schließlich noch die resultierende Bindungskraft  $\vec{F}_B^{ij}$  und das resultierende Bindungsmoment  $\vec{M}_B^{ij}$  benötigt, die sich aus den Komponenten in Normalen- und Tangentialrichtung ergeben:

$$\vec{F}_B^{ij} = \left| \vec{F}_{Bn}^{ij} \right| \cdot \vec{n}_{ij} + \left| \vec{F}_{Bt}^{ij} \right| \cdot \vec{t}_{ij}, \quad (237)$$

$$\vec{M}_B^{ij} = \left| \vec{M}_{Bn}^{ij} \right| \cdot \vec{n}_{ij} + \left| \vec{M}_{Bt}^{ij} \right| \cdot \vec{t}_{ij}. \quad (238)$$

Allerdings kann das Bindemittel nicht beliebig stark verformt bzw. belastet werden, weil die Kräfte und Momente in Gl. 233-236 dann die Bindemittelfestigkeit in Normalen- ( $\sigma_{Bmax}$ ) oder Tangentialrichtung ( $\tau_{Bmax}$ ) überschreiten. Da der vom Bindemittel ausgefüllte

Zwischenraum näherungsweise einem Biegebalken mit Kreisquerschnitt (Länge  $L_B$ , Radius  $R_B$ ) entspricht (Bild 63 rechts), lassen sich die maximalen Normal- ( $\sigma_{Bn}$ ) und Schubspannungen ( $\tau_{Bs}$ ) mit der Balkentheorie abschätzen [184]:

$$\sigma_{Bn} = \frac{|\vec{F}_{Bn}^{ij}|}{A_B} + \frac{|\vec{M}_{Bt}^{ij}| \cdot R_B}{I_B} < \sigma_{Bmax}, \quad (239)$$

$$\tau_{Bs} = \frac{|\vec{F}_{Bt}^{ij}|}{A_B} + \frac{|\vec{M}_{Bn}^{ij}| \cdot R_B}{J_B} < \tau_{Bmax}. \quad (240)$$

Sobald das Bruchkriterium ( $\sigma_{Bn} \geq \sigma_{Bmax}$  oder  $\tau_{Bs} \geq \tau_{Bmax}$ ) erfüllt ist, bricht die Bindung zwischen den Mikropartikeln  $i$  und  $j$ , d.h. das Bindungsmodell wird deaktiviert (Zug- bzw. Schermikroriss), während das Kontaktmodell weiterhin aktiv bleibt. Durch mehrere solche Mikrorisse kann schließlich ein Makroriss (Bruch des Makropartikels) entstehen. Allerdings ist zu berücksichtigen, dass das Bindemittel meist einen gedrunenen Zylinder ausbildet und somit eine zentrale Forderung der Balkentheorie streng genommen nicht erfüllt ist. Außerdem geht Gl. 240 davon aus, dass sich die durch  $\vec{F}_{Bt}^{ij}$  erzeugte Schubspannung gleichmäßig über den Kreisquerschnitt verteilt, obwohl in der Realität eher eine elliptische Verteilung mit dem Maximum  $\frac{4}{3} \frac{|\vec{F}_{Bt}^{ij}|}{A_B}$  in der Balkenmitte und dem Wert Null in der Randfaser vorliegt [139, S.221]. Dennoch zeigen die Simulationen von POTYONDY/CUNDALL [161], dass das diskrete Gesteinsmodell „BPM“ trotz der Vereinfachungen sehr gut zur Simulation von Bruchprozessen nutzbar ist, sofern die richtigen Parameter für das Kontaktmodell ( $\alpha_D, k_{n,i}, k_{t,i}, \mu_G, r_i$ ) und Bindungsmodell ( $k_{Bn}^*, k_{Bt}^*, R_B, \sigma_{Bmax}, \tau_{Bmax}$ ) gewählt werden.

Zur Ermittlung der Modellparameter ist es sinnvoll, bezogene bzw. allgemeingültige Größen zu verwenden. So sind die Normalsteifigkeiten der Partikel und des Bindemittels vor allem von den Partikel- und Bindemittelabmessungen abhängig. POTYONDY/CUNDALL [161] definieren deshalb einen Mikropartikel- ( $E_{Pc}$ ) und Bindemittel-Elastizitätsmodul ( $E_B$ ), wobei sie die in Kontakt stehenden Partikel  $i$  und  $j$  als Quader (Länge  $L_P=r_i+r_j$ , Querschnittsfläche  $A_P=L_P^2$ ) und das dazwischen liegende Bindemittel als Zylinder (Länge  $L_B=r_i+r_j$ , Querschnittsfläche  $A_B=\pi \cdot R_B^2$ ) auffassen:

$$k_n \stackrel{k_{n,i}=k_{n,j}}{=} \frac{k_{n,i}}{2} = \frac{E_{Pc} \cdot L_P^2}{L_P} \Rightarrow E_{Pc} = \frac{k_{n,i}}{2L_P} = \frac{k_{n,i}}{2(r_i + r_j)}, \quad (241)$$

$$k_{Bn}^* \cdot A_B = \frac{E_B \cdot A_B}{L_B} \Rightarrow E_B = k_{Bn}^* (r_i + r_j). \quad (242)$$

Gl. 241 gilt unter der Annahme gleicher Steifigkeiten der Partikel  $i$  und  $j$ . Es ist üblich, nicht  $k_n$  und  $k_{Bn}^*$ , sondern  $E_{Pc}$  und  $E_B$ , die sich aus dem makroskopischen Elastizitätsmodul besser abschätzen lassen, vorzugeben. Auch  $k_t$  und  $k_{Bt}^*$  sind von den Partikel- und Binde-

mittelabmessungen bzw. von  $k_n$  und  $k_{Bn}^*$  abhängig. In der Regel werden die Steifigkeiten deshalb über die Verhältnisse [163]:

$$\lambda_k = k_{n,i}/k_{t,i} , \quad (243)$$

$$\lambda_k^* = k_{Bn}^*/k_{Bt}^* \quad (244)$$

variiert, wobei  $\lambda_k$  und  $\lambda_k^*$  meist mit der makroskopischen Querdehnzahl  $\nu$  in Beziehung stehen. Schließlich ist auch der Bindemittelradius  $R_B$  von den Partikelabmessungen abhängig, da er nicht größer als  $\min(r_i, r_j)$  sein darf [163] und somit üblicherweise durch Vorgabe des Zementierungsgrades:

$$\lambda_r^* = R_B / \min(r_i, r_j) \quad (245)$$

festgelegt wird. Prinzipiell lassen sich  $E_{PC}$ ,  $E_B$ ,  $\lambda_k$ ,  $\lambda_k^*$ ,  $\lambda_r^*$  als Zufallsgrößen mit bestimmten Verteilungsformen und -parametern ansehen. Allerdings konnte sich diese Auffassung bisher noch nicht durchsetzen, zumal sie auch die Freiheitsgrade des Partikelsystems „Makropartikel“ und damit den Kalibrierungsaufwand deutlich erhöhen würde. Im Gegensatz dazu sind die Bindemittelfestigkeiten  $\sigma_{Bmax}$  und  $\tau_{Bmax}$  meist normalverteilte<sup>124</sup> Zufallsgrößen, für die jeweils ein Mittelwert ( $\bar{\sigma}_{Bmax}$ ,  $\bar{\tau}_{Bmax}$ ) und eine Standardabweichung ( $s_{\sigma B}$ ,  $s_{\tau B}$ ) festgelegt werden (z.B. [161; 163; 182; 184]). YOON [176] führt jedoch an, dass  $\sigma_{Bmax}$  und  $\tau_{Bmax}$  voneinander abhängen und das Verhältnis:

$$\lambda_\tau = \sigma_{Bmax} / \tau_{Bmax} \quad (246)$$

vom Bruchzähigkeitsverhältnis  $K_{IIc}/K_{Ic}$  bestimmt wird. In dieser Arbeit soll deshalb nur die Bindemittelzugfestigkeit durch  $\bar{\sigma}_{Bmax}$  und dem Variationskoeffizienten:

$$\nu_\sigma = s_{\sigma B} / \bar{\sigma}_{Bmax} \quad (247)$$

vorgegeben werden, während sich  $\tau_{Bmax}$  aus  $\lambda_\tau$  ergibt. Auch die Mikropartikelradien  $r_i$  sollen Zufallsgrößen darstellen, die wie in [139; 161; 184] einer Gleichverteilung folgen. Die  $r_i$ -Werte ergeben sich somit aus dem minimalen Radius  $r_{Pmin}$  und dem Verhältnis  $\lambda_r$  zwischen maximalem und minimalem Radius:

$$\lambda_r = r_{Pmax} / r_{Pmin} . \quad (248)$$

Neben den dargestellten, in dieser Arbeit relevanten DEM-Modellen und Modellparametern gibt es noch eine Vielzahl weiterer Ansätze, die teilweise auch kontinuumsmechanische Methoden (z.B. BEM, FEM) mit einbeziehen (hybride Modelle). Zur Vertiefung kann auf folgende Literatur verwiesen werden [140; 160; 164-168; 172; 209].

<sup>124</sup> Die Normalverteilung ist einseitig begrenzt zwischen 0 und  $+\infty$ , um negative Festigkeiten auszuschließen.

### 6.1.2 Bisherige DEM-Simulationen von Zerkleinerungsprozessen

Zerkleinerungssimulationen untersuchten bisher meist das Vorbruchverhalten (pre-failure) von Einzelkörnern bei kurzzeitiger Belastung (short-term response) durch Werkzeuge. In einigen Fällen sind auch das Nachbruchverhalten (post-failure), das Ermüdungsverhalten bei langzeitiger Belastung (long-term response) [163; 184], die Gutbettzerkleinerung [194] oder die Zerkleinerung durch ein umgebendes Medium (z.B. in Scherströmung [195]) bereits simuliert worden. Vielfach kam dabei das in dieser Arbeit genutzte Bruchmodell (BPM) mit starren Mikropartikeln und deformierbaren Kontakten in verschiedenen Ausprägungen (ausgedehntes vs. punktuell Bindemittel, viskoelastische vs. elastische Kontaktdeformation mit Partikeldämpfung, 2D vs. 3D) zur Anwendung (z.B. [221, S.837ff; 139; 147; 150; 161; 163; 174; 176-178; 181-184; 197]). In neuerer Zeit werden dabei zunehmend auch modifizierte BPM-Makropartikel, die aus Mesopartikeln mit endlich (Cluster) bzw. unendlich (Clump) festen/steifen intragranularen Bindungen bestehen (Superpartikelmodell [161; 177, S.19-27]) oder Fehlstellen bzw. Kluftflächen beinhalten (Ebenen geringerer Bindemittelfestigkeit [177, S.241-249]), simuliert. Darüber hinaus gibt es noch weitere diskontinuumsmechanische Bruchmodelle<sup>125</sup> (z.B. discrete grain breakage model (DGB) [167; 197], Diskret-Äquivalent-Element-Methode (DEEM) [15; 186; 193]).

Die ersten DEM-Zerkleinerungssimulationen wurden zu Beginn der 1990er Jahre an Mühlen durchgeführt, wobei zunächst wegen begrenzter Rechenkapazitäten noch keine Bruchprozesse direkt simuliert werden konnten. Folglich konzentrierten sich die Arbeiten in den 1990er Jahren auf Sturzmühlen u.ä. Maschinen, bei denen sich bereits aus der Mahlkörperbewegung Rückschlüsse auf Zerkleinerung und Leistungsbedarf ziehen lassen [160; 172; 173; 193]. Eine verbesserte Rechentechnik ermöglicht seit etwa 10 Jahren auch die direkte DEM-Zerkleinerungssimulation mit den o.g. Bruchmodellen. Im Vordergrund steht dabei die Nachbildung von Einzelkorn- und Gutbettversuchen bei quasistatischer und dynamischer Druck- und Scherbelastung von Fest-, Lockergesteinen, Betonkugeln und Granulaten bzw. Agglomeraten. Ziel ist es, geeignete Modellparameter durch Abgleich mit experimentell ermittelten Makroeigenschaften zu bestimmen (Kalibrierungssimulationen) oder die Mikro-eigenschaften (z.B. Mikrorissentstehung/-ausbreitung, Kontaktkraftnetze, Geschwindigkeitsfelder) und Makroeigenschaften (z.B. Parameter des Belastungsdiagramms, Rissmuster, Bruchstückkorngrößen) des Partikelsystem zu erforschen („numerische Experimente [167]).

---

<sup>125</sup> Auch kontinuumsmechanische, auf der Finit-Element-Methode (FEM) oder Boundary-Element-Methode (BEM) [180] basierende Ansätze werden verstärkt zur Simulation von Spannungsfeldern und Rissmustern bei quasistatischer und dynamischer Druckbelastung von Gesteins- [190], Beton- [147; 186], Granulateinzelkörnern [139; 183] oder Partikelkollektiven (Gutbett) [223, S.662-737] eingesetzt. KOU ET AL. [223, S.665] haben bspw. ein RPPA-Modell (rock failure process analysis) entwickelt, mit dem TANG/LIU [223, S.662-737] Bruchprozesse beim Brazilian-Test, FLT, PFLT, PLT und MPLT (Mehrfache Punktbelastung) an regulären und irregulären Gesteinskörnern analysieren konnten.



Die Einzelkornprall- und -druckzerkleinerung (Brazilian-Test) von Agglomeraten, bei denen eine relativ grobe Diskretisierung (geringe Mikropartikelanzahl) möglich ist, wurde bereits intensiv von THORNTON/LIU [196], MISHRA/THORNTON [189], THORNTON ET AL. [191] und GHADIRI [221, S. 837-872] untersucht. Auch die Druck- und Prallsimulationen von ANTONYUK [139; 183] an kugelförmigen Granulaten, von HENTZ ET AL. [188] an Betonwürfeln und von KHANAL [147; 150; 9, S.1004-1013] an Betonkugeln konnten neue Erkenntnisse zu Deformations-, Bruch- und Aufschlussverhalten von Einzelkörnern liefern, so dass bereits umfangreiche Simulationsergebnisse zum Einfluss von Belastungsart, Prallgeschwindigkeit, Prallwinkel, Prallwandgeometrie und Stoffart auf das Zerkleinerungsergebnis vorliegen. Darüber hinaus wurden auch an Festgesteinen (z.B. Granit, Kalkstein, Sandstein, Marmor [161; 176]) und Lockergesteinen (z.B. Ölsand [181], Sande [177, S.151-156; 178, S.313-322], verschiedene Bodenarten mit/ohne Zementierung [178, S.373-382 u. 397-400]) bereits viele Untersuchungen durchgeführt. Lockergesteinssimulationen des Scher-, Bi- und Triaxialtests sind vor allem in der Boden-/Gebirgsmechanik und bei der schneidenden Gewinnung [181] von Interesse, um Modellparameter für die eigentlichen Simulationen im großtechnischen Maßstab zu gewinnen. Festgesteinsmodelle werden für solche Simulationen ebenfalls durch Bi- oder Triaxialtests validiert [177-179; 192]. Darüber hinaus sind auch einaxiale Druckversuche und Brazilian-Tests durchgeführt worden. Allerdings zeigen die mit standardisierten Tests kalibrierten Modelle in den späteren Hauptsimulationen oft nur bedingt Übereinstimmungen mit tatsächlichen Messergebnissen. TANNANT/WANG [181] berechneten bspw. bei DEM-Simulationen zum Eindringverhalten eines Werkzeugs in Ölsand etwa 6 mal zu hohe Schnittkräfte, obwohl das Material zuvor im Biaxialtest kalibriert wurde. Deshalb ist es sinnvoll, Kalibrierungssimulationen direkt am großtechnischen System (sofern experimentelle Ergebnisse zum Abgleich vorliegen) oder zumindest mit ähnlichen Belastungsarten durchzuführen.

Neben der Einzelkornzerkleinerungssimulation im labortechnischen Maßstab gewinnt die Simulation der Einzel-/Mehrkornzerkleinerung in Brechern/Mühlen und bei der schneidenden Gewinnung zunehmend an Bedeutung. Zur DEM-Modellierung von Gesteins-Werkzeug-Wechselwirkungen und Gesteinsschneidprozessen (Spanentstehung, Schnittkraftverläufe) gibt es bereits mehrere Arbeiten [178, S.70; 200; 201], die oft auch hybride Ansätze zur Modellierung der Zerkleinerung (DEM) und Werkzeugbelastung (FEM) nutzen [199]. Auch Kugel- (z.B. [202-204]), Zentrifugal- (z.B. [207; 208]), Schwing- [160, S.28-29], Autogen- und Semiautogenmühlen [222, S.1013; 173; 175; 205; 206] wurden schon intensiv hinsichtlich Leistungsbedarf, Verschleiß und Zerkleinerungsergebnis erforscht. Nachdem MISHRA die DEM 1991 erstmals für Zerkleinerungssimulationen in Mühlen anwendete, können mit heutiger Rechentechnik 3D-Simulationen mit mehr als  $1e6$  diskreten Elementen durchgeführt werden [193; 197]. Damit lassen sich Mehrkornzerkleinerungen

nicht nur in Mühlen, sondern auch in Brechern, bei denen bisher vergleichsweise wenig Ergebnisse vorliegen [222, S.1013], simulieren. Allerdings liegen die Simulationszeiten bei Partikelanzahlen  $>1e6$  immer noch bei mehreren Tagen bis Wochen [197], so dass direkte Zerkleinerungssimulationen beliebig geformter Makropartikel in Brechern meist nur bei Einzelkornaufgabe stattfinden (z.B. Prallbrecher [198], Hammerbrecher [174], Backenbrecher [210]). Bild 64 links zeigt dazu exemplarisch die DEM-Einzelkornzerkleinerung in einem Prallbrecher bei Simulationsbeginn und nach 575ms [222, S.1014].

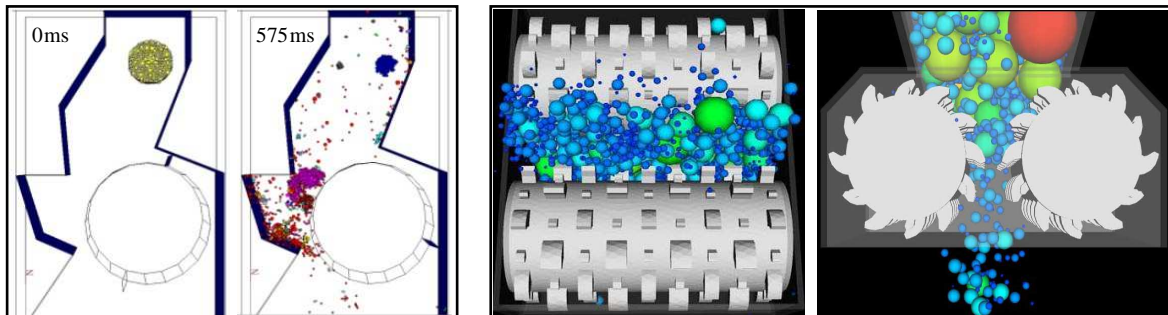


Bild 64: DEM-Einzelkornzerkleinerung in einem Prallbrecher (links) und DEEM-Mehrkornzerkleinerung in einem Zweiwalzenprofilbrecher (rechts).

Mehrkornsimulationen nutzen dagegen i.d.R. kugelförmige DEEM-Makropartikel, wobei der Fein-/Feinstanteil des Aufgabekornbandes, der zwar hohe Partikelzahlen aufweist, aber kaum Einfluss auf die Prozessparameter hat, vielfach vernachlässigt wird [174; 186; 193]. Ein DEEM-Makropartikel bricht, sobald es bei seiner Bewegung durch den Brechraum ein bestimmtes Bruchkriterium (z.B. eine bestimmte Kontaktkraft oder Überlappung [15, S.118-125; 186]), das zuvor in Zerkleinerungsversuchen bestimmt wurde, erfüllt. Dabei wird das Mutterkorn gelöscht und gemäß den experimentell ermittelten Bruchfunktionen durch Tochterkörner ersetzt. Die ersten DEEM-Modelle für quasistatisch arbeitende Zerkleinerungsmaschinen simulierten die Bewegung der Partikel ohne Berücksichtigung von Stößen (z.B. DEEM-Modell für Backenbrecher von SZCZELINA [15, S.118-125]). Neuere Ansätze beziehen dagegen auch Stöße bzw. Kontaktgesetze in die Bewegungssimulation mit ein [186]. Sie wurden bereits für die Modellierung von Profivalzenbrechern (Bild 64 rechts), Durchlaufwalzenbrechern, Hammermühlen, Kegelmühlern, Prallbrechern/-mühlen eingesetzt [193; 211]. Nachteilig ist allerdings, dass bisher nur kugelförmige DEEM-Makropartikel zum Einsatz kamen. Gerade bei der Simulation markant profilierter Walzenbrecher sind Kugelformen jedoch ungeeignet zur Nachbildung von Fräsprozessen. Auch die Positionierung der Tochterkörner nach einem Bruch bereitet Probleme, da diese möglichst überlappungsfrei anzuordnen sind und somit ein größeres Volumen als das Mutterkorn beanspruchen. HERBST/POTAPOV [167; 197] nutzen deshalb für Mehrkornzerkleinerungen in Semiautogenmühlen und Kegelmühlern bereits DEM-Makropartikel, die sich bei verbesserter Rechentechnik sicherlich noch weiter auf diesem Gebiet etablieren werden.

## 6.2 Kalibrierung des DEM-Gesteinsmodells

Für die Walzenbrechersimulationen in Kapitel 6.3 sind zunächst die Modellparameter des Gesteinsmodells zu ermitteln. Dazu zählen gemäß Kapitel 6.1.1:

- Kontaktmodellparameter ( $\alpha_D, E_{PC}, \lambda_k, \mu_G, r_{Pmin}, \lambda_r$ ),
- Bindungsmodellparameter ( $E_B, \lambda_k^*, \bar{\sigma}_{Bmax}, v_\sigma, \lambda_\tau, \lambda_r^*$ ).

Zur Abschätzung der Modellparameter gibt es verschiedene Methoden. Makroskopisch messbare Größen wie bspw. der Gleitreibungskoeffizient  $\mu_G$  oder die Dämpfung beim Partikel-Wand-Kontakt lassen sich durch geeignete Testverfahren<sup>126</sup> direkt bestimmen. Mikropartikel- und Bindemittelparameter (Mikromodellparameter) sind einer direkten Messung dagegen noch nicht zugänglich<sup>127</sup>. Sie werden deshalb entweder aus Mikro-Makro-Beziehungen oder Kalibrierungssimulationen bestimmt. Mit Mikro-Makro-Beziehungen können Mikromodellparameter wie bspw. die Kontaktnormal-  $k_n$ , Kontakttangentialsteifigkeit  $k_t$  und der Bindemittelradius  $R_B$  aus Makroparametern wie der Querdehnzahl  $v$  oder dem Elastizitätsmodul  $E$  des Partikelsystems berechnet werden [163]. POTAPOV/CAMPBELL [214] geben für den ebenen Spannungszustand bspw. folgenden Zusammenhang an:

$$E = \frac{(8 \cdot k_n \cdot R_B) \cdot k_t / k_n}{\sqrt{3} \cdot (3 \cdot k_t / k_n + 1)}, \quad (249)$$

$$v = \frac{1 - k_t / k_n}{3 \cdot k_t / k_n + 1}. \quad (250)$$

Weitere Beziehungen sind u.a. in [163; 179; 188; 214] zu finden. Allerdings gibt es nur wenige DEM-Modelle, die auf Mikro-Makro-Relationen zurückgreifen. Meist erfolgt die Mikromodellparameterermittlung durch Kalibrierung mit der „Versuch-und-Irrtum-Methode“ (z.B. [139; 147; 150; 177; 178]). Dabei werden die Mikromodellparameter solange variiert, bis die simulierten Makroparameter (z.B. Elastizitätsmodul, Bruchspannung, Rissmuster, Aufschlussgrad) mit denen aus Experimenten näherungsweise übereinstimmen. Für eine effiziente Kalibrierung empfehlen CUNDALL ET AL. [163], zunächst sehr hohe Festigkeiten einzustellen, um den Elastizitätsmodul (über  $E_{PC}, E_B$ ) und die Querdehnzahl (über  $\lambda_k, \lambda_k^*$ ) im Druckversuch mit den real gemessenen Werten abzugleichen. Anschließend können die mittlere Festigkeit (bei  $v_\sigma=0$ ) und schließlich die übrigen Parameter ermittelt werden. Die Größe und Anordnung der Mikropartikel beeinflusst jedoch die sto-

<sup>126</sup> Reibungskoeffizienten können aus Reibversuchen [213] und Dämpfungsparameter aus der in Fallversuchen [139; 212] gemessenen Stoßzahl bestimmt werden.

<sup>127</sup> Die von UNLAND/RAAZ [62] entwickelte Methode zur formalen Charakterisierung von Gesteinsdünn-schliffen könnte zukünftig als Grundlage für eine Modellierung des Gefügebau (Größe, Form, Anordnung und Art der einzelnen Mineralphasen) durch Mikro- und Mesopartikel dienen. Allerdings ist dazu ein hoher Diskretisierungsgrad (Mikropartikelanzahl) nötig.

chastische Verteilung der parallel und seriell geschalteten Federelemente des Partikelsystems und damit die Gesamtsteifigkeit des Makropartikels [139, S.217]. Auch die Bindemittelabmessungen (und damit die Festigkeit) sind wegen  $\lambda_r^*$  (Gl. 245) von der Partikelgröße abhängig. Deshalb sollten zumindest ähnliche Mikropartikelradien (die Anordnung hat dann nur noch geringen Einfluss [163]) bei der Kalibrierung verwendet werden.

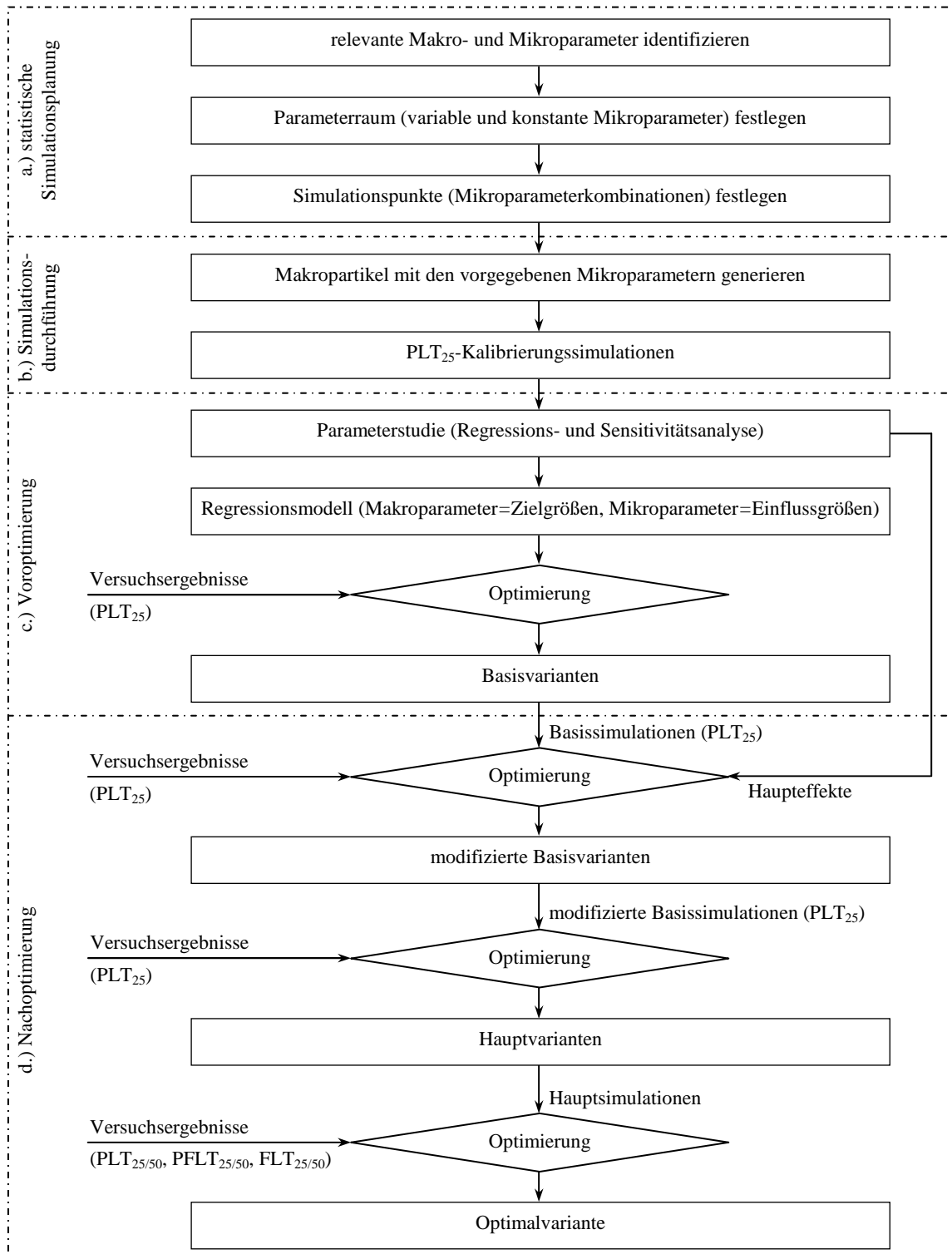


Bild 65: Ablaufplan der mathematisch-statistischen Modellkalibrierung.

Nachteilig an der empirischen Kalibrierung ist neben dem hohen Zeitaufwand vor allem die Tatsache, dass sie kaum allgemeingültige Schlüsse über Mikro-Makro-Relationen zulässt. Die in der Literatur für verschiedene Stoffarten veröffentlichten Mikromodellparameter (z.B. Granit [161; 176; 184], Beton [147], Granulate [139], Ölsand [181]) sind deshalb nur bedingt für Granodiorit aus Kindisch anwendbar. In neuerer Zeit kommen deshalb zunehmend die auch in dieser Arbeit verwendeten mathematisch-statistischen Kalibrierungsmethoden zum Einsatz. FAKHIMI/VILLEGAS [178, S.383-390] führten bspw. eine Parameterstudie für im Biaxial- und Brazilian-Test belastete Makropartikel durch. Zur Reduktion der Mikromodellparameteranzahl ermittelten sie im Rahmen einer Dimensionsanalyse zunächst Kennzahlen für die Mikromodellparameter, die sie anschließend variierten, um Zusammenhänge zu den Makroparametern des Verformungs- ( $E$ ,  $\nu$ ) und Bruchverhaltens (Festigkeit) aufzudecken. SCHEGEL ET AL. [215] geben erstmals einen umfassenden Überblick über Methoden der Sensitivitätsanalyse und Polyoptimierung für DEM-Modelle mit mehreren Zielgrößen. Zur Automatisierung der Kalibrierungsprozedur schlagen sie eine Master-Slave-Schaltung vor. Von einem Optimierungsprogramm (z.B. optiSLang [216]) in der Rolle des Masters werden dabei Parameterkombinationen an ein DEM-Programm (z.B. PFC<sup>3D</sup> [163]) übermittelt und die dabei erzielten Simulationsergebnisse für neue Optimierungsrechnungen entgegengenommen. YOON [176] nutzte von den in [215] angeführten Methoden die statistische Versuchsplanung mit anschließender Regressionsanalyse und konnte bei den im einaxialen Druckversuch belasteten Gesteinsmodellen gute Kalibrierungsergebnisse erzielen. Deshalb soll dieses Vorgehen prinzipiell auch in dieser Arbeit angewendet werden (Bild 65). Im Folgenden wird näher auf die einzelnen Arbeitsschritte eingegangen.

### 6.2.1 Statistische Simulationsplanung

Statistische Simulations- bzw. Versuchspläne ermöglichen eine effiziente und gleichmäßige Abtastung des Parameterraums, der durch die zu variiierenden Mikromodellparameter festgelegt wird. Zur Verringerung des Simulationsaufwandes sollen jedoch nur die wichtigsten Modellparameter in dem in Tabelle 11 angegebenen und für Hartgesteine üblichen [176] Untersuchungsbereich variiert werden. Tabelle 11 fasst außerdem die zur Parameterkalibrierung benötigten Makroversuchsparameter des PLT, PFLT und FLT sowie die konstant gesetzten bzw. aus den makromechanischen Eigenschaften von Granodiorit abgeleiteten Modellparameter zusammen. Die Bruch- und Brechparameter bei  $d_A=d_0=50\text{mm}$  (PLT<sub>50</sub>, PFLT<sub>50</sub>, FLT<sub>50</sub>) entsprechen denen in Tabelle 10. Mit den dort angegebenen Anstiegswerten lassen sich außerdem die Werte bei  $d_A=25\text{mm}$  (PLT<sub>25</sub>, PFLT<sub>25</sub>, FLT<sub>25</sub>) berechnen. Im Idealfall müssten alle 6 Konfigurationen (3 Belastungsarten, 2 Korngrößen) durch den Simulationsplan abgedeckt werden, um die relevanten Belastungsarten und den

Korngrößeneffekt im DEM-Gesteinsmodell umfassend zu berücksichtigen. Allerdings wäre der Simulationsaufwand dann zu groß, so dass die Kalibrierungssimulationen lediglich für die Hauptbelastungsart in Fräswalzenbrechern (PLT) und eine Korngröße im mittleren Bereich der späteren Walzenbrechersimulation (25mm) durchgeführt werden sollen. Die übrigen Bruch- und Brechparameter finden dennoch Berücksichtigung, da sie als Bewertungskriterien in die spätere Nachoptimierung eingehen (s.u.).

		Parameter	Ausprägung	Untergrenze	Obergrenze	
Makroversuchsparameter	PLT	PLT <sub>25</sub>	Bruchkraft $F_B$ [kN]	9,8	-	-
			Bruchsteifigkeit $K_B$ [kN/mm]	14,7	-	-
		PLT <sub>50</sub>	Bruchkraft $F_B$ [kN]	20,2	-	-
			Bruchsteifigkeit $K_B$ [kN/mm]	19,5	-	-
	PFLT	PFLT <sub>25</sub>	Bruchkraft $F_B$ [kN]	10,3	-	-
			Bruchsteifigkeit $K_B$ [kN/mm]	15,0	-	-
		PFLT <sub>50</sub>	Bruchkraft $F_B$ [kN]	22,5	-	-
			Bruchsteifigkeit $K_B$ [kN/mm]	20,7	-	-
	FLT	FLT <sub>25</sub>	Maximalbrechkraft $F_{Zmax}$ [kN]	10,4	-	-
			Brechsteifigkeit $K_Z$ [kN/mm]	19,1	-	-
		FLT <sub>50</sub>	Maximalbrechkraft $F_{Zmax}$ [kN]	30,9	-	-
			Brechsteifigkeit $K_Z$ [kN/mm]	31,9	-	-
Mikro- und Makromodellparameter	konstante Makromodellparameter	Belastungsgeschwindigkeit $v_{wand}$ [mm/s]	2,5	-	-	
		Verhältnis von Wandnormalsteifigkeit zu mittlerer Partikelnormalsteifigkeit [-]	1,1	-	-	
		Verhältnis von Wandtangentialsteifigkeit zu mittlerer Partikel tangentialsteifigkeit [-]	1,1	-	-	
		Porosität des Makropartikels $n_{poros}$ [-]	0,35	-	-	
		Dämpfungskoeffizient $\alpha_D$ [-]	0,7	-	-	
		Wand-Makropartikel-Gleitreibungskoeffizient [-]	0,3	-	-	
	konstante Mikromodellparameter	Mikropartikel-Mikropartikel-Gleitreibungskoeffizient [-]	0,5	-	-	
		Mikropartikeldichte $\rho_{mikro}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	4154	-	-	
		minimaler Mikropartikelradius $r_{pmin}$ [mm]	1,5	-	-	
		Mikropartikel-Radienverhältnis $\lambda_r$ [-]	1,66	-	-	
		Mikropartikel-Steifigkeitsverhältnis $\lambda_k$ [-]	1,0	-	-	
		Bindemittel-Steifigkeitsverhältnis $\lambda_k^*$ [-]	1,0	-	-	
	variable Mikromodellparameter	Mikropartikel-Elastizitätsmodul $E_{pc}$ [GPa]	-	40	100	
		Bindemittel-Elastizitätsmodul $E_B$ [GPa]	-	40	100	
		Mittelwert der Bindemittelzugfestigkeit $\bar{\sigma}_{Bmax}$ [MPa]	-	75	200	
		Variationskoeffizient der Bindemittelzugfestigkeit $v_\sigma$ [-]	-	0,2	0,4	
		Bindemittel-Festigkeitsverhältnis $\lambda_\tau$ [-]	-	0,5	1,5	
		Bindemittel-Radienverhältnis $\lambda_r^*$ [-]	-	0,5	1,0	

Tabelle 11: Versuchs- und Modellparameter für das DEM-Gesteinsmodell.

Zur Erstellung des Simulationsplans für die PLT<sub>25</sub>-Simulationen sind von den Modellparametern 12 konstant und 6 variabel angenommen worden. Die Geschwindigkeit  $v_{wand}$  der oberen und unteren PLT-Spitze beträgt jeweils 2,5mm/s, weil damit gewährleistet ist, dass die Belastung quasistatisch (resultierende obere und untere Wandkraft sind betragsmäßig gleich groß) erfolgt<sup>128</sup>. Für die Werkzeugsteifigkeiten bei Stahlwänden schwanken die Literaturangaben zwischen 0,1 und 200GN/m [139, S.226; 181]. In Tabelle 11 wurden des-

<sup>128</sup> In der Literatur werden z.T. noch deutlich geringere Belastungsgeschwindigkeiten von  $v_{wand}=0,01$ mm/s [139, S.226] gewählt, was evt. mit den geringeren Dämpfungskoeffizienten bzw. andersartigen Dämpfungsansätzen dieser Modelle zusammenhängt. Hier zeigten die Simulationen mit  $\alpha_D=0,7$  dagegen bereits bei 2,5mm/s nahezu identische obere und untere Wandkräfte.

halb analog zu [163] Steifigkeitsverhältnisse angegeben, so dass sich die Wandsteifigkeiten an den mittleren Steifigkeiten aller Mikropartikel orientieren und 10% größer sind. Die innere Reibung zwischen den Mikropartikeln liegt wie in [139, S.224; 161] bei 0,5, während für die äußere Gleitreibung zwischen Stahlwand und Makropartikel 0,3 angesetzt wird [10, S.97]. Die Mikropartikeldichte  $\rho_{\text{mikro}}$  lässt sich mit der in [163] für kompakte Makropartikel empfohlenen Porosität<sup>129</sup>  $n_{\text{poros}}=0,35$  und der Rohdichte  $\rho_{\text{roh}}=2700\text{kg/m}^3$  von Granodiorit aus Kindisch abschätzen zu [184]:

$$\rho_{\text{mikro}} = \rho_{\text{roh}} / (1 - n_{\text{poros}}) = 4157 \text{ kg/m}^3, \quad (251)$$

wobei das Bindemittel als masselos angesehen wird. Schließlich wurden in Tabelle 11 noch die vor allem von der Querdehnzahl abhängigen Steifigkeitsverhältnisse<sup>130</sup> wie in [139, S.224] mit  $\lambda_k = \lambda_k^* = 1$  und der Dämpfungskoeffizient<sup>131</sup> mit  $\alpha_D=0,7$  festgelegt. Auch die Mikropartikelradien sind gemäß den Empfehlungen in [161; 163] konstant gesetzt worden ( $r_{\text{Pmin}}=1,5\text{mm}$ ,  $\lambda_r=1,66$ ).

Damit müssen bei der Simulationsplanung nur noch die Einflussfaktoren  $X_i=E_{\text{Pc}}$ ,  $E_B$ ,  $\bar{\sigma}_{B \text{ max}}$ ,  $v_\sigma$ ,  $\lambda_\tau$ ,  $\lambda_r^*$  mit den in Tabelle 11 angegebenen Variationsbereichen berücksichtigt werden. Um ihre Wirkung auf die Zielgrößen  $F_B$  und  $K_B$  beim  $\text{PLT}_{25}$  unter Berücksichtigung von nichtlinearen Abhängigkeiten und Wechselwirkungen<sup>132</sup> zu erforschen, bietet sich ein zentral zusammengesetzter Versuchsplan an [218]. Die von ihm untersuchten Punkte sind in Bild 66 am Beispiel eines zweidimensionalen Parameterraums (Einflussgrößen  $X_i=X_1, X_2$ ) dargestellt. Üblicherweise werden die Faktoren  $X_i$  dabei zunächst mit ihrem Variationsbereich  $X_{\text{min},i} \dots X_{\text{max},i}$  normiert und zu transformierten Größen  $X_i^*$  umgerechnet, so dass sich für die Unter- bzw. Obergrenze des Untersuchungsbereichs die Werte  $X_{\text{min},i}^* = -1$  bzw.  $X_{\text{max},i}^* = +1$  ergeben:

$$\frac{X_i - X_{\text{m},i}}{X_{\text{max},i} - X_{\text{m},i}} = \frac{X_i^* - X_{\text{m},i}^*}{X_{\text{max},i}^* - X_{\text{m},i}^*} \quad \text{mit: } X_{\text{m},i}^* = \frac{1}{2} (X_{\text{max},i}^* + X_{\text{min},i}^*) \quad (252)$$

Aus Gl. 252 können mit  $X_{\text{max},i}^* = +1$ ,  $X_{\text{min},i}^* = -1$ ,  $X_{\text{m},i}^* = 0$  und den Bereichsgrenzen  $X_{\text{min},i}$  und  $X_{\text{max},i}$  aus Tabelle 11 beliebige Werte  $X_i$  oder  $X_i^*$  transformiert oder rücktransformiert

<sup>129</sup> Die tatsächliche Porosität von Granodiorit aus Kindisch beträgt nur 1,2% (s. Kapitel 4.2.2). Dieser Wert lässt sich allerdings mit den kugelförmigen Mikropartikeln nur bei sehr hoher Diskretisierung realisieren.

<sup>130</sup> YOON [176] empfiehlt bei  $v=0,22$  (Querdehnzahl von Granodiorit aus Kindisch) einen Wert von  $\lambda_k=1,8$ , während in [161] sogar mit  $\lambda_k=\lambda_k^*=2,5$  simuliert wird. Allerdings zeigten FAKHIMI/VILLEGAS [178, S.383-390], dass zusätzlich noch die Anfangsüberlappung der Mikropartikel bei der Partikelgenerierung zu beachten ist, so dass sich derzeit noch keine allgemeingültigen Angaben machen lassen.

<sup>131</sup> POTYONDY/CUNDALL [161] sehen  $\alpha_D$  als Makromodellparameter an, der sich aus dem seismischen Qualitätsfaktor  $Q$  (Verhältnis von im Gestein gespeicherter zu dissipierter Energie während einer Wellenlänge) berechnen lässt ( $\alpha_D=0,5\pi/Q$ ) und für Granit aus Lac du Bonnet ( $Q=220$ ) bspw.  $\alpha_D=0,007$  beträgt. In ihren Modellen verwenden sie jedoch eine 100 mal stärkere Dämpfung ( $\alpha_D=0,7$ ), um quasistatische Bedingungen zu gewährleisten.

<sup>132</sup> Eine Wechselwirkung liegt vor, wenn der Effekt einer Einflussgröße auch vom Niveau einer anderen Einflussgröße abhängt.

werden. Der Vorteil des zentral zusammengesetzten Plans besteht vor allem darin, dass er nicht nur Punkte im Untersuchungsbereich (blau), sondern auch außerhalb liegende Punkte (rot) mit abdeckt (Bild 66 links). Die Lage dieser so genannten Sternpunkte wird durch  $\alpha_{VP}$  bestimmt.

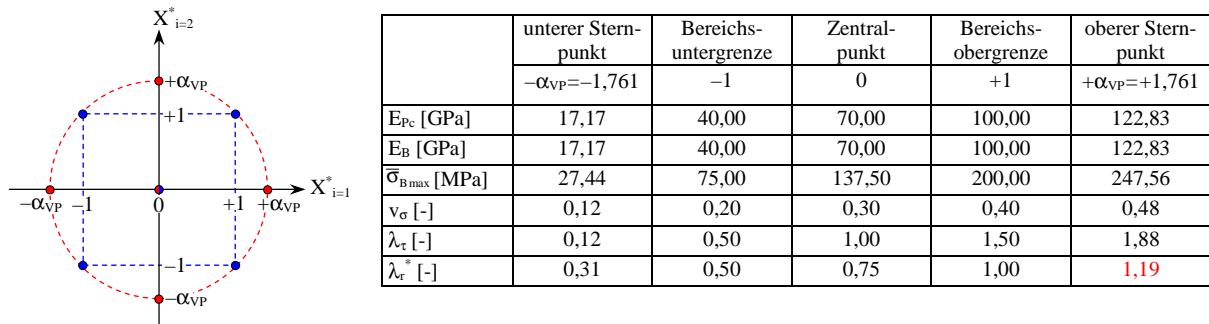


Bild 66: Zentral zusammengesetzter Simulationsplan für die Kalibrierungssimulationen.

In dieser Arbeit wird dem Selektionsschema von PETERSEN [217] folgend ein Wert von  $\alpha_{VP}=1,761$  festgelegt, so dass sich der Simulationsplan in Anlage 11 [217, Plan Nr. 19.5] mit den in Bild 66 rechts dargestellten Bereichsgrenzen und Sternpunkten ergibt. Im Gegensatz zu experimentellen Versuchen ist bei den Simulationen keine zufällige Abarbeitung der Punkte 1...77 (Randomisierung) erforderlich. Auch auf die sonst übliche mehrmalige Wiederholung des Zentralpunktes kann verzichtet werden, da selbst die Zufallsgrößen des DEM-Gesteinsmodells (Mikropartikelradien, Bindemittelfestigkeiten) bei erneuter Simulation wieder die gleichen Werte zugewiesen bekommen, sofern sich die Verteilungsparameter nicht ändern. Außerdem ist zu berücksichtigen, dass bei Simulation Nr. 70 für  $\lambda_r^*$  der Wert 1,0 statt 1,19 angesetzt werden musste, da der obere Sternpunkt von  $\lambda_r^*$  nicht realisierbar ist ( $\lambda_r^* \leq 1$ ).

### 6.2.2 Simulationsdurchführung

Vor Beginn der  $PLT_{25}$ -Kalibrierungssimulation ist gemäß Bild 66 zunächst das Makropartikel mit den vom Simulationsplan vorgegebenen Mikromodellparametern zu generieren. Die Partikelgenerierung erfolgt nach dem in Bild 67 dargestellten Ablaufschema, das bereits in [161] genutzt wurde<sup>133</sup>. Als erstes wird ein würfelförmiger Behälter mit den späteren Makropartikelabmessungen  $d_A=25\text{mm}$  erzeugt ( $V_{\text{makro}}=d_A^3$ ) und mit  $N_P$  Mikropartikeln des mittleren Kugelvolumens  $V_{\text{mikro}} = \frac{4}{3}\pi\left(\frac{r_{p\text{max}}+r_{p\text{min}}}{2}\right)^3$  zufällig befüllt. Die Berechnung von  $N_P=V_{\text{makro}}(1-n_{\text{poros}})/V_{\text{mikro}}$  mit  $n_{\text{poros}}=0,35$  stellt dabei sicher, dass sich die gewünschte Porosität im Behälter einstellt. Nach Simulation der Umordnungsvorgänge lässt sich schließ-

<sup>133</sup> In der Literatur werden auch noch andere Prozeduren zur Makropartikelherzeugung vorgeschlagen. ANTONYUK [139, S.225] nutzt bspw. einen rotierenden Behälter zur Generierung kugelförmiger Makropartikel. Eine Alternative könnte auch in der Positionierung von Kreisen/Kugeln auf Basis der Gleichungen von APOLLONIUS liegen, wobei sich eine Apollonische Packung (ohne Überlappungen der Mikropartikel) ergibt.



lich die mittlere Wandkraft von je zwei gegenüberliegenden Wänden messen und auf die Wandfläche beziehen, so dass sich in jeder Richtung eine Druckspannung ( $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$ ) und daraus die isotrope Spannung  $\sigma_{iso}$  des Partikelsystems ergibt. Gemäß den Empfehlungen von POTYONDY/CUNDALL [161] werden die Anfangsüberlappungen zwischen den Mikropartikeln soweit verringert, dass  $\sigma_0$  in etwa 1% der einaxialen Druckfestigkeit von Granodiorit aus Kindisch (163MPa) ausmacht. Nach der Eliminierung von Floatern (Mikropartikel mit weniger als 3 Kontakten) erfolgt dann die Implementierung des Bindemittels und die Entfernung der Behälterwände, so dass sich durch Simulation des statischen Gleichgewichts schließlich ein Makropartikel mit charakteristischem Kontaktkraftnetzwerk ergibt.

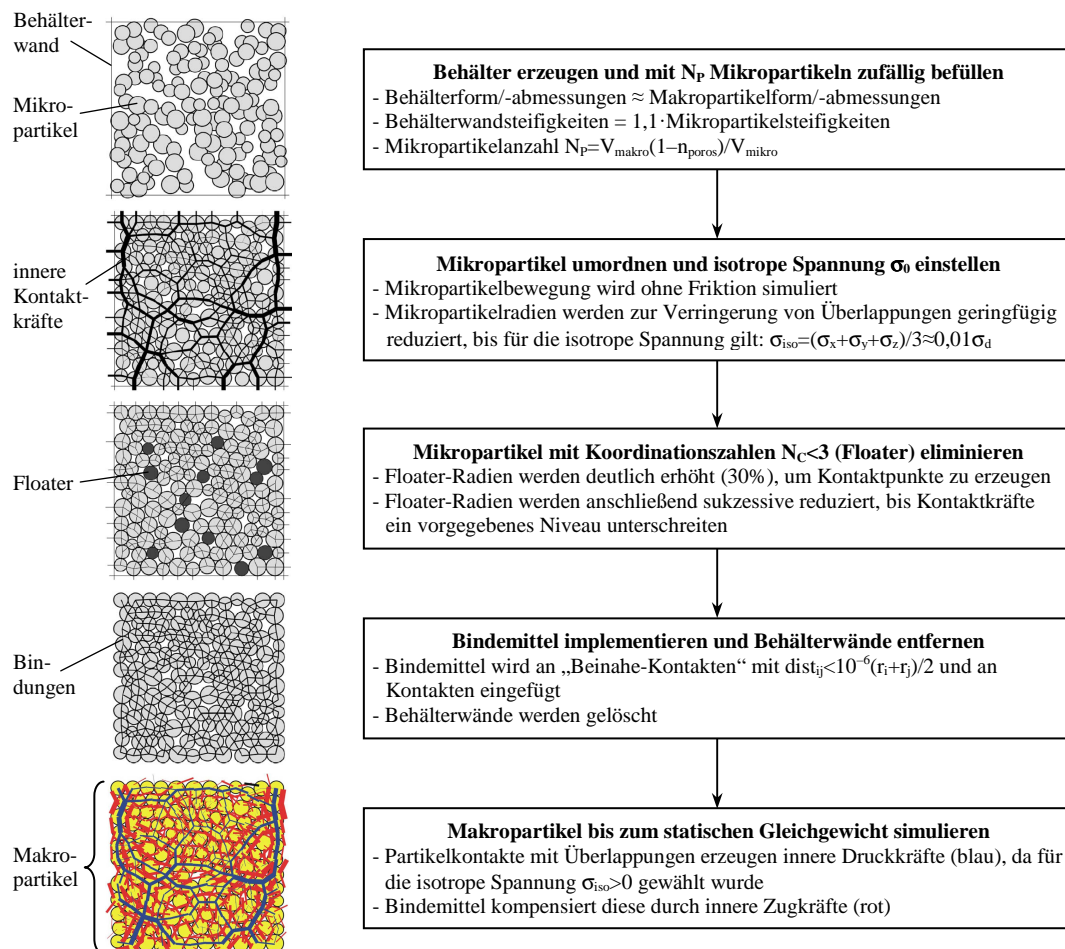


Bild 67: Ablaufschema zur Erzeugung eines würfelförmigen Makropartikels.

Nach der Partikelerzeugung sind abschließend noch die Werkzeugwände der oberen und unteren PLT-Spitze ( $\phi_K = 60^\circ$ ) zu generieren. Für die Umsetzung der Partikel- und Wandgenerierung bietet PFC<sup>3D</sup> eine der Programmiersprache C++ ähnliche, interne Programmiersprache („FISH“) an [163]. Sie erlaubt es, auf die in Listen gespeicherten Adressen aller Mikropartikel, Wände, Kontakte, Bindungen etc. des DEM-Modells zurückzugreifen und die jeweiligen Eigenschaften (z.B. Steifigkeiten, Festigkeiten) abzufragen oder zu ändern. Somit ist es möglich, die während der Simulation von Granodiorit aus Kindisch entstehen-

de, resultierende Wandkraft an der oberen und unteren Spitze zu ermitteln und bspw. aller 1000 Zeitschritte zusammen mit dem zurückgelegten Weg beider Werkzeuge abzuspeichern (Kraft-Weg-Diagramm). Sobald im Kraft-Weg-Diagramm ein signifikanter Kraftabfall um mehr als 30% auftritt (vgl. Anlage 8), könnte es zum Bruch gekommen sein. Der jeweilige Zustand wird abgespeichert und nach dem Simulationsende (bei  $h_{Z_{\max,r}}=20\%$ ) analysiert. Als Bruchpunkt wird der erste signifikante Kraftabfall definiert, bei dem für den Bruchanteil<sup>134</sup> BA gilt:

$$BA = 1 - \frac{V_{P_{\max}}}{V_A} \geq 0,1. \quad (253)$$

Das Volumen  $V_{P_{\max}}$  des größten Tochterkorns ist dann kleiner als 90% des Mutterkornvolumens  $V_A$ , d.h. das Mutterkorn hat mindestens 10% seines Volumens durch den Bruch verloren. Die Simulationen zeigten jedoch, dass viele Makropartikel trotz  $BA \geq 0,1$  noch nicht geteilt wurden und lediglich Feinkorn an der Krafeinleitungsstelle aufwiesen. Dieses wird allerdings wegen der groben Diskretisierung überbewertet, da selbst feinste Körner mindesten  $r_{P_{\min}}=1,5\text{mm}$  groß sind. Deshalb wurden die Bruchbilder zusätzlich einer Sichtprüfung unterzogen, um von den gespeicherten, signifikanten Kraftabfällen denjenigen des tatsächlichen Bruchpunktes zu bestimmen.

### 6.2.3 Vorooptimierung

Aus den simulierten Kraft-Weg-Verläufen des  $PLT_{25}$  lassen sich die Bruchkraft  $F_B$  und die Bruchsteifigkeit  $K_B$  als Zielgrößen ermitteln (s. Anlage 8) und in Abhängigkeit der variierten Modellmikroparameter (Einflussgrößen) darstellen. Durch eine multiple Regressionsanalyse ergaben sich die in Tabelle 12 gezeigten Regressionsmodelle.

Die Regressionskoeffizienten sind gemäß Student-Test alle signifikant von Null verschieden (Irrtumswahrscheinlichkeit  $\leq 5\%$ ). Da sie sich auf die zwischen  $-1$  und  $+1$  normierten Einflussfaktoren beziehen, lassen sich die Werte der Koeffizienten (Effekte) direkt miteinander vergleichen. Für das Nullniveau (alle Einflussgrößen sind Null) ergeben sich somit die in Anlage 12 gezeigten Einzelabhängigkeiten. Allerdings gibt es auch Wechselwirkungen zwischen den Mikroparametern (z.B.  $E_{P_c} \cdot \lambda_r^*$ ), so dass einzelne Effekte (z.B. von  $E_{P_c}$ ) auch vom Niveau anderer Einflussfaktoren (z.B.  $\lambda_r^*$ ) abhängen. Anlage 13 zeigt die Wechselwirkungen der Regressionsmodelle von  $F_B$  und  $K_B$  grafisch, wobei jeder Effekt für das untere ( $-1$ ) und obere Niveau ( $+1$ ) der jeweils wechselwirkenden Einflussgröße(n) dargestellt wurde.

<sup>134</sup> Der Bruchanteil, der hier den Volumenanteil aller Bruchstücke (mit Ausnahme des größten Tochterkorns) am Mutterkorn darstellt, wird in der Literatur auch noch in anderer Bedeutung als Anteil der zerbrochenen Partikel an der Gesamtzahl einer getesteten Körner bei einer bestimmten Belastungsintensität verwendet [1, S.200]. In dieser Arbeit ist dafür jedoch bereits die Bruchwahrscheinlichkeit  $P_B$  eingeführt worden.

normierte Einflussgrößen	Bruchkraft $F_B$ [N]			Bruchsteifigkeit $K_B$ [kN/mm]		
	Koeffizienten	Studentfaktor	Irrtumswahrscheinlichkeit	Koeffizienten	Studentfaktor	Irrtumswahrscheinlichkeit
$E_{Pc}$ [-]				10,0208	8,662352	<0,0001
$E_B$ [-]	-512,6	-4,04471	<0,0001	4,246167	3,670545	<0,0001
$\lambda_r^*$ [-]	3256,441	25,69518	<0,0001	15,18895	13,1299	<0,0001
$\bar{\sigma}_{Bmax}$ [-]	2433,344	19,20048	<0,0001	4,34744	3,75809	<0,0001
$s_{\sigma B} / \bar{\sigma}_{Bmax}$ [-]	-582,841	-4,59895	<0,0001	-4,15477	-3,59154	<0,0001
$\lambda_\tau$ [-]	-1396,75	-11,0212	<0,0001	-4,73835	-4,09601	<0,0001
$E_{Pc} \cdot \lambda_r^*$ [-]				6,461406	5,333043	<0,0001
$E_B \cdot E_B$ [-]				4,705299	2,128761	0,037
$E_B \cdot \lambda_r^*$ [-]	-336,059	-2,53185	<0,0001			
$E_B \cdot \bar{\sigma}_{Bmax}$ [-]	-280,79	-2,11546	0,0384			
$\lambda_r^* \cdot \lambda_r^*$ [-]	957,5568	3,954388	<0,0001			
$\lambda_r^* \cdot \bar{\sigma}_{Bmax}$ [-]	1454,004	10,9544	<0,0001			
$\lambda_r^* \cdot s_{\sigma B} / \bar{\sigma}_{Bmax}$ [-]	-403,799	-3,04221	0,00342			
$\lambda_r^* \cdot \lambda_\tau$ [-]	-921,199	-6,94027	<0,0001			
$\bar{\sigma}_{Bmax} \cdot \bar{\sigma}_{Bmax}$ [-]				4,961658	2,244743	0,0281
$\bar{\sigma}_{Bmax} \cdot \lambda_\tau$ [-]	-542,243	-4,08523	<0,0001			
$s_{\sigma B} / \bar{\sigma}_{Bmax} \cdot \lambda_\tau$ [-]	353,2602	2,661446	0,00986			
Konstante	4172,668			27,16854		

Tabelle 12: Regressionsmodell der Bruchkraft  $F_B$  und -steifigkeit  $K_B$  für die  $PLT_{25}$ -Kalibrierungssimulationen.

Zur Beurteilung der Modellgüte ist in Tabelle 13 noch eine Varianzanalyse (ANOVA=Analysis of Variances) durchgeführt worden. Dabei wird die Summe der quadrierten Abweichungen der einzelnen Regressionswerte vom jeweils gemessenen Mittelwert der Zielgrößen  $F_B$  und  $K_B$  ( $SS_{reg}$ ) sowie die Summe der quadrierten Abweichungen der einzelnen Messwerte vom jeweiligen Regressionswert ( $SS_{res}$ ) bestimmt und danach zu  $SS_{ges}=SS_{reg}+SS_{res}$  addiert. Mit den von der Messwertanzahl  $n_{ges}$  bzw. der Koeffizientenanzahl  $k_{ges}$  (ohne die Konstante) abhängigen Freiheitsgraden DF ( $DF_{reg}=k_{ges}-1$ ,  $DF_{res}=n_{ges}-1$ ,  $DF_{ges}=DF_{reg}+DF_{res}$ ) lassen sich schließlich die Varianzen MS ( $MS_{ges}=SS_{ges}/DF_{ges}$ ,  $MS_{res}=SS_{res}/DF_{res}$ ,  $MS_{reg}=SS_{reg}/DF_{reg}$ ) als von den Freiheitsgraden unabhängige Streuung ableiten. Im Idealfall sind  $SS_{res}$  bzw.  $MS_{res}$  Null (alle Messwerte liegen auf Regressionsfunktion), so dass die gesamte Varianz mit der Regressionsfunktion erklärbar ist und das Bestimmtheitsmaß  $R^2=1-(SS_{res}/SS_{ges})$  bzw. das adjustierte Bestimmtheitsmaß  $R^2_{adjust}=1-(MS_{res}/MS_{ges})$  Eins ergeben.

	Bruchkraft $F_B$			Bruchsteifigkeit $K_B$		
	SS	DF	MS	SS	DF	MS
Regression (Index „reg“)	159610000	12	133008333	32197	8	4024,63
Residuum (Index „res“)	71035000	64	1109922	6294,5	68	92,57
Gesamt (Index „ges“)	166713500	76	21935987	38491,5	76	506,47
FISHER-Faktor F [-]	119,9 (p<0,0001)			43,48 (p<0,0001)		
Variationskoeffizient $V_{RM}$ [-]	0,21			0,27		
Bestimmtheitsmaß $R^2$ [-]	0,96			0,84		
adjustiertes Bestimmtheitsmaß $R^2_{adjust}$ [-]	0,95			0,82		

Tabelle 13: ANOVA-Tabelle mit den Bestimmtheitsmaßen der Regressionsmodelle.

In Tabelle 13 liegen die  $R^2_{\text{adjust}}$ -Werte zwischen 0,7...0,9 (bei  $K_B$ ) bzw. 0,9...0,95 (bei  $F_B$ ), so dass eine befriedigende (bei  $K_B$ ) bzw. gute Modellgüte (bei  $F_B$ ) vorliegt [153]. Dabei steigen die  $R^2_{\text{adjust}}$ -Werte bei beiden Modellen mit zunehmender Anzahl der berücksichtigten Einflussgrößen asymptotisch und ohne zu Schwingen an (Bild 68), was ebenfalls als Indiz einer hohen Prognosegüte anzusehen ist [152, S.55-56].

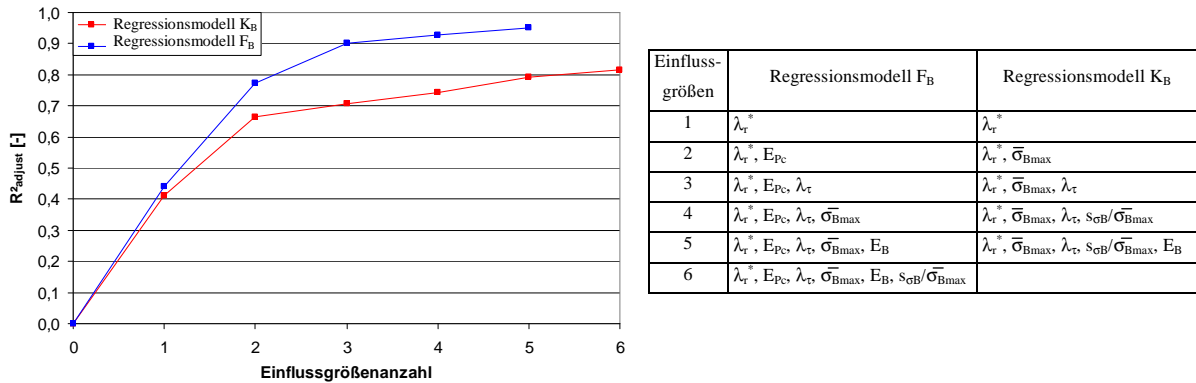


Bild 68: Adjustierte Bestimmtheitsmaße  $R^2_{\text{adjust}}$  als Funktion der im Modell berücksichtigten Einflussgrößen.

Ein weiteres Gütekriterium ergibt sich aus dem Variationskoeffizienten  $V_{RM}$  der Regressionsmodelle, der von der Standardabweichung der Residuen (Reststreuung  $\sqrt{MS_{Res}}$ ) und den gemessenen Zielgrößenmittelwerten  $\bar{Y} = \bar{F}_B$  bzw.  $\bar{K}_B$  abhängt ( $V_{RM} = \sqrt{MS_{Res}} / \bar{Y}$ ). Er sollte  $\leq 0,2$  sein [153], wobei hier geringfügig höhere Werte auftreten ( $V_{RM} = 0,21$  bei  $F_B$ ,  $V_{RM} = 0,27$  bei  $K_B$ ). Schließlich wird durch die hohen Werte der FISHER-Faktoren  $F = MS_{reg}/MS_{res}$  in Tabelle 13 noch bestätigt, dass die Mikromodellparameter gemäß dem FISHER-Test signifikanten Einfluss auf  $F_B$  bzw.  $K_B$  haben (Irrtumswahrscheinlichkeit  $p < 0,01\%$ ).

Insgesamt lassen sich die Regressionsmodelle somit für die Kalibrierung der Mikromodellparameter nutzen. Die Regressionsfunktionen in Tabelle 12 wurden dabei für jede variierte Einflussgröße zwischen  $-1$  und  $+1$  mit einer Schrittweite von  $0,1$  abgetastet, so dass bei 6 Faktoren insgesamt  $20^6$  Rechnungen nötig waren. Sie sind mit dem Programm „Polyoptimierung.dvr“ durchgeführt worden. Die dabei berechneten Minima ( $\hat{F}_{B,min}$ ,  $\hat{K}_{B,min}$ ) und Maxima ( $\hat{F}_{B,max}$ ,  $\hat{K}_{B,max}$ ) werden zur Ermittlung der relativen Abweichungen  $e_F$  bzw.  $e_K$  der Regressionswerte  $\hat{F}_{B,PLT25}$  bzw.  $\hat{K}_{B,PLT25}$  von den experimentell im  $PLT_{25}$  gemessenen Werten  $F_{B,PLT25} = 9,8 \text{ kN}$  bzw.  $K_{B,PLT25} = 14,7 \text{ kN/mm}$  (s. Tabelle 11) benötigt:

$$e_F = \frac{\hat{F}_{B,PLT25} - F_{B,PLT25}}{\hat{F}_{B,max} - \hat{F}_{B,min}} \quad \text{bzw.} \quad e_K = \frac{\hat{K}_{B,PLT25} - K_{B,PLT25}}{\hat{K}_{B,max} - \hat{K}_{B,min}}. \quad (254)$$

Unter der Annahme, dass die Residuenkomponenten  $e_F$  und  $e_K$  voneinander unabhängig sind, lässt sich mit Gl. 254 ein resultierender Fehlervektor berechnen, für dessen Betrag gilt:

$$e_{\text{ges}} = \sqrt{e_F^2 + e_K^2}. \quad (255)$$

Im Rahmen der Vorooptimierung (s. Bild 67) wurden aus den  $20^6$  Mikroparameterkombinationen die drei Varianten mit den kleinsten  $e_{\text{ges}}$ -Werten ausgewählt (Basisvarianten) und simuliert, wobei sich die in Anlage 14 dargestellten Bruchbilder und Kraft-Weg-Diagramme mit den in Tabelle 14 zusammengefassten Einfluss- und Zielgrößen ergaben. In allen Fällen zeigen sich die für den PLT typischen Rissmuster. Allerdings sind die Bruchkräfte etwas zu gering und die Bruchsteifigkeiten etwas zu hoch. Die Regressionsmodelle in Tabelle 12 lassen sich somit lediglich zur Vorooptimierung nutzen, an die sich eine Nachoptimierung anschließen muss.

Parameter	Basisvariante 1		Basisvariante 2		Basisvariante 3		
	normiert	original	normiert	original	normiert	original	
Zielgrößen	$\hat{F}_{B,PLT25}$ [kN]	6,4		7,6		5,2	
	$\hat{K}_{B,PLT25}$ [kN]	22,8		27,7		33,6	
Einflussgrößen	$E_{Pc}$ [GPa]	-0,8	46,0	-0,8	46,0	-0,8	46,0
	$E_B$ [GPa]	-0,6	52,0	-0,6	52,0	-0,4	58,0
	$\bar{\sigma}_{Bmax}$ [MPa]	0,4	162,5	0,6	175,0	0,4	162,5
	$\nu_{\sigma}$ [-]	1,0	0,4	1,0	0,4	1,0	0,4
	$\lambda_{\tau}$ [-]	0,2	1,1	0,6	1,3	0,2	1,1
	$\lambda_r$ [-]	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0

Tabelle 14: Zielgrößen und Mikromodellparameter der Basisvarianten des DEM-Gesteinsmodells.

## 6.2.4 Nachoptimierung

Ziel der Nachoptimierung ist es, aus den drei Basisvarianten eine Optimalvariante abzuleiten, die nicht nur mit dem PLT<sub>25</sub>, sondern auch mit den anderen relevanten Lastfällen (PLT<sub>50</sub>, PFLT<sub>25/50</sub>, FLT<sub>25/50</sub>) gute Übereinstimmung zeigt. Gemäß Bild 65 sind dazu zunächst modifizierte Basisvarianten auf Grundlage von Haupteffekten des Regressionsmodells in Tabelle 12 auszuwählen und zu testen. Zur Ermittlung der Haupteffekte bietet sich eine Paretoanalyse an, bei der die Effekte jeder Einflussgröße ermittelt und verglichen werden. Bild 69 zeigt die Vorgehensweise am Beispiel des Radienverhältnisses  $\lambda_r^*$ . Die dar-

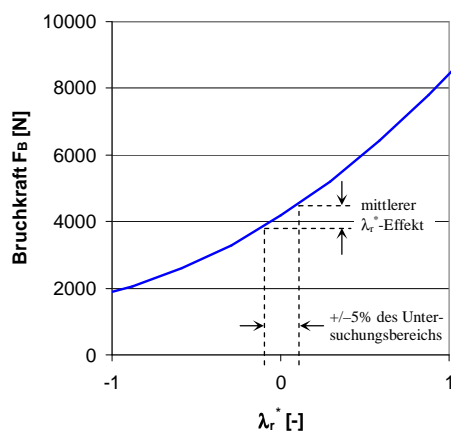


Bild 69: Berechnung des Effektes von  $\lambda_r^*$  auf  $F_B$ .

gestellte Einzelabhängigkeit  $F_B = f(\lambda_r^*)$  ergibt sich, wenn alle anderen normierten Einflussgrößen Null sind. Für das mittlere Niveau ( $\lambda_r^* = 0$ ) kann daraus der mittlere Effekt bei einer  $\lambda_r^*$ -Erhöhung von  $-0,1$  auf  $+0,1$  ( $\pm 5\%$  des Untersuchungsbereichs) berechnet werden. Analog lassen sich auch die mittleren Effekte der anderen Einflussgrößen von  $F_B$  und der Gesamteffekt (Summe aller mittleren Effekte von  $F_B$ ) ermitteln.

Durch Bezug der mittleren Effekte auf den Gesamteffekt folgt schließlich die Gewichtung (prozentualer Effekt) der jeweiligen Einflussgröße auf  $F_B$  (Bild 70 links)<sup>135</sup>. In analoger Weise ergeben sich auch die Gewichtungen der Mikroparameter auf  $K_B$  (Bild 70 rechts). In den Pareto diagrammen wurden neben den mittleren Effekten noch die Effekte am unteren ( $-0,9$ ) und oberen Ende ( $+0,9$ ) des Untersuchungsbereichs angegeben, wobei ebenfalls eine Einflussgrößenänderung von  $\pm 0,1$  ( $\pm 5\%$  des Untersuchungsbereichs) zugrunde lag. Da einzelne Mikroparameter nicht-lineare Abhängigkeiten zu  $K_B$  und  $F_B$  aufweisen (s. Anlage 12), unterscheiden sich die unteren, mittleren und oberen Effekte hinsichtlich Einflussgewichtung und/oder Einflussrichtung z.T. deutlich voneinander.

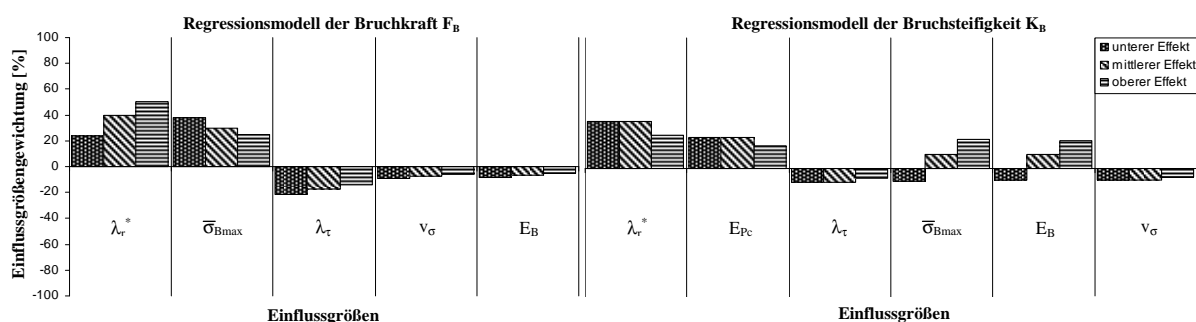


Bild 70: Pareto diagramme für die Regressionsmodelle von  $F_B$  (links) und  $K_B$  (rechts).

Zur Nachoptimierung sollen nur die mittleren Effekte verwendet werden, da die Regressionsmodelle in den Randbereichen zunehmend unsicherer sind. Ziel ist es zunächst, einen ausgewählten Mikroparameter der Basisvarianten in Tabelle 14 so zu ändern, dass sich  $F_B$  erhöht. Die Haupteinflussgröße  $\lambda_r^*$  ist dabei jedoch ungeeignet, da sie bereits den größtmöglichen Wert ( $\lambda_r^*=1$ ) aufweist und außerdem gleichzeitig  $K_B$  als Haupteinflussgröße verändern würde. Deshalb soll  $\bar{\sigma}_{Bmax}$  als zweitwichtigste Einflussgröße von  $F_B$ , die sich zudem kaum auf  $K_B$  auswirkt, verändert werden. Analog lässt sich argumentieren, dass  $K_B$  am sinnvollsten durch Abminderung von  $E_{Pc}$  verringert werden sollte.  $F_B$  ist unabhängig von  $E_{Pc}$  und bleibt somit näherungsweise konstant.

Vor dem Hintergrund dieser Kalibrierungsvorgaben wurden verschiedene modifizierte Basisvarianten simuliert und mit den PLT<sub>25</sub>-Versuchsergebnissen verglichen, so dass sich schließlich drei Hauptvarianten mit akzeptabler Anpassungsgüte bezüglich des PLT<sub>25</sub> ergaben. Mit diesen Hauptvarianten sind im Rahmen von Hauptsimulationen noch die verbleibenden Lastfälle (PLT<sub>50</sub>, PFLT<sub>25/50</sub>, FLT<sub>25/50</sub>) simuliert und mit den jeweiligen Versuchsergebnissen für  $F_B$  und  $K_B$  (s. Tabelle 11) verglichen worden, um so die Optimalvariante abzuleiten (s. Bild 65). In Anlage 15 sind die simulierten Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramme der Optimalvariante für den PLT, PFLT und FLT dargestellt. Die dabei ermit-

<sup>135</sup> Dabei wird allerdings davon ausgegangen, dass der Gesamteffekt von allen Einflussgrößen stammt bzw. das Bestimmtheitsmaß der berücksichtigten Einflussgrößen Eins ist.

telten Bruchparameter ( $F_{B,sim}$ ,  $K_{B,sim}$ ) und die Mikroparameter der Optimalvariante fasst Tabelle 15 nochmals zusammen.

Zur Bewertung der Hauptvarianten wurden die Abweichungen (Fehler  $e_{F_{ges}}$ ,  $e_{K_{ges}}$ ) zwischen experimentellen und simulierten Versuchsparametern, die bei der Optimalvariante am geringsten waren, herangezogen. Sie ergeben sich aus dem mit  $\alpha_{LF,i}$  gewichteten Mittelwert der Einzelabweichungen  $e_{F,i}$  und  $e_{K,i}$ , wobei die Gewichtungsfaktoren von der Bedeutung der Lastfälle in Fräswalzenbrechern abhängen und gemäß Kapitel 4.2.3 mit  $\alpha_{LF,1} = \alpha_{LF,2} = 0,8$  (PLT),  $\alpha_{LF,3} = \alpha_{LF,4} = 0,1$  (PFLT) und  $\alpha_{LF,5} = \alpha_{LF,6} = 0,1$  (FLT) festgelegt wurden. Tabelle 15 zeigt, dass auch bei der Optimalvariante noch deutliche Abweichungen von der Bruchkraft ( $e_{F_{ges}} = 0,35$ ) und -steifigkeit ( $e_{K_{ges}} = 0,70$ ) auftreten. Für den PLT konnten jedoch vergleichsweise gute Anpassungen erzielt werden, so dass das DEM-Gesteinsmodell der Optimalvariante für Walzenbrechersimulationen von Granodiorit aus Kindisch prinzipiell geeignet ist.

Parameter		PLT <sub>25</sub>	PLT <sub>50</sub>	PFLT <sub>25</sub>	PFLT <sub>50</sub>	FLT <sub>25</sub>	FLT <sub>50</sub>	
Modellparameter	konstante Mikromodellparameter	s. Tabelle 11						
	konstante Makromodellparameter	s. Tabelle 11						
	variable Mikro-modellparameter	$E_{pc}$ [GPa]	17,8					
		$E_B$ [GPa]	52,0					
		$\bar{\sigma}_{Bmax}$ [MPa]	130,0					
		$\nu_{\sigma}$ [-]	0,4					
		$\lambda_{\tau}$ [-]	1,1					
$\lambda_{\tau}^*$ [-]	1,0							
Makroversuchsparameter	aus Experiment	$F_B$ [kN]	9,8	20,2	10,3	22,5	10,4	30,9
		$K_B$ [kN/mm]	14,7	19,5	15,0	20,7	19,1	31,9
	aus Simulation	$F_{B,sim}$ [kN]	7,1	19,4	5,8	24,2	11,0	40,9
		$K_{B,sim}$ [kN/mm]	15,8	17,8	34,6	40,8	37,7	110,5
Abweichungen (Fehler)	$e_{F,i} = \frac{ F_B - F_{B,sim} }{F_B}$	0,28	0,04	0,44	0,08	0,06	0,32	
	$e_{K,i} = \frac{ K_B - K_{B,sim} }{K_B}$	0,07	0,09	1,31	0,97	0,97	2,46	
	$e_{F_{ges}} = \sum_{i=1}^6 \alpha_{LF,i} \cdot e_{F,i}$	0,35						
	$e_{K_{ges}} = \sum_{i=1}^6 \alpha_{LF,i} \cdot e_{K,i}$	0,70						

Tabelle 15: Modell- und Versuchsparameter der Optimalvariante mit Fehleranalyse.

### 6.3 Walzenbrechersimulationen mit dem kalibrierten DEM-Gesteinsmodell

In Kapitel 6.3.1 wird zunächst der Aufbau des Walzenbrechersimulationsprogramms beschrieben. Anschließend präsentiert Kapitel 6.3.2 die Simulationsergebnisse für Grenzdurchsatz, Leistungsbedarf und Produktkorngrößenverteilung.

#### 6.3.1 Aufbau des Walzenbrechersimulationsprogramms

Zur Durchführung der in Kapitel 4.3.1 (Bild 47) beschriebenen Walzenbrechersimulationen wurde das Programm „Sim\_PWB.dvr“ entwickelt und angewendet. Seine Programmstruktur ist in Bild 71 dargestellt.

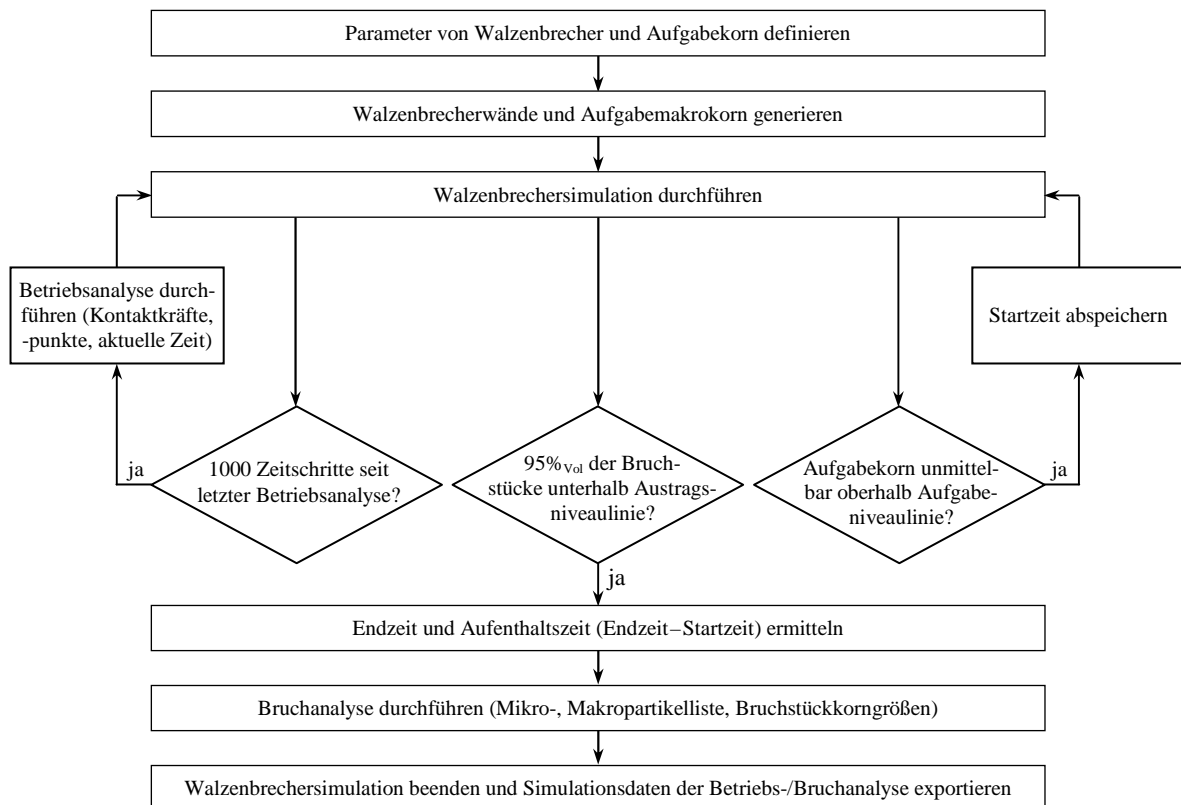


Bild 71: Ablaufschema des Walzenbrechersimulationsprogramms „Sim\_PWB.dvr“.

Im ersten Schritt sind die in Bild 47 definierten Maschinen- und Stoffparameter vorzugeben, wobei die Aufgabekorngröße (Würfelmantellänge) mit  $d_{Am}=\{6,25, 14,75, 19,25, 23,75, 28,25, 32,75, 37,25\text{mm}\}$ , die Würfelmantellorientierung mit  $\alpha_k=\{0, 45^\circ\}$  und der Werkzeugversatzwinkel mit  $\alpha_v=\{0, 15^\circ\}$  systematisch variiert werden. Nach der Generierung der Walzenbrecherwände und des Aufgabekorns (s. Bild 67) beginnt die Simulation. Sobald das Aufgabekorn die durch den Spitzenkreisradius der Walzen definierte Aufgabeneveaulinie berührt, wird der aktuelle Zeitpunkt als Startzeit abgespeichert. Danach findet alle 1000 Zeitschritte eine Betriebsanalyse statt, bei der neben dem aktuellen Zeitpunkt auch die Kontaktkräfte der Walzenwände mit den zugehörigen Kontaktpunktkoordinaten ermittelt werden, um daraus später die Drehmoment-Zeit-Verläufe abzuleiten.

Sobald die Bruchstückvolumina unterhalb der Austragsniveaulinie 95% des Aufgabekornvolumens ausmachen, gilt das Korn als durchgegangen und seine Aufenthaltszeit wird abgespeichert. Der Wert von 95% wurde subjektiv festgelegt, da sonst kleinste Bruchstücke, die nach oben wegspringen, zu deutlich höheren Simulationszeiten und zum Verfälschen der tatsächlichen Aufenthaltszeit führen würde. In der Realität wird dieser Ausstoßprozess nämlich meist durch die Auflast darüber liegender Partikel unterbunden. Zur Berechnung der Bruchfunktion ist anschließend eine Bruchanalyse durchzuführen. In Bild 72 ist diese am Beispiel eines in drei Bruchstücke (Makropartikel A, B und C) gebrochenen Aufgabekorns exemplarisch dargestellt. Bruchstück B ist nur aus einem Mikropartikel (Partikel-



identifikationsnummer ID=5) und Bruchstück A aus zwei direkt, d.h. über einen primären Bindemittelkontakt verbundenen Mikropartikeln (ID=4, 6) aufgebaut. Üblicherweise bestehen die Bruchstücke jedoch aus mehreren Mikropartikeln, die teilweise auch indirekt, d.h. über sekundäre Bindemittelkontakte gekoppelt sind (z.B. Bruchstück C). Um auch sekundäre Kontakte mit zu berücksichtigen, wird deshalb zunächst eine Mikropartikelliste erstellt (s. Bild 72).

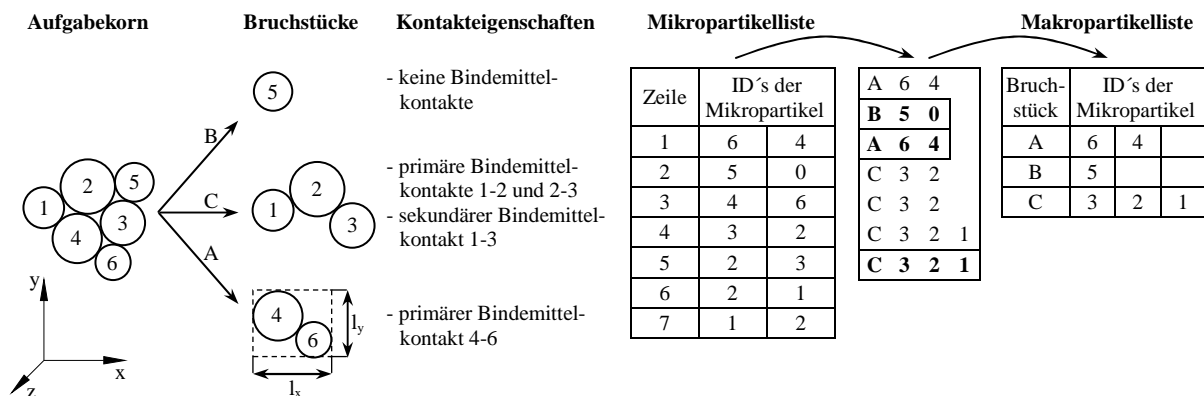


Bild 72: Bruchanalyse zur Ermittlung der Bruchstückkorngrößen am Walzenbrecherausstrag.

Sie beinhaltet in jeder Zeile die ID's zweier direkt miteinander verbundener Mikropartikel bzw. den Eintrag „0“, falls es keinen Kontaktpartner gibt. Zur Erstellung der Liste sind nacheinander die internen Mikropartikeladressen aufzurufen und die Kontakte jedes Mikropartikels hinsichtlich der Existenz von Bindemittel zu untersuchen. Bei einem Bindemittelkontakt werden die ID's des Mikropartikels und seines Kontaktpartners abgespeichert. Anschließend sind aus der Mikroparameterliste alle zu einem Bruchstück (Makropartikel) gehörenden ID's abzuleiten und in einer Makropartikelliste (s. Bild 72) abzuspeichern. Die Mikropartikelliste wird dazu zeilenweise abgetastet, wobei die Einträge jeder Zeile nach der Überprüfung den Wert Null zugewiesen gekommen. Bei der Überprüfung ist zunächst die oberste Zeile, die mindestens eine ID $\neq$ 0 aufweist, zu identifizieren. Ist die andere ID=0, so besteht das Bruchstück nur aus einem Mikropartikel (z.B. Bruchstück B). Andernfalls muss in dem darunter liegenden Teil der Mikropartikelliste nach weiteren Zeilen gesucht werden, die entweder die gleichen ID's in getauschter Reihenfolge (Indiz für primären Kontakt, z.B. Zeile 1 und 3 in Bild 72) oder zumindest eine gleiche ID (Indiz für sekundären Kontakt, z.B. Zeile 4 und 6 in Bild 72) beinhalten. Auch die Mikropartikel der Bruchstücke A und C lassen sich somit ableiten. Für die Definition der Bruchstückkorngröße gibt es verschiedene Möglichkeiten. KHANAL [147, S.93] ermittelt bspw. aus den minimalen und maximalen x-/y-Koordinaten der Mikropartikel eines Bruchstücks sowie den Mikropartikelradien die Längen  $l_x$  und  $l_y$  (s. Bild 72 am Beispiel von Bruchstück A). Hier soll jedoch aus den Mikropartikelradien  $r_j$  eines Bruchstücks  $i$  eine würfelvolumen-

äquivalente Kantenlänge  $d_{p,i}$  berechnet werden, wobei unter Berücksichtigung der Porosität  $n_{\text{poros}}$  des Aufgabekorns ( $n_{\text{poros}}=0,35$ ) gilt:

$$d_{p,i} = \sqrt[3]{\frac{V_{p,i}}{1 - n_{\text{poros}}}} \quad \text{mit: } V_{p,i} = \sum_j \frac{4}{3} \pi \cdot r_j^3. \quad (256)$$

Nach der Bruchanalyse endet die Walzenbrechersimulation mit dem Export der Aufenthaltszeit  $t_i$  und der Simulationsdaten der Betriebs- und Bruchanalyse. Da bei der Massestromzerkleinerung meist eine Materialssäule oberhalb des Kornes als Einzugshilfe wirkt, wurden die Aufenthaltszeiten der Einzelkörner nachträglich noch um die für das Ausstoßen und Zurückfallen benötigten Zeitintervalle, in denen keine signifikanten Kontaktkräfte mehr auftraten, abgemindert.

### 6.3.2 Ergebnisse der Walzenbrechersimulationen

Mit dem in Kapitel 6.3.1 beschriebenen Programm wurden insgesamt 28 Einzelkornsimulationen (7 Korngrößen  $d_{Am}$ , 2 Kornorientierungen  $\alpha_k$ , 2 Werkzeuganordnungen  $\alpha_v$ ) durchgeführt und unter der Bezeichnung „ $\alpha_k$ - $\alpha_v$ - $d_{Am}$ “ abgespeichert. Bild 73 zeigt exemplarisch das DEM-Modell der Simulation „45\_0\_19\_25“ ( $\alpha_k=45^\circ$ ,  $\alpha_v=0^\circ$ ,  $d_{Am}=19,25\text{mm}$ ) vor und nach dem Brechprozess.

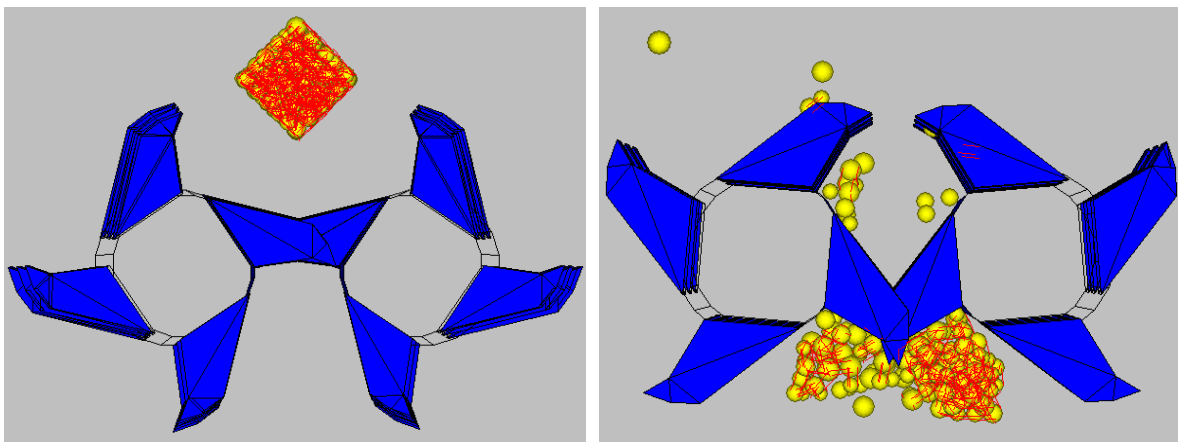


Bild 73: Walzenbrechermodell der Variante „45\_0\_19\_25“ vor (links) und nach dem Brechprozess (rechts).

Die Simulationszielgrößen des Brechprozesses (Aufenthaltszeit, Bruchstückkorngrößen, Zerkleinerungsmomente), die gemäß der in Kapitel 4.3.1 beschriebenen Vorgehensweise ermittelt wurden, werden in den folgenden Kapiteln vorgestellt und zur Berechnung der Auslegungszielgrößen (Grenzdurchsatz, Produktkornband, Leistungsbedarf) nach Kapitel 4.3.2 und 4.3.3 verwendet.

#### 6.3.2.1 Simulationsergebnisse zum Massedurchsatz des Walzenbrechers

Bild 74 zeigt die simulierten Aufenthaltszeiten  $t_i$  in Abhängigkeit der Aufgabekorngröße  $d_{Am,i}$  bei fluchtender ( $\alpha_v=0^\circ$ ) und versetzter Werkzeugformation ( $\alpha_v=15^\circ$ ), wobei jeder

Datenpunkt den Mittelwert aus der Aufenthaltszeit bei einzugünstiger ( $\alpha_k=0^\circ$ ) und einzugünstiger Kornorientierung ( $\alpha_k=45^\circ$ ) repräsentiert. Erwartungsgemäß steigt  $t_i$  mit

wachsender Aufgabekorngröße überproportional an, weil der erforderliche Abbaugrad und damit die Belastungsdauer zunehmen. Außerdem wird deutlich, dass die fluchtende Formation einzugünstiger ist bzw. größere Eindringtiefen ermöglicht, während bei der versetzten Werkzeuganordnung vor dem Bruchprozess noch Umoorientierungs- und Abfräsprozesse stattfinden, die die Aufenthaltszeit erhöhen. Mit

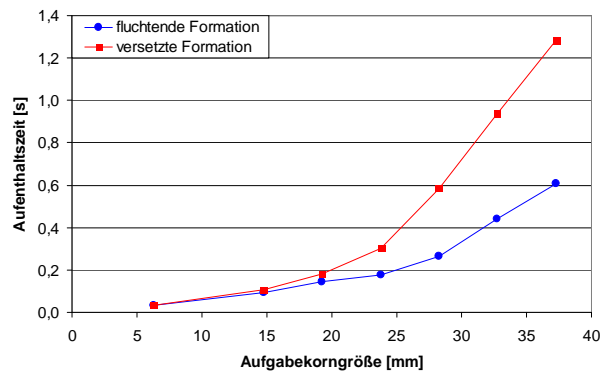


Bild 74: Aufenthaltszeiten verschiedener Aufgabekorngrößen und Werkzeugformationen.

den  $t_i$ -Werten lässt sich gemäß Kapitel 4.3.2 (Gl. 145-150) ein Durchsatzhistogramm erstellen, das die Flächendurchsätze  $\dot{A}_i = d_{Am,i}^2/t_i$  in Abhängigkeit der relativen Betriebsdauer  $\tau_{B,i}$  (Anteil der Belastungsdauer der Fraktion  $d_{Am,i}$  an der gesamten Betriebsdauer) angibt. Da  $\tau_{B,i}$  nicht nur von  $t_i$ , sondern auch von der fraktionellen Aufgabemenge  $f_{A,i}$  abhängt, wurde die in Bild 48 dargestellte GGS-Verteilung eines typischen Aufgabekornbandes ( $k=0,4$ ,  $d_{Am,max}=39,5\text{mm}$ ) für die Modellierung zugrunde gelegt. Mit den Aufenthaltszeiten in Bild 74 und den in Tabelle 8 definierten Fraktionen  $i$  ergeben sich somit die in Bild 75 dargestellten Histogramme für fluchtende und versetzte Formation.

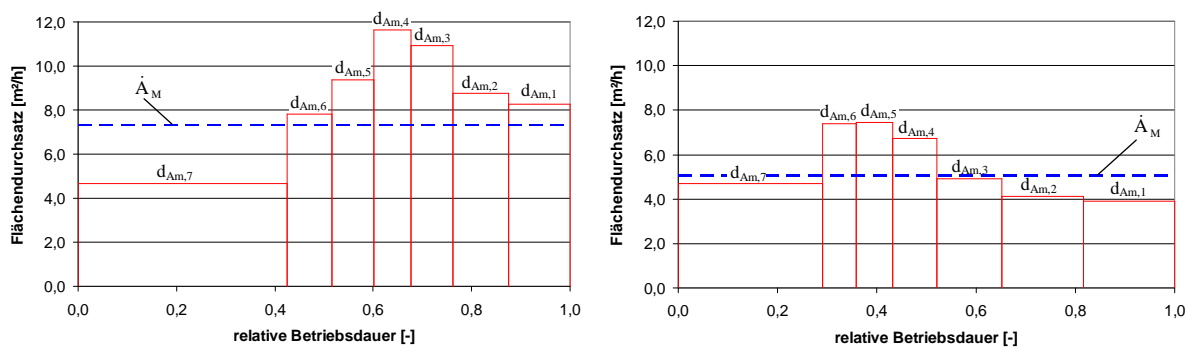


Bild 75: Durchsatzhistogramme bei fluchtender (links) und versetzter Werkzeugformation (rechts).

Der nach Gl. 151 mit  $\tau_{B,i}$  gewichtete Mittelwert  $\dot{A}_M$  der Flächendurchsätze  $\dot{A}_i$  liegt bei fluchtender ( $\dot{A}_M = 7,3\text{m}^2/\text{h}$ ) höher als bei versetzter Werkzeuganordnung ( $\dot{A}_M = 5,0\text{m}^2/\text{h}$ ), was auf die geringeren Aufenthaltszeiten zurückzuführen ist. Für den Massedurchsatz  $\dot{m}$  des Originalwalzenbrechers folgt schließlich mit Gl. 152 und 170:

$$\dot{m} = \rho_{roh} \cdot \beta_A \cdot L_w \cdot \dot{A}_M \cdot m_L^2 = \begin{cases} 594\text{t/h} & \text{bei fluchtender Formation,} \\ 408\text{t/h} & \text{bei versetzter Formation.} \end{cases} \quad (257)$$

$$(258)$$

Für den Feststoffvolumenanteil wurde in Anlehnung an TARIJÁN [70, S.316]  $\beta_A=0,3$  (überschüttete Aufgabe) angesetzt. Die Werte von Rohdichte  $\rho_{\text{roh}}$ , Walzenlänge  $L_w$  und Geometriemaßstab  $m_L$  sind bereits in Kapitel 4 mit  $\rho_{\text{roh}}=2,7\text{t/m}^3$ ,  $L_w=1\text{m}$  und  $m_L=10$  festgelegt worden. Zur Verifizierung und Einordnung der  $\dot{m}$ -Werte bietet sich ein Vergleich mit Berechnungsergebnissen aus den in Kapitel 3.1 vorgestellten Durchsatzmodellen an. Demnach ergibt sich der Grenzdurchsatz bspw. aus Gl. 18 mit der Rohdichte  $\rho_{\text{roh}}=2,7\text{t/m}^3$ , dem Feststoffflächenanteil  $\epsilon_F=\epsilon_{F0}\cdot\epsilon_{F1}\approx 0,5\cdot 0,6$  (s. Tabelle 1), der Materialgeschwindigkeit  $v_G=R_m\cdot 2\pi n_w$  und der Spaltfläche  $A_s$ , so dass gilt:

$$\dot{m} = \rho_{\text{roh}} \cdot \epsilon_{F0} \cdot \epsilon_{F1} \cdot v_G \cdot \dot{A}_s = \begin{cases} 494\text{t/h} \text{ für: } A_s = \frac{1}{2} \cdot L_w \cdot s_{r5}, & (259) \\ 754\text{t/h} \text{ für: } A_s = L_w s_{r5} - T_a \left( \frac{A_{we}}{A_{ges}} \right) l_{we} (R_s - R_w). & (260) \end{cases}$$

In Gl. 259 ist  $A_s=0,092\text{m}^2$  und  $s_{r5}=184\text{mm}$ . Bei Berücksichtigung von Förderprozessen in den Werkzeugtaschen markant profilierter Walzenbrecher kann  $A_s$  auch nach Gl. 260 aus der Axialteilung  $T_a=6$ , der Werkzeuglänge  $l_{we}=160\text{mm}$ , der Werkzeugfläche  $A_{we}=0,017\text{m}^2$ , der Werkzeugtaschenfläche  $A_T=0,050\text{m}^2$  ( $A_{ges}=A_{we}+A_T$ ) und der Werkzeughöhe ( $R_s-R_w$ )=175mm abgeschätzt werden (Bild 42, Tabelle 6), so dass sich  $A_s=0,141\text{m}^2$  ergibt.

Ein Vergleich der Ergebnisse von Gl. 257-258 und Gl. 259-260 zeigt gute Übereinstimmung und bestätigt damit die Eignung des neuen Auslegungsmodells für die Durchsatzprognose. Es ist zwar mit erhöhtem Simulationsaufwand verbunden, berücksichtigt jedoch - im Gegensatz zu Gl. 259-260 - den Einfluss unterschiedlicher Werkzeugformationen und Aufgabekörnungen auf die Einzugs- bzw. Aufenthaltsdauer. Insbesondere bei erhöhtem Grobanteil bzw. abgeseibter Aufgabekörnung und bei der Bewertung unterschiedlicher Werkzeugformationen hinsichtlich ihres Durchsatzverhaltens bietet sich somit die Nutzung des neuen Auslegungsmodells an.

Allerdings gilt es zu berücksichtigen, dass die mittleren Aufenthaltszeiten in Bild 74 noch nicht ausreichend repräsentativ sind und noch durch weitere Simulationen (z.B. bei verschiedenen Walzenorientierungen oder nicht-zentrischer Aufgabeposition) gestützt werden sollten. Auch bei der Aggregation auf Massestromzerkleinerung und dem Scale-Up könnten relevante Kornwechselwirkungen oder Ähnlichkeitsbeziehungen vernachlässigt worden sein. Konkrete Aussagen lassen sich jedoch erst nach einer experimentellen Überprüfung der Aufenthaltszeiten an realen Walzenbrechern ableiten.

### 6.3.2.2 Simulationsergebnisse zur Produktkorngrößenverteilung des Walzenbrechers

Zur Nutzung des WHITEN-Brechermodells in Kapitel 4.3.1 wurde für jede Aufgabekorngröße  $d_{A,m,i}$  die Bruchfunktion aus der Verteilung der Bruchstückgrößen am Brecheraus-

gang ermittelt. Anlage 16 fasst die Simulationsergebnisse in einer Bruchmatrix  $\underline{B}$  für die fluchtende ( $\alpha_v=0^\circ$ ) und versetzte Werkzeugformation ( $\alpha_v=15^\circ$ ) zusammen. Da das Matrixelement  $b_{ij}$  den für die Kornorientierungen  $\alpha_k=0^\circ$  und  $\alpha_k=45^\circ$  gemittelten Masseanteil der Mutterkornfraktion  $j$ , der in die Tochterfraktionen  $i$  übergeht, angibt, muss die Summe aller  $b_{ij}$ -Werte einer Spalte Eins ergeben. Die Fraktionen  $j=7\dots 12$  passieren den Walzenbrecher annahmegemäß ohne Zerkleinerung, so dass für die  $b_{ij}$ -Werte der Hauptdiagonalen jeweils  $b_{ij}=1$  gilt. Für die übrigen Fraktionen  $j=1\dots 6$  lässt sich aus den  $b_{ij}$ -Werten und den Klassenmittelwerten  $d_{p_{m,i}}$  der Tochterfraktionen ein mittlerer Korndurchmesser  $d_{m,j}^*$  des Bruchstückkollektivs von Mutterkornfraktion  $j$  ableiten:

$$d_{m,j}^* = \sum_{i=1}^{12} b_{ij} \cdot d_{p_{m,i}} \quad (261)$$

Für das in Bild 76 links exemplarisch gezeigte Bruchstückkollektiv von  $d_{Am}=19,25\text{mm}$  bei fluchtender Formation ergibt sich bspw. ein Wert von  $d_{m,j}^* = 6,53\text{mm}$ . Die übrigen  $d_{m,j}^*$ -Werte der DEM-Simulationen bei fluchtender und versetzter Formation sind in Bild 76 rechts dargestellt. Kleine Aufgabekörner brechen demnach weniger intensiv als größere Körner, die oft erst nach einem Abfräsprozess eingezogen werden. Die unterschiedlichen Werkzeugformationen scheinen dagegen keinen signifikanten Einfluss auf  $d_{m,j}^*$  zu haben.

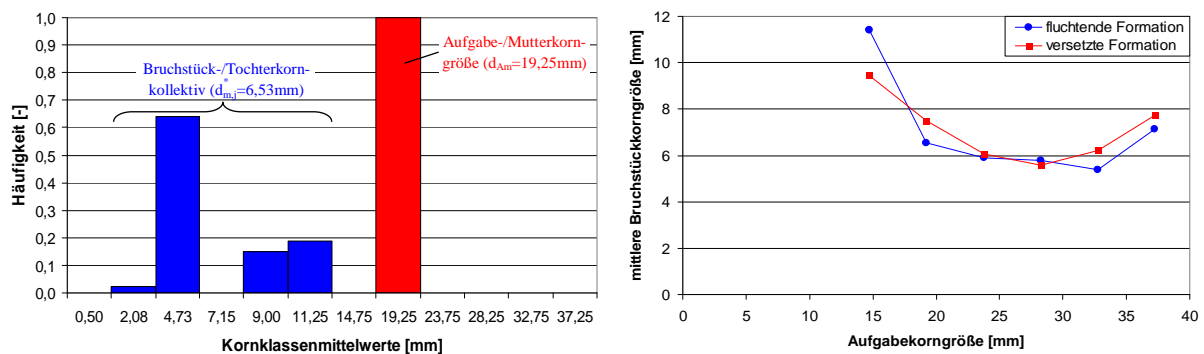


Bild 76: Häufigkeitsverteilung der Bruchstückkorngrößen bei fluchtender Werkzeugformation mit  $d_{Am}=19,25\text{mm}$  (links) und mittlere Korngröße der Bruchstückkollektive bei verschiedenen Werkzeugformationen und Aufgabekorngrößen (rechts).

Zur Ermittlung der Produktkorngrößenverteilung nach dem Bilanzschema von WHITEN (Gl. 156) sind neben der Bruchmatrix  $\underline{B}$  noch die ebenfalls in Anlage 16 dargestellten Matrizen  $\underline{C}$  (Klassiermatrix) und  $\underline{E}$  (Einheitsmatrix) sowie der Verteilungsvektor  $\vec{f}_A$  des Aufgabekornbandes erforderlich. Die Einträge der Klassiermatrix repräsentieren einen idealen Trennprozess mit der Trennkorngröße bei  $12,5\text{mm}$ . Für die hier angenommene GGS-Verteilung ( $k=0,4$ ,  $d_{Amax}=39,5\text{mm}$ ) lassen sich außerdem die fraktionellen Masseanteile des Vektors  $\vec{f}_A$  bestimmen. Aus Gl. 156 ergibt sich damit für den Produktverteilungsvektor:

$$\vec{f}_{P(\text{fluchtende Formation})} = \begin{pmatrix} 0,000 \\ 0,000 \\ 0,000 \\ 0,000 \\ 0,000 \\ 0,000 \\ 0,122 \\ 0,073 \\ 0,074 \\ 0,359 \\ 0,143 \\ 0,230 \end{pmatrix} \quad \text{bzw.:} \quad \vec{f}_{P(\text{versetzte Formation})} = \begin{pmatrix} 0,000 \\ 0,000 \\ 0,000 \\ 0,000 \\ 0,000 \\ 0,000 \\ 0,136 \\ 0,066 \\ 0,062 \\ 0,364 \\ 0,143 \\ 0,230 \end{pmatrix} \quad (262)$$

Die daraus ableitbaren Verteilungssummen (Produktkorngrößenverteilung) folgen näherungsweise einer GGS-Verteilung und sind in Bild 77 dargestellt. Die Werte sind bereits nach Gl. 171 auf den Originalwalzenbrecher skaliert worden, wobei die Verteilungsform nicht verändert wurde. Aus den Verteilungsparametern geht hervor, dass es keine signifikanten Unterschiede im Produktkornband zwischen fluchtender und versetzter Werkzeuganordnung gibt. Relativ zum rot dargestellten Aufgabekornband ist es zu einer für Walzenbrecher typischen Kornbandverkürzung gekommen, so dass sich im doppeltlogarithmischen GGS-Netz ein steilerer Geradenanstieg ergibt.

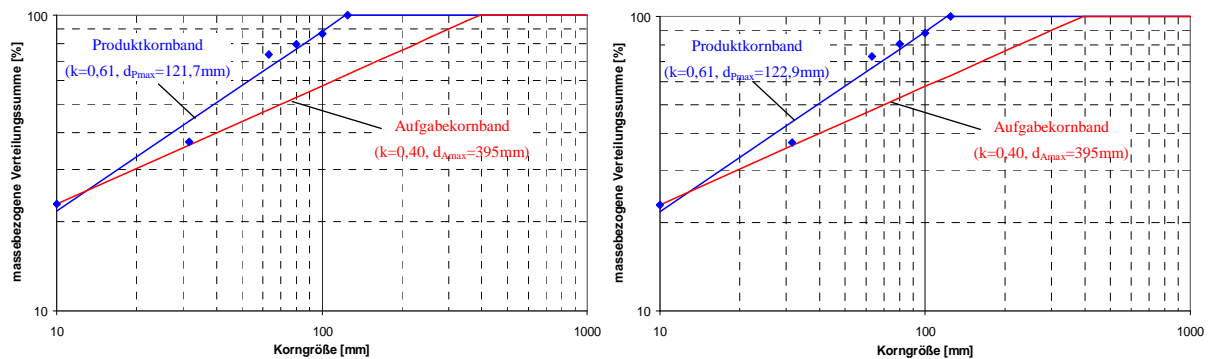


Bild 77: Produktkorngrößenverteilung bei fluchtender (links) und versetzter Werkzeugformation (rechts).

Die Simulationsergebnisse stehen auch im Einklang zu den Ausführungen von LOWRISON [134, S.165-166], nach denen das Produktkornband von Walzenbrechern meist einer GGS-Verteilung mit  $k=0,89\dots 2,9$  folgt. Die etwas zu geringen Anstiege ( $k=0,61$ ) dürften aus dem relativ flachen Verlauf des Aufgabekornbandes resultieren. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass das neue Auslegungsmodell zur Abschätzung der Produktkorngrößenverteilung nutzbar ist, obwohl auch hier eine empirische Überprüfung noch aussteht.

### 6.3.2.3 Simulationsergebnisse zum Leistungsbedarf des Walzenbrechers

Zur Ermittlung der Zerkleinerungsleistung sind neben den bereits in Bild 74 dargestellten Aufenthaltszeiten vor allem die während des Brechprozesses ermittelten Drehmoment-Zeit-Verläufe relevant. Bild 78 zeigt diese exemplarisch für ein 32,75mm großes Aufgabekorn (Kornorientierung  $\alpha_k=0^\circ$ ) bei fluchtender und versetzter Werkzeuganordnung.

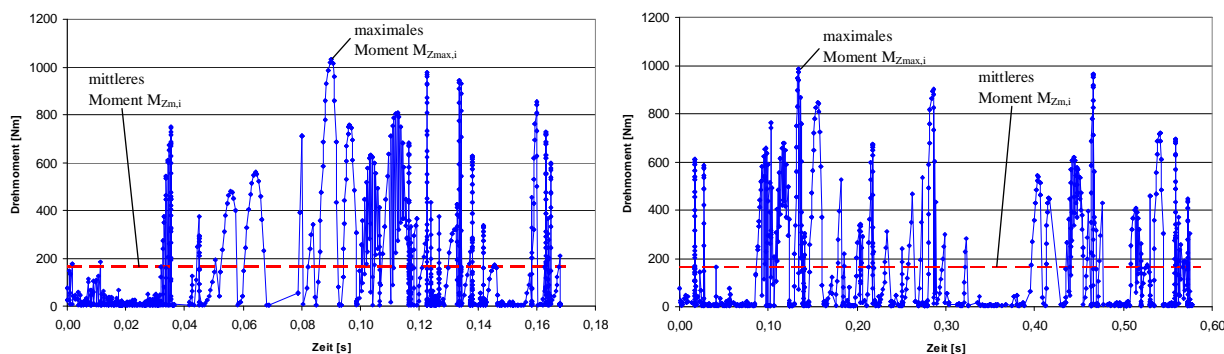


Bild 78: Drehmoment-Zeit-Verläufe von  $d_{Am}=32,75\text{mm}$  bei fluchtender (links) und versetzter Werkzeuganordnung (rechts).

Zur Analyse dieser Belastungsverläufe gibt es in der Literatur verschiedene Methoden, mit denen sich Größe, Dauer und Häufigkeit der Belastungsamplituden für eine dynamische Auslegung von Zerkleinerungsmaschinen ableiten lassen (s. [159]). In dieser Arbeit liegt der Fokus jedoch auf der Leistungsbedarfsermittlung, so dass nur das zeitlich gemittelte ( $M_{Zm,i}$ ) und maximale Drehmoment ( $M_{Zmax,i}$ ) zu bestimmen sind. Nach Auswertung der Drehmomentverläufe ergaben sich die in Bild 79 dargestellten und für die Kornorientierungen  $\alpha_k=0^\circ$  und  $\alpha_k=45^\circ$  gemittelten Werte von  $M_{Zmax,i}$  (links) und  $M_{Zm,i}$  (rechts).

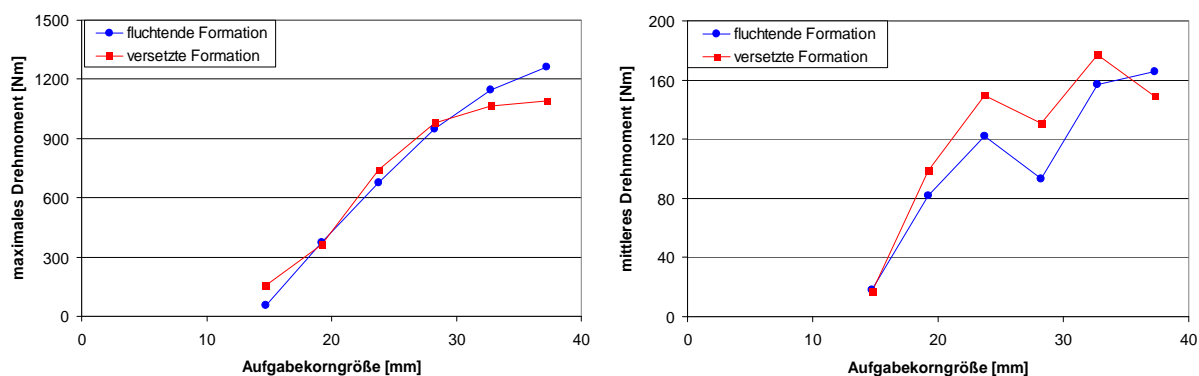


Bild 79: Maximales und mittleres Drehmoment für verschiedene Aufgabekorngrößen und Werkzeuganordnungen.

Obwohl die versetzte Formation einzugsungünstiger ist, wird sie der fluchtenden Werkzeuganordnung vielfach vorgezogen, da die Werkzeuge erst nacheinander zum Eingriff kommen und eine punktförmige Krafteinleitung ermöglichen. In den Simulationen konnte jedoch bis  $d_{Am}=28,25\text{mm}$  keine Verringerung des maximalen Momentes festgestellt werden (s. Bild 79 links). Erst bei größeren Aufgabekörnern zeigen sich deutliche Unterschiede zwischen beiden Anordnungstypen. Sowohl das mittlere, als auch das maximale Dreh-

moment erhöhen sich mit der Korngröße  $d_{Am}$ , wobei sich der Anstieg bei größeren  $d_{Am}$ -Werten durch den Korngrößeneffekt verringert. Ungewöhnlich ist allerdings der Abfall des mittleren Drehmoments bei 28,25 und 37,25mm, der in weiteren Simulationen mit veränderter Aufgabeposition und Walzenorientierung noch detaillierter erforscht werden sollte. Für eine erste Abschätzung des Leistungsbedarfs wird jedoch von den Werten in Bild 79 ausgegangen. Analog zum Grenzdurchsatz lässt sich aus ihnen ein Drehmomenthistogramm für das mittlere und maximale Drehmoment bei fluchtender und versetzter Werkzeuganordnung ableiten (Bild 80 und 81).

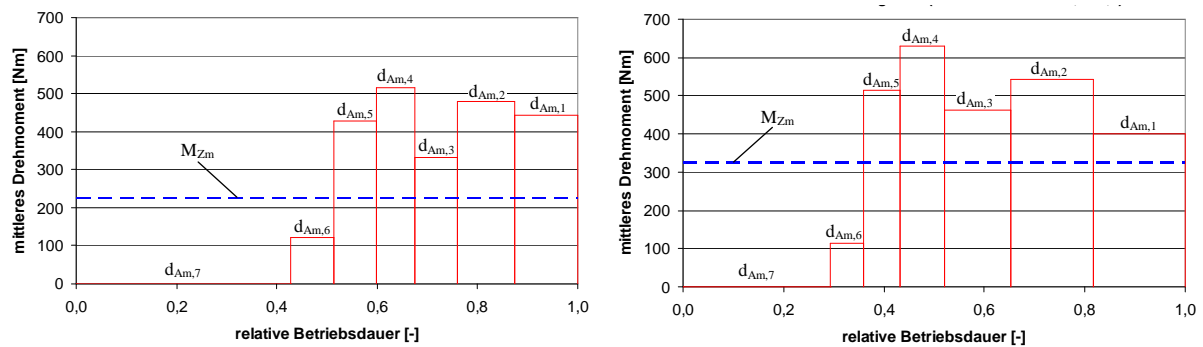


Bild 80: Mittleres Drehmomenthistogramm bei fluchtender (links) und versetzter Werkzeugformation (rechts)

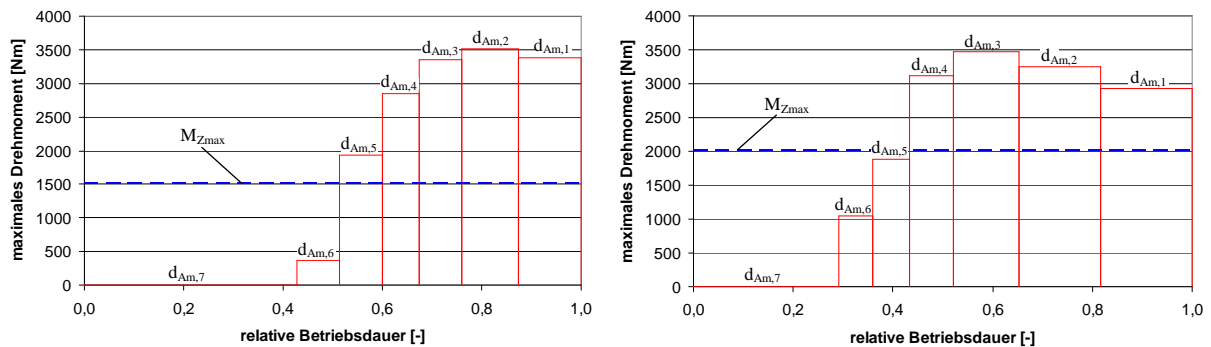


Bild 81: Maximales Drehmomenthistogramm bei fluchtender (links) und versetzter Werkzeugformation (rechts).

Die Säulenhöhen ergeben sich aus den resultierenden Momenten  $M_{Zm,i}^{res}$  und  $M_{Zmax,i}^{res}$  einer Körnerreihe nach Gl. 160 und 161. Neben den Einzelkornmomenten ( $M_{Zm,i}$ ,  $M_{Zmax,i}$ ) spielt demnach auch die Körneranzahl  $(L_w/d_{Am,i}) \cdot (a_w/d_{Am,i})$  der jeweiligen Kornreihe eine Rolle. Entscheidend ist außerdem die relative Betriebsdauer  $\tau_{B,i}$  (Säulenbreite), in der die Momente wirken, so dass auch das Aufgabekornband (GGs-Verteilung mit  $k=0,4$ ,  $d_{Amax}=39,5\text{mm}$ ) und die Aufenthaltszeit  $t_i$  (s. Bild 74) mit eingehen. Das mittlere ( $M_{Zm}$ ) und maximale Drehmoment ( $M_{Zmax}$ ) des gesamten Körnerkollektivs folgt schließlich aus den mit  $\tau_{B,i}$  gewichteten Mittelwerten von  $M_{Zm,i}^{res}$  und  $M_{Zmax,i}^{res}$  nach Gl. 162 und 163. Somit ergibt sich (s. Bild 80):

$$M_{Zm} = \begin{cases} 224,8\text{Nm} & \text{bei fluchtender Formation,} \\ 324,2\text{Nm} & \text{bei versetzter Formation,} \end{cases} \quad (263)$$

$$(264)$$



$$M_{Z_{\max}} = \begin{cases} 1525,8\text{Nm} & \text{bei fluchtender Formation,} \\ 2011,6\text{Nm} & \text{bei versetzter Formation.} \end{cases} \quad (265)$$

Aus diesen Werten lassen sich die mittlere ( $P_{Z_m}^M$ ) und maximale Zerkleinerungsleistung ( $P_{Z_{\max}}^M$ ) des Modellwalzenbrechers nach Gl. 164 und 165 ableiten. Dabei beträgt der Auflockerungsgrad  $\beta_A=0,3$  (analog zur Durchsatzermittlung) und die Drehzahl  $n_w=1,20\text{s}^{-1}$ . Zum Scale-Up auf den Originalwalzenbrecher ist gemäß Gl. 176 noch der Korngrößeneffekt  $r_\sigma$  der Festigkeit zu berechnen. Er entspricht dem Mittelwert der Korngrößeneffekte aller in Walzenbrechern relevanten Lastfälle (PLT, PFLT; FLT), wobei zusätzlich noch eine Gewichtung hinsichtlich der Bedeutung der Lastfälle mit 0,8 (PLT), 0,1 (PFLT) und 0,1 (FLT) einbezogen wird. Da die Korngrößeneffekte von Granodiorit aus Kindisch  $-0,96$  (PLT),  $-0,87$  (PFLT) und  $-0,43$  (FLT) betragen (s. Tabelle 10), ergibt sich für den gewichteten Mittelwert:

$$r_\sigma = 0,8 \cdot (-0,96) + 0,1 \cdot (-0,87) + 0,1 \cdot (-0,43) = -0,90. \quad (267)$$

Für die mittlere ( $P_{Z_m}$ ) und maximale Zerkleinerungsleistung ( $P_{Z_{\max}}$ ) des Originalwalzenbrechers (Maßstabsfaktor  $m_L=10$ ) folgt damit:

$$P_{Z_m} = 2 \cdot \beta_A \cdot M_{Z_m} \cdot 2\pi \cdot n_w \cdot m_L^{r_\sigma+2} = \begin{cases} 12,8\text{kW} & \text{bei fluchtender Formation,} \\ 18,5\text{kW} & \text{bei versetzter Formation,} \end{cases} \quad (268)$$

$$P_{Z_{\max}} = 2 \cdot \beta_A \cdot M_{Z_{\max}} \cdot 2\pi \cdot n_w \cdot m_L^{r_\sigma+2} = \begin{cases} 87,0\text{kW} & \text{bei fluchtender Formation,} \\ 114,6\text{kW} & \text{bei versetzter Formation.} \end{cases} \quad (270)$$

Die Prognosegüte des neuen Auslegungsmodells lässt sich bezüglich des Leistungsbedarfs am sinnvollsten durch Versuche an einem entsprechenden Walzenbrecher abschätzen. Alternativ können auch die Berechnungsergebnisse der in Kapitel 3.2.3 vorgestellten Modelle zur Gütebewertung herangezogen werden. Problematisch ist allerdings, dass sie aufgrund unterschiedlicher Prämissen zu sehr verschiedenen Ergebnissen kommen und wichtige Aspekte wie die Aufgabekorngrößenverteilung oder die Walzenprofilierung vernachlässigen. An dieser Stelle soll deshalb lediglich die von SOMMER [98] speziell für Profilwalzenbrecher angegebene Beziehung in Gl. 98 zugrunde gelegt werden. Die Motorleistung  $P_M$  lässt sich demnach aus den Walzenabmessungen  $L_w=1\text{m}$ ,  $D_m=0,49\text{m}$  und dem Faktor  $c_{L2}=100$  (für harte Stoffe wie bspw. Granodiorit aus Kindisch) abschätzen zu:

$$P_M = c_{L2} \cdot L_w \cdot D_m = 49,1\text{kW}. \quad (272)$$

Unter der Annahme, dass die Körner im Brechraum nicht gleichzeitig, sondern nacheinander ihren Bruchpunkt erreichen, lässt sich  $P_M$  aus  $P_{Z_m}$  ableiten. Zusätzlich sind noch die Übertragungsverluste des Antriebssystems ( $\eta_{\text{mech}}$ ) und Motors ( $\eta_M$ ) zu berücksichtigen.

Mit  $\eta_M \approx 0,90$  und  $\eta_{\text{mech}} \approx 0,41$  (s. Fußnote 64 für  $D_m = 0,49\text{m}$ ) würde sich als Motorleistung nach dem neuen Auslegungsmodell ergeben:

$$P_M = P_{Zm} / (\eta_M \cdot \eta_{\text{mech}}) = \begin{cases} 34,7 \text{ kW} & \text{bei fluchtender Formation,} \\ 50,1 \text{ kW} & \text{bei versetzter Formation.} \end{cases} \quad (273)$$

Die Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung mit dem Wert von Gl. 272. Überraschend ist lediglich, dass der Leistungsbedarf bei versetzter Formation über dem der fluchtenden Formation liegt. Die höhere Stoßbelastung in Walzenbrechern mit fluchtend angeordneten Werkzeugen lässt sich somit aus den bisherigen Simulationsergebnissen noch nicht ableiten, zumal auch die maximale Zerkleinerungsleistung  $P_{Z\text{max}}$  (aufgrund längerer Belastungszeiten) bei versetzter Formation größer gewesen ist.

## 7 Zusammenfassung und Ausblick

Profilwalzenbrecher werden in den verschiedensten Industriezweigen zur Weich- und Mithartzerkleinerung eingesetzt, wobei in den letzten Jahren vor allem die markant profilierten Fräswalzenbrecher wegen ihrer geringen Bauhöhen und der effizienten, schonenden Zerkleinerung an Bedeutung gewonnen haben. Trotz ihrer wirtschaftlichen Vorteile gibt es bisher nur wenige physikalisch begründete Modelle für den Stoffwandlungsprozess in Profilwalzenbrechern.

Die Analyse des wissenschaftlich-technischen Erkenntnisstandes in Kapitel 3 über Auslegungsmodelle zu den Hauptzielgrößen (Durchsatz, Leistungsbedarf, Produktkorngrößenverteilung) zeigte, dass wichtige Einflussgrößen oft unberücksichtigt bleiben. So werden die Profilwalzen meist durch Glattwalzen und die Aufgabekörner durch Kugeln oder ein Kontinuum vereinfacht. Auch die Einflüsse der Stoffart oder der Aufgabekorngrößenverteilung finden kaum Berücksichtigung, so dass zur Maschinenauslegung bisher vordergründig empirische Ansätze herangezogen werden. Vor diesem Hintergrund besteht die Zielstellung der Arbeit somit in der Entwicklung eines neuen Auslegungsmodells für markant profilierte Walzenbrecher, um eine verbesserte Prognostizierung für die relevanten Auslegungszielgrößen zu ermöglichen. Gleichzeitig soll damit die Grundlage zur Weiterentwicklung dieser Brechertypen für härtere Aufgabematerialien (Hartgestein-Profilwalzenbrecher) geschaffen werden.

Im Vorfeld der Modellierung sind in Kapitel 4 zunächst die stoff-, maschinen- und systembezogenen Einflussgrößen und die Modellierungsmethodik festgelegt worden. Als Aufgabestoffart wurde das vergleichsweise feste Gestein „Granodiorit aus Kindisch“ ( $\sigma_d=163\text{MPa}$ ,  $\rho_{\text{roh}}=2,70\text{g/cm}^3$ ,  $E_p=35,3\text{GPa}$ ,  $\nu_p=0,22$ ) gewählt, da es als Muttergestein von Kupfererz sehr bedeutsam ist und außerdem eine Abschätzung des Entwicklungspotentials von Hartgestein-Profilwalzenbrechern ermöglicht. Die weiteren Stoff- und Maschinenparameter orientierten sich an praxistypischen Werten eines 500er Center Sizers. Bei der Festlegung der Walzenprofilierung wurden außerdem die Ergebnisse von Vorooptimierungsrechnungen, die das Zerkleinerungspotential verschiedener Brechraumgeometrien abgeschätzt haben, mit einbezogen.

Wegen der bis zu 2m großen Aufgabekörner bei Profilwalzenbrechern ist es sinnvoll, den Stoffstrom nicht als Kontinuum, sondern durch einzelne, diskrete Partikel nachzubilden (Diskret-Element-Methode). Als Kornform wurden Würfelkörner ausgewählt, da sich eventuelle Abfräsprozesse oberhalb der Walzen mit den sonst üblicherweise verwendeten Modellgeometrien (z.B. Kugeln) nicht nachbilden lassen. Die Modellierung der Bruchprozesse für jedes einzelne Korn ist allerdings mit hohem Rechenaufwand verbunden. In dieser Arbeit wurde der Stoffwandlungsprozess deshalb lediglich bei Einzelkornaufgabe an einem im Maßstab 1:10 verkleinerten Modellwalzenbrecher simuliert und anschließend

durch Aggregationsregeln auf Massestromzerkleinerung und durch Skalierungsregeln auf den Originalwalzenbrecher übertragen.

Für die Modellkalibrierung und zum Scale-Up wurden in Kapitel 5 Zerkleinerungsversuche an Granodiorit aus Kindisch im Korngrößenbereich von 40...500mm durchgeführt, wobei die in Profilwalzenbrechern relevanten Krafteinleitungsarten zwischen Werkzeugen und/oder Walzengrundkörpern durch den PLT (Punktlasttest), PFLT (Punktflächenlasttest) und FLT (Flächenlasttest) Berücksichtigung fanden. Für alle drei Lastfälle ergab sich ein signifikanter Korngrößeneffekt bei der flächenbezogenen Bruch-/Brechkraft, der massebezogenen Bruch-/Brecharbeit und der Bruch-/Brechsteifigkeit. Auch zwischen den einzelnen Belastungsarten zeigten sich große Unterschiede. Die Zerkleinerung im PLT erfordert die geringste Bruchkraft/-energie, während der PFLT einen geringfügig und der FLT einen deutlich höheren Kraft-/Energieaufwand offenbarten.

Mit Hilfe dieser Versuchsergebnisse konnten in Kapitel 6 schließlich die Zerkleinerungssimulationen mit der Diskret-Element-Methode (DEM) durchgeführt werden. Nach einer mathematisch-statistischen Modellkalibrierung, die vordergründig auf Kalibrierungssimulationen des PLT (Hauptbelastungsart in Profilwalzenbrechern) basierte, wurde mit den eigentlichen Walzenbrechersimulationen begonnen. Die Einzelkornsimulationen erfolgten stets mit zentrischer Kornpositionierung unmittelbar oberhalb der Walzen. Dagegen sind die Aufgabekorngröße (Würfelkantenlänge) mit  $d_{Am}=\{6,25, 14,75, 19,25, 23,75, 28,25, 32,75, 37,25\text{mm}\}$ , die Aufgabekornorientierung mit  $\alpha_k=\{0, 45^\circ\}$  und die Werkzeuganordnung mit  $\alpha_v=0^\circ$  (fluchtend) und  $\alpha_v=15^\circ$  (versetzt) variiert worden.

Die Simulationsergebnisse zeigten eine progressive Zunahme der Kornaufenthaltszeit im Brechraum mit der Korngröße. Bei versetzter Formation steigt die Aufenthaltszeit dabei stärker an, als bei fluchtender Formation, weil sich die Einzugszeiten insbesondere bei großen Partikeln erhöhen. Die Auswertung der simulierten Drehmoment-Zeit-Verläufe ergab ebenfalls einen signifikanten Anstieg des mittleren und maximalen Drehmoments mit der Aufgabekorngröße. Allerdings zeigten sich nur geringe Unterschiede zwischen fluchtender und versetzter Formation. Bei größeren Körnern ist das maximale Moment demnach bei versetzter etwas kleiner als bei fluchtender Werkzeuganordnung, während es bei kleineren Körnern keine signifikanten Unterschiede mehr gibt.

Für die Übertragung der Simulationsergebnisse auf den Originalwalzenbrecher bei Mehrkornzerkleinerung wurde von einer GGS-Verteilung mit relativ hohem Feinanteil ( $k=0,4$ ,  $d_{Amax}=395\text{mm}$ ), die insbesondere bei den für die Abraumaufbereitung (Overburden) eingesetzten Sizern typisch ist, ausgegangen. Verglichen mit häufig genutzten, konventionellen Berechnungsmodellen zeigte sich dabei eine gute Übereinstimmung mit den Durchsätzen des neuen Auslegungsmodells. Auch für den Leistungsbedarf ergaben sich ähnliche Werte wie bei klassischen Berechnungsansätzen. Bei der Produktkorngrößenverteilung konnte die

für Profilwalzenbrecher typische Eigenschaft der Kornbandverkürzung zu einer GGS-Verteilung mit  $k=0,61$  und  $d_{p_{max}} \approx 122\text{mm}$  nachgewiesen werden, wobei die Werkzeuganordnung keinen Einfluss auf das Produktkornband ausübte.

Die Simulationsergebnisse bzw. die Werte der Auslegungszielgrößen verdeutlichen, dass markant profilierte Walzenbrecher auch für härtere Aufgabestoffe wie bspw. Granodiorit aus Kindisch weiterentwickelt werden könnten. Dabei ist allerdings der Einfluss des Grobkornanteils im Aufgabekornband zu berücksichtigen, da er Durchsatz, Leistungsbedarf und Produktkorngrößenverteilung entscheidend beeinflusst. Weiterhin ist zu beachten, dass das neue Auslegungsmodell noch keine Aussagen über den auftretenden Werkzeugverschleiß oder die erforderliche Dauerfestigkeit der Brecherbauteile zulässt und eine empirische Überprüfung der Modellgüte mit Testergebnissen an einer vergleichbaren Walzenbrecheranlage noch aussteht. Für eine weitere Qualifizierung der Aussagen des Auslegungsmodells wird deshalb die Bearbeitung folgender Schwerpunkte vorgeschlagen:

- Durchführung weiterer Einzelkornsimulationen mit verschiedenen Walzenorientierungen und Aufgabepositionen.
- Verbesserte Bruchmodellierung durch eine feinere Diskretisierung des Makropartikels (z.B. auf Basis von Dünnschliffbildern) und realistischere Kontakt-/Bruchmodelle.
- Verbesserte Modellkalibrierung durch Berücksichtigung weiterer Lastfälle in Profilwalzenbrechern (z.B. Scherung) und Einbeziehung der experimentell ermittelten Streuung der Bruchparameter.
- Effizientere Modellkalibrierung durch Automatisierung und Nutzung geeigneter Software für Sensitivitätsanalysen bzw. Polyoptimierungen.
- Modelltestung für verschiedene Profilwalzengeometrien und Aufgabestoffarten.
- Einbeziehung schneidtechnischer Untersuchungen für die Detailoptimierung der Werkzeuggeometrie und für Abschätzungen zum Werkzeugverschleiß bzw. dessen Einfluss auf die Zerkleinerungskräfte.
- Direkte Simulation der Massestromzerkleinerung zur besseren Erfassung interpartikulärer Wechselwirkungen, wobei zur Bruchsimulation zunächst auf vereinfachte DEEM-Ansätze mit kubischen Modellpartikeln zurückgegriffen werden könnte.

Zukünftige Forschungsarbeiten bieten sich sowohl bei der theoretischen Modellierung von Zerkleinerungsprozessen in Walzenbrechern, als auch bei deren empirischer Validierung mit Hilfe von Walzenbrecherversuchen an. Auch hybride Simulationsmodelle, die neben der Zerkleinerung (mit DEM) auch die Bauteilbelastung (mit FEM) nachbilden, könnten einen wichtigen Beitrag bei der weiteren Walzenbrecherentwicklung liefern.

---

## Literaturverzeichnis

- [1] Schubert, H. (Hrsg.): Handbuch der mechanischen Verfahrenstechnik. Band I, WILEY-VCH Verlag, Weinheim (2003).
- [2] Buxbaum, O.: Betriebsfestigkeit. 2. Auflage, Verlag Stahleisen, Düsseldorf (1992).
- [3] Schubert, H. (Hrsg.): Handbuch der mechanischen Verfahrenstechnik. Band II, WILEY-VCH Verlag, Weinheim (2003).
- [4] Stieß, M.: Mechanische Verfahrenstechnik, Band I, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg u.a. (1992).
- [5] Stieß, M.: Mechanische Verfahrenstechnik, Band II, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg u.a. (1992).
- [6] Pahl, M. H.: Zerkleinerungstechnik, 2. Auflage, Verlag TÜV Rheinland, Köln (1991).
- [7] von der Ohe, W.: Einzelkorn-Druckzerkleinerung in einem Walzenspalt mit und ohne Friktion. Dissertation, TH Karlsruhe (1967).
- [8] Schönert, K.: Einzelkorn-Druckzerkleinerung und Zerkleinerungskinetik. Dissertation, TH Karlsruhe (1966).
- [9] Unland, G.: The Principles of Single-Particle Crushing. In: Williams, J.C.; Allen, T. (Hrsg.): Handbook of Powder Technology, Vol. 12: Particle Breakage. Verlag Elsevier, Amsterdam, Boston u.a. (2007).
- [10] Höfl, K.: Zerkleinerungs- und Klassiermaschinen. 1. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1985).
- [11] Mittag, C.: Die Hartzerkleinerung. Springer-Verlag, Berlin, Göttingen u.a. (1953).
- [12] Schubert, G.: Zerkleinerung nicht-spröder Abfälle und Schrotte, Vortragsband, Heidelberg (2002).
- [13] Schubert, H.: Aufbereitung fester mineralischer Rohstoffe. Band I, 2. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig (1984).
- [14] Zlatev, M.: Beitrag zur quantitativen Kornformcharakterisierung unter besonderer Berücksichtigung der digitalen Bildaufnahmetechnik. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (2005).
- [15] Szczelina, P.: Auslegung von Backenbrechern durch Modellierung des Körnerverhaltens. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (2000).
- [16] Popov, O.: Beitrag zur mathematisch-petrographischen Gefügecharakterisierung für die Beurteilung der Festgesteine hinsichtlich ihrer Aufbereitung und ihrer Produkteigenschaften. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (2007).
- [17] Woladt, D.: Zerkleinerung nicht-spröder Stoffe in Rotorscheren und -reißern. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (2004).
- [18] Drechsel, C.: Analyse und Bewertung von Shreddern. Diplomarbeit, TU Bergakademie Freiberg (2003).
- [19] Schmidt, M.: Untersuchungen zur Zerkleinerung in Profilwalzenbrechern. Diplomarbeit, TU Bergakademie Freiberg (2004).
- [20] Böhringer, P.; Höfl, K.: Baustoffe wiederaufbereiten und verwerten. Verlag AVS-Institut, Unterhaching (1994).
- [21] Unland, G.; Schmidt, M.: Zur Systematik von Walzenbrechern. Aufbereitungstechnik Nr. 4 (2007).
- [22] o.V.: Bandgerechte Zerkleinerung von Kali durch Westfalia-Durchlaufwalzenbrecher. Westfalia-Berichte (1968).
- [23] Cesnek, V.: Die Entwicklung und Erprobung eines neuartigen Zweiwalzenbrechers für die Zerkleinerung von lignitischer Braunkohle. Bergbauwissenschaften Nr. 5 (1968), S.176ff.

- 
- [24] Krug, H.; Naundorf, W. (Hrsg.): Braunkohlenbrikkettierung. Band I, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1984).
- [25] Kellerwessel, H.: Geschichte der Aufbereitung, Verlag GDMB, Clausthal-Zellerfeld (1998).
- [26] Firma MMD Mining Machinery Developments: Brechmaschine zur Zerkleinerung von Mineralien. Patentschrift Nr. AT000000032567E, Deutsches Patent- und Markenamt (1988), URL: <http://depatisnet.dpma.de>, Abruf am 20.03.2009.
- [27] Weck, M.: Werkzeugmaschinen Fertigungssysteme. Band I, 4. Auflage, VDI-Verlag, Düsseldorf (1991).
- [28] Unland, G.: Markt FOCUS - Marktübersicht Brecher, Bertelsmann Springer Bauverlag (2003).
- [29] o.V.: Arbeitsblätter Konstruktionslehre und Maschinenelemente. Datenblattsammlung, TU Bergakademie Freiberg (2006).
- [30] Strzodka, K.; Sajkiewicz, J.; Dunikowski, A. (Hrsg.): Tagebautechnik. Band I, 1. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1979).
- [31] Roschlau, H.; Heintze, W.: Wissensspeicher Bergbau. 3. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1985).
- [32] Meidl, B.; Herrenknecht, M.; Anheuser, L.: Maschinelles Tunnelbau im Schildvortrieb. Ernst & Sohn Verlag, Berlin (1995).
- [33] Roschlau, H.; Heintze, W.: Bergbautechnologie. 1. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1975).
- [34] Rumpf, H.: Die Einzelkornzerkleinerung als Grundlage einer technischen Zerkleinerungswissenschaft. Chemie Ingenieur Technik 37 (1965).
- [35] Unland, G.: Umweltgerechtes Konstruieren. Vorlesungsunterlagen, TU Bergakademie Freiberg (2007).
- [36] Salmang, H.; Scholze, H.: Keramik. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg u.a. (2007).
- [37] Kirchberg, H.: Aufbereitung bergbaulicher Rohstoffe, Band I, Wilhelm Gronau Verlag, Jena (1953).
- [38] Firma Wery: Wery-Schneidwalzenbrecher. URL: <http://www.wery-gmbh.de/schneid1.htm>, Abruf am 20.03.2009.
- [39] Ries, H.: Verfahrenstechnische und technologische Probleme bei der Zerkleinerung weicher bis mittelharter Stoffe. Aufbereitungstechnik Nr. 4 (1964).
- [40] von den Driesch, S.: Schneidtechnische Untersuchungen am Querschneidkopf einer Teilschnitt-Vortriebsmaschine, Dissertation, TU Clausthal (1993).
- [41] Firma Pennsylvania Crusher: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.penncrusher.com>, Abruf am 21.03.2009.
- [42] Firma Sandvik Mining and Construction: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.aubema.de>, Abruf am 21.03.2009.
- [43] Firma ThyssenKrupp Fördertechnik: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.eprocessingplants.com>, Abruf am 21.03.2009.
- [44] Firma KEMA Maschinenbau: KEMA-Oszillatorwalzenbrecher System Kemetter. Firmenschrift, Görlitz.
- [45] Firma Halbach & Braun: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.halbachbraun.de>, Abruf am 21.03.2009.
- [46] Firma Hazemag & EPR: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.hazemag.de>, Abruf am 21.03.2009.

- 
- [47] Firma ABON and FLSmidth Minerals: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.abon.com.au>, Abruf am 21.03.2009.
- [48] Firma FAM Förderanlagen Magdeburg: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://fam.de>, Abruf am 21.03.2009.
- [49] Firma Mc Lanahan: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.mclanahan.com>, Abruf am 21.03.2009.
- [50] Firma Händle: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://haendle.com>, Abruf am 21.03.2009.
- [51] Firma Merz Aufbereitungstechnik: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://merz-aufbereitungstechnik.de>, Abruf am 21.03.2009.
- [52] Firma MMD Mining Machinery Developments: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.mmdsizers.com>, Abruf am 21.03.2009.
- [53] Firma Thomaco Baumaschinen: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.thoma-fraesbrecher.de>, Abruf am 21.03.2009.
- [54] Firma Sheartechnology: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: [www.sheartechnology.co.uk](http://www.sheartechnology.co.uk), Abruf am 18.01.2004.
- [55] Firma Neuenhauser Umwelttechnik: Langsamlaufende Schraubenmühle. URL: [http://www.neuenhauser.de/contero/neuenhauser-umwelttechnik\\_1887\\_schrauben-muehle.html](http://www.neuenhauser.de/contero/neuenhauser-umwelttechnik_1887_schrauben-muehle.html), Abruf am 21.03.2009.
- [56] Winterhalder, O. J.: Langzeiteinsatz eines Zweiwalzenbrechers im Kalkwerk Otterbein-Müs. *Aufbereitungstechnik* Nr. 4 (1986), S.217-221
- [57] Höfl, K.: *Maschinen zur Aufbereitung und Verarbeitung fester mineralischer Rohstoffe*. Band I, Lehrbrief (unveröffentlicht).
- [58] Höfl, K.: *Maschinen zur Aufbereitung und Verarbeitung fester mineralischer Rohstoffe*. Band II, Lehrbrief (unveröffentlicht).
- [59] Köhler, G.; Pokorny, J.; Rognitz, H. (Hrsg.): *Maschinenteile*. Band I, 8. Auflage, Teubner Verlag, Stuttgart (1992).
- [60] Firma Pallmann: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.pallmann.de>, Abruf am 21.03.2009.
- [61] Hahn, U.: Die Naturstein-Industrie im Zeitraum 2003/2004. *Die Naturstein-Industrie* Nr. 5 (2004).
- [62] Unland, G.; Raaz, V.: Die formale Charakterisierung der Gesteine - ein Beitrag aus der Sicht des Maschinenbaus. *Zeitschrift geologische Wissenschaften* 26 Nr. 3/4 (1998), S.315-328.
- [63] Peschel, A.: *Natursteine*. 1. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie (1977).
- [64] Unland, G.; Schmidt, M.: Bestimmung der Zerkleinerungskräfte bei Fräswalzenbrechern. *Aufbereitungstechnik* Nr. 8 (2008).
- [65] Unland, G.: *Aufbereitungsmaschinen - Steilkegelbrecher*. Vorlesungsunterlagen, TU Bergakademie Freiberg (2007).
- [66] Höfl, K.: *Maschinen für Aufbereitungs- und Verarbeitungsprozesse*. Lehrbrief, Heft 3, Bergakademie Freiberg (1977).
- [67] Kellerwessel, H.: *Aufbereitung disperser Feststoffe*. VDI-Verlag, Düsseldorf (1991).
- [68] Zogg, M.: *Einführung in die mechanische Verfahrenstechnik*. 2. Auflage, Teubner Verlag, Stuttgart (1987).
- [69] Rumpf, H.: Physikalische Aspekte des Zerkleinerns, Ähnlichkeitsgesetz der Bruchmechanik und die Energieausnutzung der Einzelkornzerkleinerung. *Aufbereitungstechnik* Nr. 2 (1973), S.59-71.



- 
- [70] Tarján, G.: Mineral Processing. Volume I, Verlag Akadémiai Kiadó, Budapest (1981).
- [71] Rühl, M.: Die Gestaltung von Zerkleinerungsmaschinen durch rechnerische Vorausbestimmung der Zerkleinerungskräfte und der Zerkleinerungsarbeit. *Aufbereitungstechnik* Nr. 5 (1964), S.220-230.
- [72] Sobol, R.: Modellierung der Druckzerkleinerung bei unterschiedlichen Krafteinleitungsbedingungen. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (2008).
- [73] Kleeberg, J.: Untersuchungen zur Oberflächenbelastung der Walzen von Gutbett-Walzenmühlen. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (2007).
- [74] Feige, F.: Beitrag zum Bewegungs- und Beanspruchungsverhalten einer Körnerschicht im Walzenspalt. Dissertation, Bergakademie Freiberg (1982).
- [75] Zelikow, A. E.: Lehrbuch des Walzwerkbaus. VEB Verlag Technik, Berlin (1957).
- [76] Tschekmarew, A. P.: Theorie des Walzens. Konferenzmaterialien über theoretische Probleme des Walzens, Staatlich-wissenschaftlich-technischer Verlag der Schwarz- und Weißmetallurgie, Moskau (1962).
- [77] Schwechten, D.: Trocken- und Naßmahlung spröder Materialien in der Gutbett-Walzenmühle. Dissertation, TU Clausthal (1987).
- [78] Unland, G.; Wang, G.: Modell für Hochdruck-Rollenmühlen - eine phänomenologisch-mathematische Näherung Teil 1. *ZKG International* 51 Nr. 7 (1998), S.347-353.
- [79] Unland, G.; Wang, G.: Modell für Hochdruck-Rollenmühlen - eine phänomenologisch-mathematische Näherung Teil 2. *ZKG International* 51 Nr. 11 (1998), S.600-617.
- [80] Lengauer, M.; Danzer, R.: Bericht über die Arbeiten des Instituts für Struktur- und Funktionskeramik im Rahmen des Projektes „Keramische Walzen“. Montanuniversität Leoben (2003), URL: [http://fahrzeugtechnik.fh-joanneum.at/publikationen/Bericht-Keramische\\_Walzen\\_Jan2003\\_LENGAUER\\_DANZER.pdf](http://fahrzeugtechnik.fh-joanneum.at/publikationen/Bericht-Keramische_Walzen_Jan2003_LENGAUER_DANZER.pdf), Abruf am 21.03.2009.
- [81] Weidauer, J.: Elektrische Antriebstechnik. Verlag Publicis Corporate Publ., Erlangen (2008).
- [82] Herrmann, W.; Rieger, R.: Auslegung von Walzenpressen. *Aufbereitungstechnik* 18 Nr. 12 (1977), S.648-655.
- [83] Patzelt, N.; Tiggesbäumker, P.: Konstruktive Lösungen für betriebssichere Mahlwalzen von Gutbett-Walzenmühlen. *Zement-Kalk-Gips* 44 Nr. 2 (1991), S.88-92.
- [84] Bularin, I.A.; Silenko, S.G.: Maschinen zur Herstellung von Baumaterialien (Übersetzung aus dem Russischen). Masgiz, Moskau (1954).
- [85] Mölling, H.A.: Berechnungsansätze für Grobzerkleinerungsmaschinen. *Aufbereitungstechnik* Nr. 2 (1967), S.77-79.
- [86] Motek, H.: Praxis der Hartzerkleinerung - Teil 4. *Aufbereitungstechnik*, Nr. 10 (1972).
- [87] Firma Klöckner-Humboldt-Deutz: Walzenbrecher. Firmenschrift, Köln (1973).
- [88] Olewskij, W.A.: Konstruktion, Berechnung und Betrieb von Zerkleinerungsmaschinen (Übersetzung aus dem Russischen). Staatlich-wissenschaftlich-technischer Verlag der Bunt- und Schwarzmetallurgie, Moskau (1958).
- [89] Hodel, J.: Grundlagen zur Konstruktion von Hartzerkleinerungsmaschinen. Technische Mitteilung Krupp-Werkberichte, Band 23 Heft 4 (1965), S.179-188.
- [90] Anochin, A.J.: Straßenbaumaschinen - Grundlagen der Theorie und Berechnung. VEB Verlag Technik, Berlin (1952).
- [91] Naundorf, W.: Beitrag zu den Gesetzmäßigkeiten bei der Zerkleinerung von Weichbraunkohle in Stachelwalzen- und Flügelbrechern. Dissertation, Bergakademie Freiberg (1969).

- 
- [92] Weißgerber, W.: Elektrotechnik für Ingenieure. Vieweg & Teubner Verlag, Braunschweig, Wiesbaden (2007).
- [93] Rammler, E.: Zerkleinerungstheoretische Grundlagen des Naßdienstes von Brikettfabriken Teil 2 - Kenngrößen von Zerkleinerungsmaschinen. Bergbautechnik Heft 1 (1956), S.5-15.
- [94] Heng, R.; Cheng, K. Tuppurainen, D.; Bearman, R.A.; Oswald, S.: Mechanistic modelling of mineral sizers. Minerals Engineering 16 (2003), S.807-813.
- [95] Hukki, R.T.: The Principles of Comminution - an Analytical Summary. Engineering and Mining Journal, Vol. 176 (1975), S.106-110.
- [96] Briggs, C.A.: A Fundamental Model of a Cone Crusher. Dissertation, University of Queensland (1997).
- [97] Naundorf, W.: Beitrag zu den Gesetzmäßigkeiten bei der Zerkleinerung von Weichbraunkohle in Stachelwalzen- und Flügelbrechern. Bergbautechnik Heft 4 (1970), S.195-202.
- [98] Sommer, H.: Zahnwalzenbrecher in der Aufbereitung. Aufbereitungstechnik, Nr. 5 (1964), S.248-253.
- [99] Wills, B.A.; Napier-Munn, T.J.: Mineral Processing Technology. 7. Auflage, Verlag Elsevier, Amsterdam, Boston u.a. (2006).
- [100] Napier-Munn, T.J (Hrsg.): Mineral Comminution Circuits - Their Operation and Optimization. Band 2, Verlag Julius Kruttschnitt Mineral Research Centre, Indoeroopilly (2005).
- [101] Schubert, H.; Heidenreich, E.; Liepe, F.; Neeße, T.: Mechanische Verfahrenstechnik I. 1. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1977).
- [102] Müller, P.H. (Hrsg.): Lexikon der Stochastik. 5. Auflage, Akademie-Verlag, Berlin (1991).
- [103] Muschelknautz, U.: Mechanische Verfahrenstechnik. Vorlesungsunterlagen, Management Center Innsbruck (2006).
- [104] Kellerwessel, H.: Einseitig begrenzte Korngrößenverteilungen von Zerkleinerungsprodukten. Aufbereitungstechnik Nr. 8 (1966), S.453-459.
- [105] Wedekind, M.: Einzelkorndruckzerkleinerung unregelmäßig geformter Teilchen. Dissertation, Bergakademie Freiberg (1985).
- [106] Hanisch, J.: Untersuchungen zur Druckbeanspruchung von nicht allseitig begrenzten Kornschichten unter Variation der Beanspruchungsgeometrie. Dissertation, Bergakademie Freiberg (1984).
- [107] Dan, C. C.: Zur Prallzerkleinerung unregelmäßig geformter Teilchen. Dissertation, Bergakademie Freiberg (1989).
- [108] Silbermann, F.: Beitrag zur Modellierung der Arbeitsweise von Kegelbrechern in Bezug auf den Materialstrom. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (2004).
- [109] King, R.P.: Modeling and simulation of mineral processing systems. 1. Auflage, Butterworth-Heinemann, Boston (2001).
- [110] Költzsch, P.; Walden, F.: Ähnlichkeitstheorie und Modelltechnik Heft1 - Grundlagen, Lehrbrief, Bergakademie Freiberg.
- [111] Kolberg, L: Beitrag zur Wälzzerkleinerung. Dissertation, Bergakademie Freiberg (1975).
- [112] Unland, G.: The Mathematical Formulation of the Size Effect. Scientific Bulletin No. 6, National Mining University, Dnipropetrovsk (2008), S.18-23.
- [113] Zlokarnik, M.: Scale-up - Modellübertragung in der Verfahrenstechnik. 1. Auflage, WILEY-VCH Verlag, Weinheim (2000).
- [114] Zlokarnik, M.: Rührtechnik – Theorie und Praxis. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg u.a. (1999).

- 
- [115] Raaz, V.: Charakterisierung der Gesteinsfestigkeit mit Hilfe eines modifizierten Punktlastversuches. Zeitschrift geologische Wissenschaften, 30 (2002), S.213-226.
- [116] Kwade, A.; Stender, H.-H.: Konstantes Zerkleinerungsergebnis beim Scale-up von Rührwerkskugelmöhlen. Aufbereitungstechnik Nr. 8 (1998), S.373-382.
- [117] Leuschner, J.: Untersuchungen zur Auslegung von Schlagradmöhlen. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (2001).
- [118] Stenger, R.: Berechnung und Analyse von Schwerkraft-Umlenksichtern. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (1999).
- [119] Robel, H. (Hrsg.): Lehrbuch der chemischen Verfahrenstechnik. 5. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1983).
- [120] George, H.R.: Coal Grushers and Grushing. Coal Age, February 1967, S.113-116.
- [121] Winnacker, K.; Harnisch, H.; Steiner, R. (Hrsg.): Chemische Technologie Band I – Allgemeines. 4. Auflage, Carl Hanser Verlag, München (1984).
- [122] Motek, H.: Zur Frage nach dem Einsatzbereich von Zweiwalzenmöhlen in der Hartzerkleinerung. Aufbereitungstechnik, Nr. 10 (1977), S.532-534.
- [123] Tesiorowski, J.: Methode zur Bestimmung der maximalen Drehzahl von Walzenbrechern (Übersetzung aus dem Polnischen). Vorlesungsunterlagen „Probleme bei der Konstruktion von Maschinen und Aufbereitungsanlagen für die Aufbereitung mineralischer Rohstoffe“, Politechnika Slaska-Gliwice (1979), S.54-59.
- [124] Mölling, H.A.: Grundfragen der Grobzerkleinerung. Aufbereitungstechnik Nr. 7 (1960), S.287-298.
- [125] Leininger, D.; Clement, M.; Lemke, K.: Schonende Zerkleinerung von Nußkohlen in einem Zweiwalzenbrecher. Glückauf, Essen, Nr. 9 (1971), S.719-724.
- [126] Häußler, W. (Hrsg.): Taschenbuch Maschinenbau Band III. 2. Auflage, VEB Verlag Technik, Berlin (1979), S.535ff.
- [127] Pahl, G.; Beitz, W.; Feldhusen, J. Grote, K.-H.: Konstruktionslehre - Grundlagen erfolgreicher Produktentwicklung Methoden und Anwendung. 6.Auflage, Springer-Verlag (2005).
- [128] Rammler, E.; Naundorf, W.: Beiträge zur Charakteristik von Stachelwalzenbrechern. Bergbautechnik 20 Heft 6 (1970).
- [129] Andreev, S.E.; Perov, W.A.; Swerewitsch, W.W.: Zerkleinerung, Mahlung und Klassierung von Rohstoffen (Übersetzung aus dem Russischen). Moskau (1980).
- [130] Bauman, V.A.; Kluschanzev, B.V.; Martynov, V.D.: Mechanische Ausrüstungen eines Baumaschinenbetriebs (Übersetzung aus dem Russischen). Moskau (1981).
- [131] Nickel, W. (Hrsg.): Recycling-Handbuch – Strategien, Technologien, Produkte. VDI Verlag, Düsseldorf (1996), S.119-144.
- [132] Engshuber, M.; Müller, R.: Grundlagen der Verfahrenstechnik für Automatisierungsingenieure. 1. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1979).
- [133] Kelly, E.G.; Spottiswood, D.J.: The Breakage Function - What is it really? Minerals Engineering, Vol. 3, No. 5 (1990), S.405-414.
- [134] Lowrison, G.C.: Crushing and Grinding - The Size Reduction of Solid Materials. Verlag Butterworth, London (1974).
- [135] Mukhopadhyaya, A.K.; Gupta, A.; Singhal, V.: Mechanics of Crushing in a Roll Crusher and it's Performance Analysis. Bulk Solids Handling, Vol. 22, No. 5 (2002).
- [136] Höffl, K.: Maschinen für Aufbereitungs- und Verarbeitungsprozesse. Lehrbrief, Heft 1, Bergakademie Freiberg (1977).

- 
- [137] Firma AB&Z Anlagenbau und Zerkleinerungstechnik: Datenblätter zu angebotenen Maschinentypen. URL: <http://www.ab-z.at>, Abruf am 21.03.2009.
- [138] Stieß, M.: Mechanische Verfahrenstechnik - Partikeltechnologie I. 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg u.a. (2009).
- [139] Antonyuk, S.: Deformations- und Bruchverhalten von kugelförmigen Granulaten bei Druck- und Stoßbeanspruchung. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg (2006).
- [140] Anthony, C.F.-C.: Introduction to Contact Mechanics. Springer-Verlag, New York, Berlin u.a. (2000).
- [141] Beitz, W.; Grote, K.-H. (Hrsg.): Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau. 19. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg u.a. (1997).
- [142] Knein, M.: Zur Theorie des Druckversuchs. Abhandlungen aus dem aerodynamischen Institut der TH Aachen, Heft 7 (1927), S.43-62.
- [143] Bažant, Z.P.; Planas, J.: Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasibrittle Materials. CRC Press, Boca Raton (1998).
- [144] Unland, G.; Meltke, K.: Die Brechbarkeit von Kalkstein und Mergel. ZKG International 52 (1999), S.337-342.
- [145] Backers, T.: Fracture toughness determination and micromechanics of rock under mode I and mode II loading. Dissertation, Universität Potsdam (2005).
- [146] Unland, G.; Wegner, T.; Nassyrov, M.: Die Zerkleinerungseigenschaften von groben Einzelpartikeln bei Prall- und Druckbelastung. Aufbereitungstechnik, Nr. 5 (2004).
- [147] Khanal, M.: Simulation of Crushing Dynamics of an Aggregate-Matrix Composite by Compression and Impact Stressings. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg (2005).
- [148] Blumenauer, H.; Pusch, G.: Technische Bruchmechanik. 3. Auflage, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1993).
- [149] Unland, G.; Szczelina, P.: Coarse crushing of brittle rocks by compression. International Journal of Mineral Processing, Vol. 74, Supplement 1, (2004), S.209-217.
- [150] Schubert, W.; Khanal, M.; Tomas, J.: Impact Crushing of Particle-Particle Compounds - Experiment and Simulation. International Journal of Mineral Processing, Vol. 75 (2005), S.41-52.
- [151] Schnetzer, H.: Stochastische Baustoffmodelle für Beton, Dissertation, ETH Zürich (2000).
- [152] Wegner, T.: Prallzerkleinerung grober Einzelpartikel als Auslegungsgrundlage für Rotorprallbrecher. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (2005).
- [153] Schumacher, L.: Regres 4.27 - PC-Programm zur einfachen und mehrfachen Ausgleichsrechnung. Dokumentationshandbuch zur Software (2001).
- [154] Weibull, W.: A statistical theory of the strength of materials. Generalstabens Litografiska Anstalts Förlag, Stockholm, Ingeniörsvetenskapsakademiens Handlingar, Nr. 151 (1939).
- [155] Weichert, R.: Anwendung von Fehlstellenstatistik und Bruchmechanik zur Beschreibung von Zerkleinerungsvorgängen. Zement-Kalk-Gips, Nr. 1 (1992), S.1-8.
- [156] Bieniawski, Z.: The effect of specimen size on compressive strength of coal. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, No. 5 (1968), S.325-335.
- [157] Evans, I.; Pomeroy, C.; Berenbaum, R.: The compressive strength of coal. Colliery Engineering 38 (1961), S.75-80 u. 123-127 u. 172-178.
- [158] Steart, F.: Strength and stability of pillars in coal mines. Journal of the Chemical, Metallurgical and Mining Society of South Africa (1954), S.305-325.

- 
- [159] Sachse, C.: Vergleichende Untersuchungen zwischen der Einzelkornprall- und Einzelkorndruckzerkleinerung. Diplomarbeit, TU Bergakademie Freiberg (2004).
- [160] Lungfiel, A.: Ermittlung von Belastungsgrößen mittels der Diskrete-Elemente-Methode für die Auslegung von Sturzmühlen. Dissertation, Bergakademie Freiberg (2002).
- [161] Potyondy, D.O.; Cundall, P.A.: A bonded-particle model for rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 41 (2004), S. 1329-1364.
- [162] Cundall, P.A.; Strack, O.D.L.: A discrete numerical model for granular assemblies. *Géotechnique* 29, No. 1 (1979), S. 47-65.
- [163] Cundall, P.A.; Potyondy, D.O.; Konietzky, H.: Particle Flow Code 2D/3D, Version 3.1. Itasca Consulting Group, Minneapolis (2005).
- [164] Jing, L.: A review of techniques, advances and outstanding issues in numerical modelling for rock mechanics and rock engineering. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 40 (2003), S.283-353.
- [165] Konietzky, H.: Numerische Simulation in der Geomechanik mittels expliziter Verfahren. Habilitationsschrift, TU Bergakademie Freiberg (2001).
- [166] Hinrichsen, H.; Wolf, D.E. (Hrsg.): *The Physics of Granular Media*. 1. Auflage, WILEY-VCH Verlag, Berlin (2004).
- [167] Herbst, J.A.; Potapov, A.V.: Radical innovations in mineral processing simulation. *Minerals and Metallurgical Processing*, Vol. 21, No. 2, May 2004.
- [168] Jing, L.; Hudson, J.A.: Numerical methods in rock mechanics. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 39 (2002), S.409-427.
- [169] Kafui, K.D.; Thornton, C.: Numerical simulations of impact breakage of a spherical crystalline agglomerate. *Powder Technology* 109 (2000), S.113-132.
- [170] Kun, F.; Herrmann, H.J.: A study of fragmentation processes using a discrete element method. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 138 (1996), S.3-18.
- [171] Buchholtz, V.; Freund, J.A.; Pöschel, T.: Molekulardynamische Untersuchung von Zerkleinerungsprozessen in Kugelmühlen. *Schüttgut* 6 (2000), S.11-24.
- [172] Mishra, B.K.: A review of computer simulation of tumbling mills by the discrete element method, Part I - contact mechanics. *International Journal of Mineral Processing* 71 (2003) S.73-79.
- [173] Mishra, B.K.: A review of computer simulation of tumbling mills by the discrete element method, Part II - practical applications. *International Journal of Mineral Processing* 71 (2003) S.95-112.
- [174] Djordjevic, N.; Shi, F.N.; Morrison, R.D.: Applying discrete element modelling to vertical and horizontal shaft impact crushers. *Minerals Engineering* 16 (2003), S.983-991.
- [175] Powell, M.S.; Morrison, R.D.: The future of comminution modelling. *International Journal of Mineral Processing* 84 (2007), S.228-239.
- [176] Yoon, J.: Application of experimental design and optimization to PFC model calibration in uniaxial compression simulation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 44 (2007), S.871-889.
- [177] Konietzky, H. (Hrsg.): *Numerical Modeling in Micromechanics via Particle Methods*. Proceedings of the first International PFC Symposium in Gelsenkirchen, Verlag Taylor and Francis, London (2002).
- [178] Shimizu, Y.; Hart, R.; Cundall, P.A. (Hrsg.): *Numerical Modeling in Micromechanics via Particle Methods*. Proceedings of the 2nd International PFC Symposium in Kyoto, Verlag Taylor and Francis, London (2004).

- 
- [179] Sitharam, T.G.; Nimbkar, M.S.: Micromechanical Modelling of Granular Materials - Effect of Particle Size and Gradation. *Geotechnical and Geological Engineering* 18 (2000), S.91-117.
- [180] Blair, S.C.; Cook, N.G.W.: Analysis of Compressive Fracture in Rock Using Statistical Techniques, Part I - A non-linear Rule-based Model. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 35, No. 7 (1998), S.837-848.
- [181] Tannant, D.D.; Wang, C.: Numerical and experimental study of wedge penetration into oil sands. *CIM Bulletin*, Vol. 95 (2002).
- [182] Beus, M.J.; Ruest, M.: New technology for hoist conveyance monitoring and analysis. *CIM Bulletin*, Vol. 95 (2002).
- [183] Antonyuk, S.; Tomas, J.; Heinrich, L.; Mörl, L.: Bruchprozesse bei der Druckbeanspruchung von Granulaten. *Chemie Ingenieur Technik* 76, No. 3 (2004).
- [184] Potyondy, D.O.: Simulation stress corrosion with a bonded-particle model for rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 44 (2007), S.677-691.
- [185] Lanier, J.; Jean, M.: Experiments and numerical simulations with 2D disks assembly. *Powder Technology* 109 (2000), S.206-221.
- [186] Cleary, P.W.: Recent Advances in DEM Modelling of Tumbling Mills. *Minerals Engineering*, Vol. 14, No. 10 (2001), S.1295-1319.
- [187] Thornton, C.; Ciomocos, M.T.; Adams, M.J.: Numerical simulations of agglomerate impact breakage. *Powder Technology* 105 (1999), S.74-82.
- [188] Hentz, S.; Donzé, F.V.; Daudeville, L.: Discrete element modelling of concrete submitted to dynamic loading at high strain rates. *Computers and Structures* 82 (2004), S.2509-2524.
- [189] Mishra, B.K.; Thornton, C.: Impact breakage of particle agglomerates. *International Journal of Mineral Processing* 61 (2001), S.225-239.
- [190] Tang, C.A.; Liu, H.Y.; Zhu, W.C.; Yang, T.H.; Li, W.H.; Song, L.; Lin, P.: Numerical approach to particle breakage under different loading conditions. *Powder Technology* 143-144 (2004), S.130-143.
- [191] Thornton, C.; Ciomocos, M.T.; Adams, M.J.: Numerical simulations of diametral compression tests on agglomerates. *Powder Technology* 140 (2004), S.258-267.
- [192] Ting, J.M.: Discrete Numerical Model for Soil Mechanics. *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 115, No. 3 (1989), S.379-398.
- [193] Cleary, P.W.; Morrison, R.; Sinnott, M.: Progress in DEM modelling of comminution related unit processes - Screens, Crushers and Mills. *Proceedings of the XXIII. International Mineral Processing Congress in Istanbul* (2006).
- [194] Couroyer, C.; Ning, Z.; Ghadiri, M.: Distinct element analysis of bulk crushing - effect of particle properties and loading rate. *Powder Technology* 109 (2000), S.241-254.
- [195] Higashitani, K.; Iimura, K.: Two-Dimensional Simulation of the Breakup Process of Aggregates in Shear and Elongational Flows. *Journal of Colloid and Interface Science* 204 (1998), S.320-327.
- [196] Thornton, C.; Liu, L.: How do agglomerates break? *Powder Technology* 143-144 (2004), S.110-116.
- [197] Herbst, J.A.; Potapov, A.V.: Making a Discrete Grain Breakage model practical for comminution equipment performance simulation. *Powder Technology* 143-144 (2004), S.144-150.
- [198] Jeschke, H.; Poppy, W.; Schubert, W.: Concrete comminution in impact crushers - experiments and simulations, *Aufbereitungstechnik* 47, Nr. 6 (2006), S.4-21.
- [199] Firma Itasca Consulting Group: Liste der Publikationen der Itasca Consultants GmbH. URL: <http://www.itasca.de/pages/about/publications.html>, Abruf am 21.03.2009.

- 
- [200] Huang, H.: Discrete Element Modeling of Tool-Rock Interaction. Dissertation, University of Minnesota (1999).
- [201] Kaitkay, P.: Modeling of Rock Cutting Using Distinct Element Method. Masterarbeit, Kansas State University (2002).
- [202] Cleary, P.W.: Predicting charge motion, power draw, segregation, wear and particle breakage in ball mills using discrete element methods. *Minerals Engineering* 11 (1998), S.1061-1080.
- [203] Cleary, P.W.: Charge behaviour and power consumption in ball mills - sensitivity to mill operating conditions, liner geometry and charge composition. *International Journal of Mineral Processing* 63 (2001), S.79-114.
- [204] van Nierop, M.A.; Glover, G.; Hinde, A.L.; Moys, M.H.: A discrete element method investigation of the charge motion and power draw of an experimental two-dimensional mill. *International Journal of Mineral Processing* 61 (2001), S.77-92.
- [205] Rajamani, R.K.; Mishra, B.K.; Venugopal, R.; Datta, A.: Discrete element analysis of tumbling mills. *Powder Technology* 109 (2000), S.105-112.
- [206] Morrison, R.D.; Cleary, P.W.; Valery, W.: Comparing power and performance trends from DEM and JK modelling. SAG 2001, Department of Mining and Minerals Process Engineering, University of British Columbia, Vancouver, S. 284-300.
- [207] Inoue, T.; Okaya, K.: Grinding mechanism of centrifugal mills - a simulation study based on the discrete element method. *International Journal of Mineral Processing* 44-45 (1996), S.425-435.
- [208] Cleary, P.W.; Hoyer, D.: Centrifugal mill charge motion and power draw - comparison of DEM predictions with experiment. *International Journal of Mineral Processing* 59 (2000), S.131-148.
- [209] Mehta, A. (Hrsg.): *Granular Matter - An interdisciplinary approach*. Springer-Verlag, New York, Berlin u.a. (1994).
- [210] Schubert, W.; Jeschke, H.; Khanal, M.; Tomas, J.: DEM-simulation of mineral processing machines. *Proceedings of the 4th colloquium Sorting, Berlin* (2005).
- [211] Al-Khasawneh, Y.: Beitrag zur Ermittlung von Zielgrößen für die Auslegung und den Betrieb von Rotorschleuderbrechern mit der Diskret-Äquivalent-Element-Methode (DEEM). Dissertation, TU Bergakademie Freiberg (2009).
- [212] Huang, H.; Dallimore, M.P.; Pan, J.; McCormick, P.G.: An investigation of the effect of powder on the impact characteristics between a ball and a plate using free falling experiments. *Materials Science And Engineering A* 241 (1998), S.38-47.
- [213] Mullier, M.; Tuzun, U.; Walton, O.R.: A single-particle friction cell for measuring contact frictional properties of granular materials. *Powder Technology* 65 (1991), S.61-74.
- [214] Potapov, A.V.; Campbell, C.S.: Computer simulation of impact-induced particle breakage. *Powder Technology* 82 (1994), S.207-216.
- [215] Schlegel, R.; Konietzky, H.; Will, J.: Optimization and Sensitivity Analysis in Mining and Geotechnical Engineering using Numerical Approaches. *Buletin Resurse Minerale*, Vol. 2 (2007), S.47-54.
- [216] Firma Dynardo: Produktinformationen zur Software "optiSLang". URL: <http://www.dynardo.de>, Abruf am 22.03.2009.
- [217] Petersen, H.: *Selektion von statistischen Versuchsplänen*. Ecomed Fachverlag, Landsberg/Lech (1992).
- [218] NIST National Institute of Standards and Technology: SEMATECH e-Handbook of Statistical Methods. URL: <http://www.itl.nist.gov/div898/handbook>, Abruf am 22.03.2009.

- 
- [219] Kanda, Y.; Kotake, N.: Comminution Energy and Evaluation in Fine Grinding. In: Williams, J.C.; Allen, T. (Hrsg.): Handbook of Powder Technology, Vol. 12: Particle Breakage. Verlag Elsevier, Amsterdam, Boston u.a. (2007).
- [220] Tavares, L.M.: Breakage of Single Particles: Quasi-Static. In: Williams, J.C.; Allen, T. (Hrsg.): Handbook of Powder Technology, Vol. 12: Particle Breakage. Verlag Elsevier, Amsterdam, Boston u.a. (2007).
- [221] Ghadiri, M.; Moreno-Atanasio, R.; Hassanpour, A.; Antony, S.J.: Analysis of Agglomerate Breakage. In: Williams, J.C.; Allen, T. (Hrsg.): Handbook of Powder Technology, Vol. 12: Particle Breakage. Verlag Elsevier, Amsterdam, Boston u.a. (2007).
- [222] Schubert, W.; Tomas, J.: Liberation of Valuables Embedded in Particle Compounds and Solid Waste. In: Williams, J.C.; Allen, T. (Hrsg.): Handbook of Powder Technology, Vol. 12: Particle Breakage. Verlag Elsevier, Amsterdam, Boston u.a. (2007).
- [223] Tang, C.; Liu, H.: Numerical Investigation of Particle Breakage as Applied to Mechanical Crushing. In: Williams, J.C.; Allen, T. (Hrsg.): Handbook of Powder Technology, Vol. 12: Particle Breakage. Verlag Elsevier, Amsterdam, Boston u.a. (2007).



## Anlagenverzeichnis

Anlage 1: Verteilungsanalyse bei Körnerkollektiven

Anlage 2: Versuchsergebnisse zum Leistungs- und Arbeitsbedarf von Stachelwalzen- und Flügelbrechern.

Anlage 3: Zahn- und Meißelwerkzeugvarianten bei unterschiedlichen Radial- und Umfangsspaltweitenverhältnissen.

Anlage 4: Struktogramme für die Sekundäroptimierung der Profiwalzengeometrie.

Anlage 5: Profilierungskennzahlen unterschiedlicher Profilwalzenvarianten.

Anlage 6: Gesteinscharakteristik und Dünnschliffbilder von Granodiorit aus Kindisch.

Anlage 7: Kornformanalyse bei irregulären Partikeln nach der Methode von SZCZELINA.

Anlage 8: Analyse von Belastungsdiagrammen.

Anlage 9: Ausgewählte Kraft-Weg-Diagramme des PLT, PFLT und FLT.

Anlage 10: Korngrößenabhängigkeit ausgewählter Bruchparameter des PLT, PFLT und FLT.

Anlage 11: Simulationsplan für die  $PLT_{25}$ -Kalibrierungssimulationen.

Anlage 12: Einzelabhängigkeiten von Bruchsteifigkeit und Bruchkraft.

Anlage 13: Wechselwirkungen von Bruchsteifigkeit und Bruchkraft.

Anlage 14: Simulierte Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramme der Basisvarianten beim  $PLT_{25}$ .

Anlage 15: Simulierte Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramme der Optimalvariante beim PLT, PFLT und FLT.

Anlage 16: Bruch-, Klassier-, Einheitsmatrix und Aufgabeverteilungsvektor für das WHITEN-Bilanzschema.

### Verteilungsanalyse bei Körnerkollektiven

Die Korngrößen von Aufgabematerial ( $d=d_A$ ) und Brechprodukt ( $d=d_P$ ) sind Zufallsgrößen, die einer bestimmten Verteilung folgen. Zur Ermittlung der empirischen Korngrößenverteilung wird der Wertebereich zwischen minimaler ( $d_{\min}$ ) und maximaler Korngröße ( $d_{\max}$ ) zunächst klassiert<sup>1</sup>, um anschließend die prozentuale Klassenhäufigkeit (Anteil von Anzahl ( $r=0$ ), Länge ( $r=1$ ), Fläche ( $r=2$ ), Volumen ( $r=3$ ) oder Masse ( $r=3^*$ ) der Körner einer Fraktion am Gesamtkollektiv) zu analysieren. Die Summe der Klassenhäufigkeiten (Summenhäufigkeit) von  $d_{\min}$  bis  $d_{\max}$  addiert sich somit zu 100% bzw. 1. Durch eine Verteilungssummenkurve (Korngrößenverteilungsfunktion)  $Q_r(d)$  lässt sich darstellen, wie groß die Summenhäufigkeit von  $d_{\min}$  bis zu einer bestimmten Kornklasse bzw. Korngröße  $d$  ist. Der  $Q_r(d)$ -Wert gibt demnach den Anteil aller Körner an, die bezüglich Mengenart  $r$  kleiner als Korngröße  $d$  sind, wobei definitionsgemäß  $Q_r(d \leq d_{\min})=0$  und  $Q_r(d \geq d_{\max})=1$  ist [13, S.24]. Neben der Verteilungssummenkurve wird vielfach auch die Verteilungsdichtekurve (Korngrößenverteilungsdichtefunktion)  $q_r(d)$  bestimmt. Die Dichte<sup>2</sup> ist eine auf die Klassenbreite  $\Delta d=d_i-d_{i+1}$  bezogene Klassenhäufigkeit. Da sich die Klassenhäufigkeit aus der Differenz der Summenhäufigkeiten benachbarter Klassen ergibt, folgt für die Dichte:

$$q_r(d_{i+1} \dots d_i) = q_{r,i} = \frac{Q_r(d_i) - Q_r(d_{i+1})}{d_i - d_{i+1}} \quad (\text{A1-1})$$

Bild A1-1 zeigt exemplarisch die aus einer Siebanalyse ermittelten fraktionellen Masseanteile als Säulendiagramm mit den daraus abgeleiteten empirischen Verteilungen.

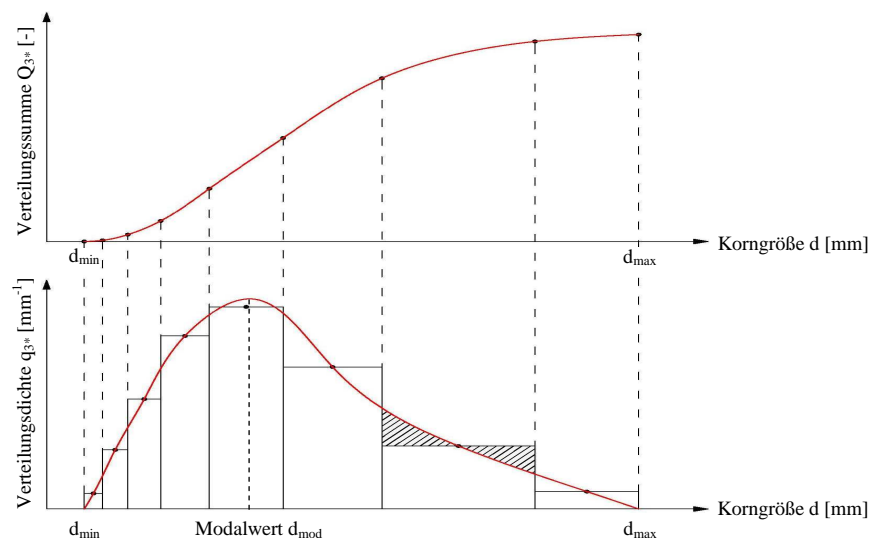


Bild A1-1: Histogramm mit Verteilungsdichtekurve (unten) und Verteilungssummenkurve (oben).

<sup>1</sup> Die Klasseneinteilung erfolgt meist geometrisch gestuft (z.B. nach Normzahlreihen gemäß DIN 323) mit einer Nummerierung der Klassen  $i$  vom Groben zum Feinen (größte Kornklasse bei  $i=1$ ). Die Bezeichnung orientiert sich an der Klassenobergrenze, so dass sich in Klasse  $i$  alle Partikel  $d_{i+1} < d \leq d_i$  befinden [1, S.372].

<sup>2</sup> Da die Häufigkeit in einer Klasse auch von der gewählten Klassenbreite abhängt, ist eine Darstellung der Klassenhäufigkeit einzelner Kornklassen erst nach Normierung mit der jeweiligen Klassenbreite sinnvoll.

		Verteilungssummenkurve $Q_r(d)$	Verteilungsdichtekurve $q_r(d)$	Parameter			
				$p_1$	$p_2$	$p_3$	$p_4$
RRSB-Verteilung	2-RRSB	$Q_{RRSB} = 1 - \exp\left[-\left(\frac{d}{d_{63}}\right)^n\right]$	$q_{RRSB} = \frac{n \cdot d^{n-1}}{d_{63}^n} \cdot \exp\left[-\left(\frac{d}{d_{63}}\right)^n\right]$	$d_{63}$	$n$	-	-
	3-RRSB*	$Q_{RRSB^*} = 1 - \exp\left[-\left(\frac{d^*}{d_{63}^*}\right)^{n^*}\right]$	$q_{RRSB^*} = \frac{n^* \cdot d^{*n-1}}{d_{63}^{*n}} \cdot \exp\left[-\left(\frac{d^*}{d_{63}^*}\right)^{n^*}\right]$	$d_{63}^*$	$n^*$	$d_o$	-
	4-RRSB*			$d_{63}^*$	$n^*$	$d_o$	$d_u$
	3-RRSB**	$Q_{RRSB^{**}} = \begin{cases} 1 - \exp\left[-\left(\frac{d-d_u}{d_{63}-d_u}\right)^n\right] \dots \\ \dots \text{für } d_u < d \leq d_{63} \\ 1 - \exp\left[-\left(\frac{d_o-d_{63}}{d_o-d}\right)^{0,1}\right] \cdot \left(\frac{d}{d_{63}}\right)^n \dots \\ \dots \text{für } d_{63} < d < d_o \end{cases}$	$q_{RRSB^{**}} = \frac{dQ_{RRSB^{**}}}{dd} \dots \text{analytisch lösbar}$	$d_{63}$	$n$	$d_o$	-
4-RRSB**	$d_{63}$			$n$	$d_o$	$d_u$	
Logarithmische NV	2-LNV	$Q_{LNV} = \int q_{LNV} \cdot dd \dots \text{numerisch lösbar}$	$q_{LNV} = \frac{1}{d \cdot \sigma_{ln} \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln(d/d_{50})}{\sigma_{ln}}\right)^2\right]$	$d_{50}$	$\sigma_{ln}$	-	-
	3-LNV*	$Q_{LNV^*} = \int q_{LNV^*} \cdot dd^* \dots \text{numerisch lösbar}$	$q_{LNV^*} = \frac{1}{d^* \cdot \sigma_{ln^*} \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln(d^*/d_{50}^*)}{\sigma_{ln^*}}\right)^2\right]$	$d_{50}^*$	$\sigma_{ln}^*$	$d_o$	-
	4-LNV*			$d_{50}^*$	$\sigma_{ln}^*$	$d_o$	$d_u$
Lineare NV nach GAUß	2-NV	$Q_{NV} = \int q_{NV} \cdot dd \dots \text{numerisch lösbar}$	$q_{NV} = \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{d-d_{50}}{\sigma}\right)^2\right]$	$d_{50}$	$\sigma$	-	-
GGs-Verteilung	2-GGS	$Q_{GGS} = 0,8 \cdot \left(\frac{d}{d_{80}}\right)^k$	$q_{GGS} = \frac{0,8 \cdot k}{d_{80}} \cdot \left(\frac{d}{d_{80}}\right)^{k-1}$	$d_{80}$	$k$	-	-
<p>Legende:</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- RRSB-Verteilung = ROSIN-RAMMLER-SPERLING-BENNETT-Verteilung <ul style="list-style-type: none"> <li>• 2-RRSB = zweiparametrische RRSB-Verteilung</li> <li>• 3-/4-RRSB* = drei-/vierparametrische transformierte RRSB-Verteilung</li> <li>• 3-/4-RRSB** = drei-/vierparametrische RRSB-Verteilung</li> </ul> </li> <li>- Logarithmische NV = Logarithmische Normalverteilung (Lognormalverteilung, KOLMOGOROV-Verteilung) <ul style="list-style-type: none"> <li>• 2-LNV = zweiparametrische Lognormalverteilung</li> <li>• 3-/4-LNV* = drei-/vierparametrische transformierte Lognormalverteilung</li> </ul> </li> <li>- Lineare NV = Lineare Normalverteilung (GAUß-Verteilung) <ul style="list-style-type: none"> <li>• 2-NV = zweiparametrische GAUß-Verteilung</li> </ul> </li> <li>- GGS-Verteilung = GATES-GAUDIN-SCHUHMAN-Verteilung (Potenzverteilung) <ul style="list-style-type: none"> <li>• 2-GGS = zweiparametrische GGS-Verteilung</li> </ul> </li> <li>- Verteilungsparameter <ul style="list-style-type: none"> <li>• <math>p_1</math>=Korngrößenkennwert (Lageparameter, size modulus)</li> <li>• <math>p_2</math>=Gleichmäßigkeitskennwert (Streuungsparameter, distribution modulus)</li> <li>• <math>p_3</math>=Kornobergrenze</li> <li>• <math>p_4</math>=Kornuntergrenze</li> </ul> </li> </ul>							

Bild A1-2: Theoretische Verteilungsfunktionen für Körnerkollektive [13, S.28-34; 70, S.96; 101, S.26-30; 103].

Die Säulenfläche  $(d_i - d_{i+1}) \cdot q_{3^*,i}$  in Bild A1-1 unten lässt sich gemäß Gl. A1-1 als Klassenhäufigkeit interpretieren. Durch Flächenausgleich erhält man aus dem Säulendiagramm der Dichte die empirische Verteilungsdichtefunktion  $q_{3^*}(d)$  bei infinitesimal kleiner Klassenbreite ( $\Delta d \rightarrow 0$ ). Zwischen  $q_r(d)$  und  $Q_r(d)$  ergeben sich dann folgende Zusammenhänge:

$$q_r(d) = \frac{dQ_r(d)}{dd}, \quad (\text{A1-2})$$

$$Q_r(d) = \int_{d_{\min}}^d q_r(d) \cdot dd. \quad (\text{A1-3})$$

Zur mathematischen Beschreibung empirischer Verteilungen mit möglichst wenigen Parametern ist eine Approximation durch theoretische Verteilungsfunktionen sinnvoll. Es ist üblich, die Anpassungsgüte der zur Verfügung stehenden Verteilungsfunktionen (s. [102]) durch statistische Anpassungstests (z.B. KOLMOGOROV-SMIRNOV-Test) quantitativ zu bewerten. Allerdings hat sich dieses Vorgehen bei der Verteilungsanalyse von Korngrößen noch nicht durchgesetzt. Hier wird die Anpassungsgüte meist nur qualitativ (Sichtprüfung auf Linearität in Wahrscheinlichkeitsnetzen<sup>3</sup>) beurteilt. Außerdem beschränkt sich das Analysespektrum i.d.R. auf die in Bild A1-2 gezeigten Verteilungen<sup>4</sup> [101, S.26-29].

Die Verteilungsparameter lassen sich ermitteln, indem die jeweilige Verteilungsfunktion zu einer Geradengleichung transformiert wird. Für  $Q_{RRSB}$  ergibt sich bspw. nach zweimaliger Logarithmierung:

$$\ln[-\ln(1 - Q_{RRSB})] = n \cdot \ln(d) - n \cdot \ln(d_{63}). \quad (\text{A1-4})$$

Durch Eintragen der empirischen  $Q_{r,i}$ -Werte in ein RRSB-Wahrscheinlichkeitsnetz mit nach  $Y_{RRSB} = \ln[-\ln(1 - Q_{RRSB})]$  skaliertem Ordinate und nach  $X_{RRSB} = \ln(d)$  skaliertem Abszisse ergibt sich somit im Idealfall eine Gerade<sup>5</sup> [100, S.364], die von Anstieg  $n$  und Korngröße  $d_{63}$  bei  $Q(d_{63}) = 1 - e^{-1} \approx 0,63$  bestimmt wird (Bild A1-3 links). Vielfach ergeben die  $Q_{r,i}$ -Messwerte jedoch im RRSB-Netz eine einseitig gekrümmte Kurve, die sich asymptotisch einer oberen Korngröße  $d_0$  nähert. Es ist dann evt. sinnvoll, eine besser geeignete zweiparametrische (z.B. GAUDIN-MELOY-, HARRIS- oder GGS-Verteilung [70, S.91; 109, S.10]), dreiparametrische (z.B. HARRIS-SVENSSON-Verteilung [70, S.92]) oder vierparametrische

<sup>3</sup> Der Vorteil von Wahrscheinlichkeitsnetzen bekannter Verteilungen (z.B. LN- bzw. KOLMOGOROV-Netz, RRSB-Netz) ist, dass sie meist mit Randmaßstäben versehen sind, von denen die Verteilungsparameter und die spezifische Oberfläche des Körnerkollektivs direkt abgelesen werden können [70, S.88-89].

<sup>4</sup> In Einzelfällen werden auch andere Verteilungen genutzt (z.B. Exponentialverteilung nach RINKES, Exponentialverteilung nach PREROVSKA und MISEK (PM-Verteilung) für Tropfengrößen [101, S.29], logistische Verteilung, GAUDIN-MELOY-Verteilung, HARRIS-SVENSSON-Verteilung, KLIMPEL-AUSTIN-Verteilung für Korngrößen [70, S.92; 109, S.8-13]).

<sup>5</sup> Die Parameter der Geradengleichung können durch lineare Regressionsanalyse bestimmt werden. Das Bestimmtheitsmaß  $R^2$  ermöglicht dann eine Beurteilung der Anpassungsgüte der Verteilungsfunktion.

Verteilung (z.B. KLIMPEL-AUSTIN-Verteilung [70, S.92]) für die Originalmesswerte anzuwenden. Alternativ können die Messwerte auch mit:

$$d^* = \frac{d_o \cdot d}{d_o - d} \quad (\text{A1-5})$$

zu einer Geraden transformiert werden (Bild A1-3 rechts) [104]. Mit der oberen Korngröße  $d_o$ , die aus Näherungsformeln (z.B. [13, S.31; 101, S.32]) oder dem Wahrscheinlichkeitsnetz abschätzbar ist, lässt sich für jede Korngröße  $d$  eines bestimmten Durchgangswertes  $Q_{RRSB}$  (z.B.  $d_{50}$ ,  $d_{63}$ ,  $d_{80}$ ,  $d_{95}$ ) die entsprechende transformierte Korngröße  $d^*$  berechnen. Problematisch ist allerdings, dass die  $d^*$ -Werte nur noch fiktive Größen darstellen, die über  $d_o$  erst in reale Korngrößen rücktransformiert werden müssen. Die fiktiven Parameter  $n^*$  und  $d_{63}^*$  sind demnach nur untereinander, d.h. mit anderen dreiparametrischen transformierten RRSB-Verteilungen bedingt vergleichbar.

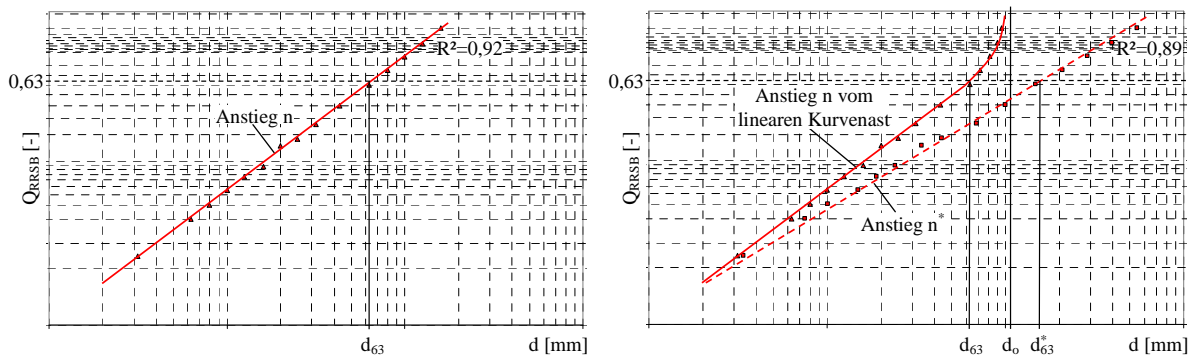


Bild A1-3: Zwei- (links) und dreiparametrische RRSB-Verteilung (rechts) im RRSB-Wahrscheinlichkeitsnetz.

In bestimmten Fällen kann sich im RRSB-Netz auch eine zweiseitig, d.h. von einer unteren ( $d_u$ ) und oberen Korngröße ( $d_o$ ) begrenzte Verteilung ergeben (vierparametrische transformierte RRSB-Verteilung), die ebenfalls zu einer fiktiven Geraden transformierbar ist. Gelegentlich werden Kurven, die im RRSB-Netz ein- oder beidseitig begrenzt sind, auch mit ihren realen Verteilungsparametern beschrieben (drei-, vierparametrische RRSB-Verteilung, s. Bild A1-2). Dazu werden die Parameter  $n$  und  $d_{63}$  aus dem näherungsweise linearen Kurvenast abgeleitet (s. Bild A1-3 rechts) [103].

Anstatt der Verwendung (transformierter) drei- oder vierparametrischer RRSB-Verteilungen für Messwerte, die eigentlich keiner originären RRSB-Verteilung folgen, ist es vielfach günstiger, auf andere, zweiparametrische Verteilungen zurückzugreifen (s. Bild A1-2). Dazu gibt es neben den RRSB-Netzen (DIN 66145) u.a. noch GGS-Netze (DIN 66143) und

(L)NV-Netze<sup>6</sup> (DIN 66144) mit entsprechend skalierten Ordinaten und Abszissen. Auch bei der (logarithmierten) Normalverteilung besteht dabei die Möglichkeit, im (L)NV-Netz ein- oder zweiseitig von  $d_u$  bzw.  $d_o$  begrenzte Kurven zu einer Geraden zu strecken und mit den fiktiven Parametern  $\sigma_{(ln)}^*$  und  $d_{50}^*$  zu beschreiben [13, S.28-31]. Die in Bild A1-2 aufgeführten Parameter  $d_{50}$ ,  $d_{63}$  und  $d_{80}$  sind Korngrößenkennwerte, die die Lage der Verteilung bei Summendurchgangswerten  $Q_r$  von 50%, 63% und 80% charakterisieren. Darüber hinaus wird durch die Streuungsparameter  $\sigma_{(ln)}$  ((logarithmische) Standardabweichung),  $n$  und  $k$  noch der Geradenanstieg im jeweiligen Wahrscheinlichkeitsnetz festgelegt. Je kleiner  $\sigma = d_{84} - d_{50}$  bzw.  $\sigma_{ln} = \ln(d_{84}) - \ln(d_{50})$  und je größer  $n$  bzw.  $k$ , desto steiler steigt die Gerade und desto monodisperser ist das Haufwerk.

Die bisher beschriebenen Körnungsfunktionen in Bild A1-2 gehen davon aus, dass eine unimodale Verteilungsdichtekurve mit nur einem Maximum bzw. Modalwert vorliegt (z.B. wie in Bild A1-1 unten). Viele Körnerkollektive haben jedoch auch bi- oder sogar multimodale Dichtefunktionen, da ihre Körner aus zwei oder mehreren Grundgesamtheiten entstammen (z.B. Bruchstückkorngrößen vieler Zerkleinerungen [13, S.84; 105, S.60ff; 106, S.62ff; 107, S.48ff]). Sie sind dann nur durch eine Kombination mehrerer Verteilungen als so genannte Mischverteilung beschreibbar. Für die Masseverteilung eines Mischkollektivs gilt bspw.:

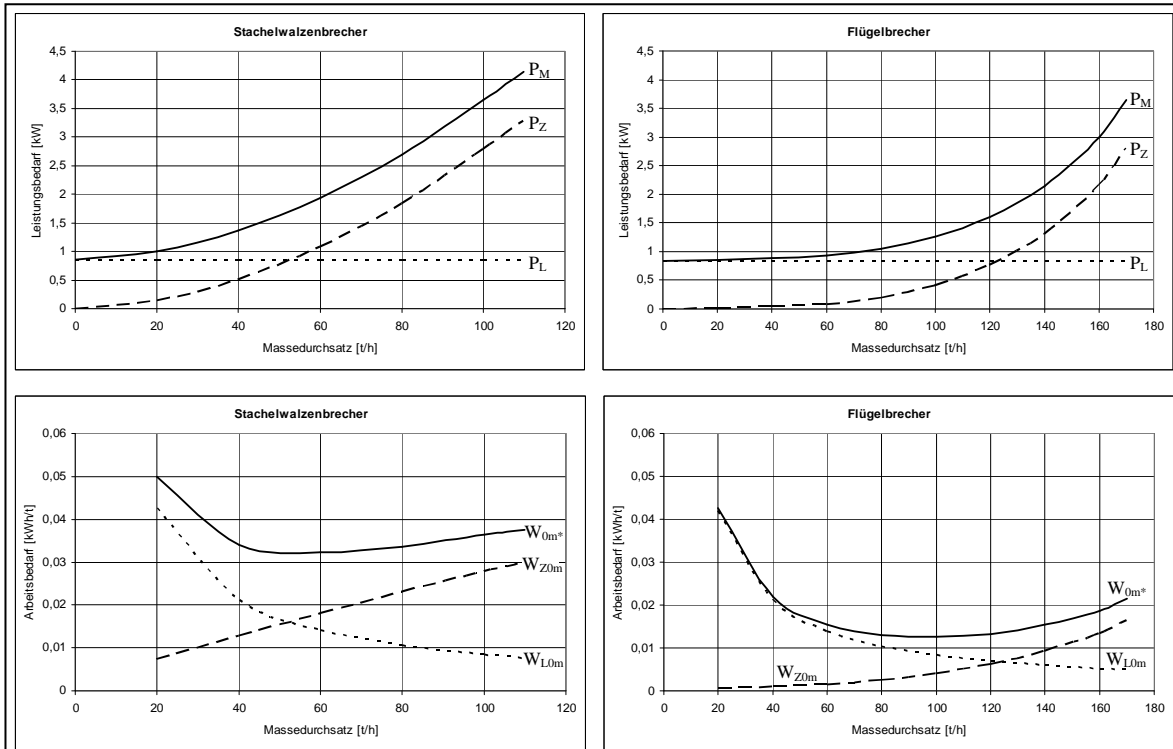
$$q_{3*} = \sum_j^{N_M} a_j \cdot q_{3*,j} \quad \text{mit:} \quad \sum_j^{N_M} a_j = 1, \quad (\text{A1-6})$$

$$Q_{3*} = \sum_j^{N_M} a_j \cdot Q_{3*,j} \quad \text{mit:} \quad \sum_j^{N_M} a_j = 1. \quad (\text{A1-7})$$

$N_M$  entspricht der Anzahl der Maxima bzw. Modalwerte in der Dichteverteilungskurve. Die Mischverteilung ergibt sich damit aus dem mit  $a_j$  gewichteten Mittelwert der Teilkollektiv-Verteilungen  $q_{3*,j}$  bzw.  $Q_{3*,j}$ , wobei  $a_j$  den Masseanteil des jeweiligen Teilkollektivs am Gesamtkollektiv darstellt.

---

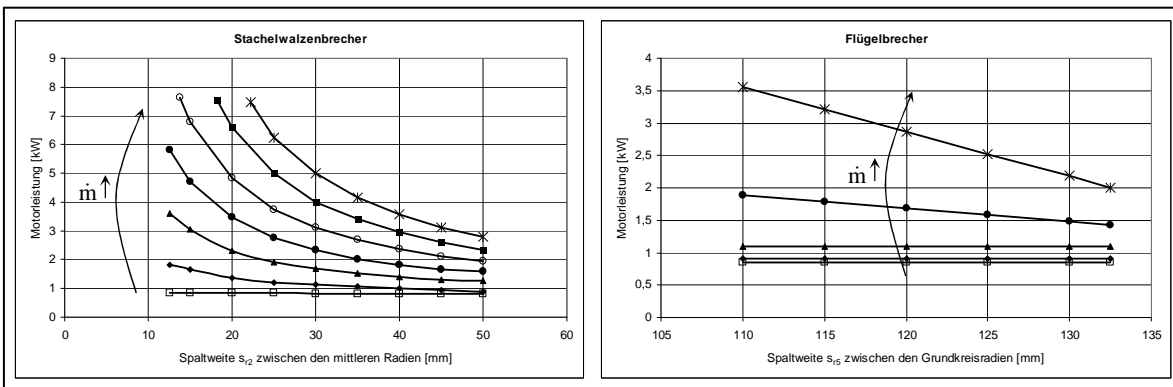
<sup>6</sup> Für die Ordinatenkalierung in (L)NV-Netzen muss die Summenverteilung  $Q_{(L)NV}$  aus Tabellenwerten entnommen werden, da  $q_{(L)NV}$  nicht analytisch integrierbar ist (vgl. Bild A1-2).



**Erläuterung des Massestromeinflusses auf Leistungs-/Arbeitsbedarf:**

Mit zunehmendem Massedurchsatz  $\dot{m}$  erhöhen sich  $P_M$ ,  $P_Z$  überproportional (bei Flügel- stärker als bei Stachelwalzenbrechern), während  $P_L$  definitionsgemäß durchsatzunabhängig ist. Deshalb fällt  $W_{L0m}=P_L/\dot{m}$  hyperbolisch ab und  $W_{Z0m}=P_Z/\dot{m}$  steigt näherungsweise linear (bei Stachelwalzenbrechern) bzw. progressiv (bei Flügelbrechern) an, so dass  $W_{0m^*}=W_{L0m}+W_{Z0m}$  zunächst von  $W_{L0m}$  und erst bei höheren Durchsätzen, oberhalb des energiegünstigsten Durchsatzes  $\dot{m}_0$ , von  $W_{Z0m}$  bestimmt wird. Ursächlich für die Zunahme von  $P_Z$  bei erhöhter Aufgabemenge ist zunächst ein Anstieg der Brecharbeit, die proportional zur Aufgabekornanzahl zunimmt. Darüber hinaus wächst die Verlustarbeit insbesondere bei Flügelbrechern (wegen größerer Werkzeuge/Reibflächen) überproportional an, weil einerseits das Feingut häufiger am freien Ausfall gehindert bzw. weiter zerkleinert wird und den Reibwiderstand erhöht (Feingutanstau in Hohlräumen durch Drängeffekte) sowie andererseits durch die zunehmende Mehrpunktbelastung weniger direkt eingeleitete, bruchauslösende Kontaktkräfte auftreten (Polstereffekte).

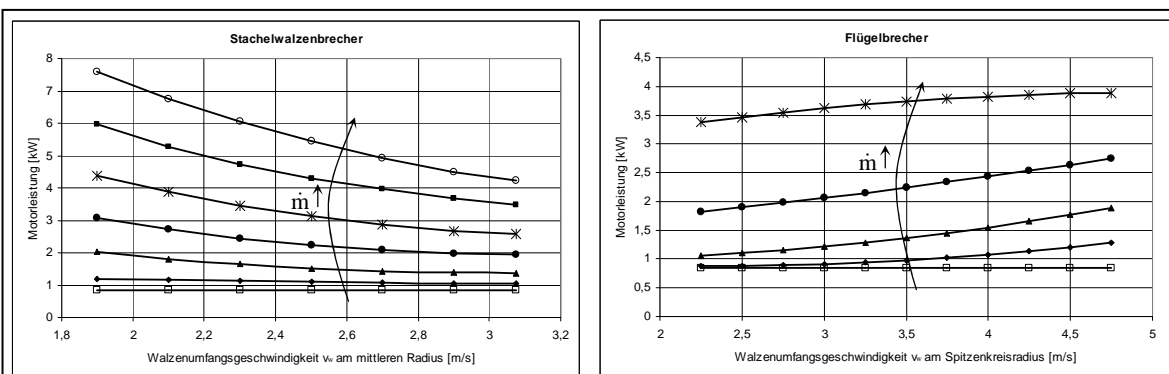
Bild A2-1: Leistungs- (oben) und Arbeitsbedarf (unten) als Funktion des Massedurchsatzes mit Erläuterung.



### Erläuterung des Spaltweiteneinflusses auf Leistungs-/Arbeitsbedarf:

Mit zunehmender Spaltweite  $s_{r2}$  (bei Stachelwalzenbrechern) bzw.  $s_{r5}$  (bei Flügelbrechern) verringern sich  $P_M$ ,  $P_Z$  und damit auch  $W_{0m^*}$ ,  $W_{Z0m}$  hyperbolisch (bei Stachelwalzenbrechern) oder linear (bei Flügelbrechern), während  $P_L$ ,  $W_{L0m}$  konstant bleiben. Der Spaltweiteneffekt resultiert daraus, dass durch die Abnahme des wirksamen Relativhubes ein höherer Anteil vom Aufgabematerial unzerkleinert durchtritt und weniger Drängel- und Polstereffekte durch andere Körner auftreten. Auch der durch die Zerkleinerung im Walzenspalt realisierte Oberflächenzuwachs verringert sich proportional zur zweiten Potenz der Spaltweiterehöhung. Da die von der Spaltverengung vorgegebene Verformung jedoch vor allem bei Stachelwalzenbrechern zerkleinerungsrelevant ist, ergibt sich bei Flügelbrechern ein geringerer Spaltweiteneinfluss.

Bild A2-2: Leistungsbedarf als Funktion der Radialspaltweite mit Erläuterung.



### Erläuterung des Geschwindigkeitseinflusses auf Leistungs-/Arbeitsbedarf:

Bei größerer Geschwindigkeit  $v_w$  erfahren die Körner in Stachelwalzenbrechern einen schnelleren Druckanstieg bis zum engsten Spalt, so dass schon geringere Kräfte bzw. Arbeiten bruchauslösend sind und deshalb die vor allem bei großen Aufgabemengen entstehende Verlustarbeit abnimmt. Es zeigt sich, dass der zusätzliche Leistungsbedarf für die  $v_w$ -Erhöhung durch die geringere Verlustleistung überkompensiert wird und folglich sowohl  $P_M$ ,  $P_Z$  als auch  $W_{0m^*}$ ,  $W_{Z0m}$  bei höherer Drehzahl abnimmt. Ähnliche Effekte ergeben sich bei Flügelbrechern, wobei die Körner bei höheren Drehzahlen einer größeren Schlag-/Scherbelastung ausgesetzt sind. Dadurch werden jedoch auch kleine und mittelgroße Körner, die die Verzahnungslücken bei geringeren Drehzahlen und Füllungsgraden noch ungehindert passieren können, zunehmend zerkleinert. Somit steigen  $P_M$ ,  $P_Z$  sowie  $W_{0m^*}$ ,  $W_{Z0m}$  insbesondere bei geringen Aufgabemengen bzw. Füllungsgraden mit der Drehzahl an.

Der Effekt einer erhöhten Friktion  $\Delta v_w$  auf  $P_M$ ,  $P_Z$  bzw.  $W_{0m^*}$ ,  $W_{Z0m}$  ist relativ klein und bei höheren Aufgabemasseströmen kaum noch nachweisbar. In Stachelwalzenbrechern steigen Leistungs- und Arbeitsbedarf mit  $\Delta v_w$  etwas an, weil insbesondere bei kleinen Drehzahlen Reib- und Verklemmeffekte auftreten. Bei größerer Überdeckung und geringeren Axialspaltweiten erhöht die Friktion dagegen die Effektivität der Scherzerkleinerung. In Flügelbrechern verringert sie deshalb den Leistungs- und Arbeitsbedarf.

Bild A2-3: Leistungsbedarf als Funktion der Walzenumfangsgeschwindigkeit mit Erläuterung.



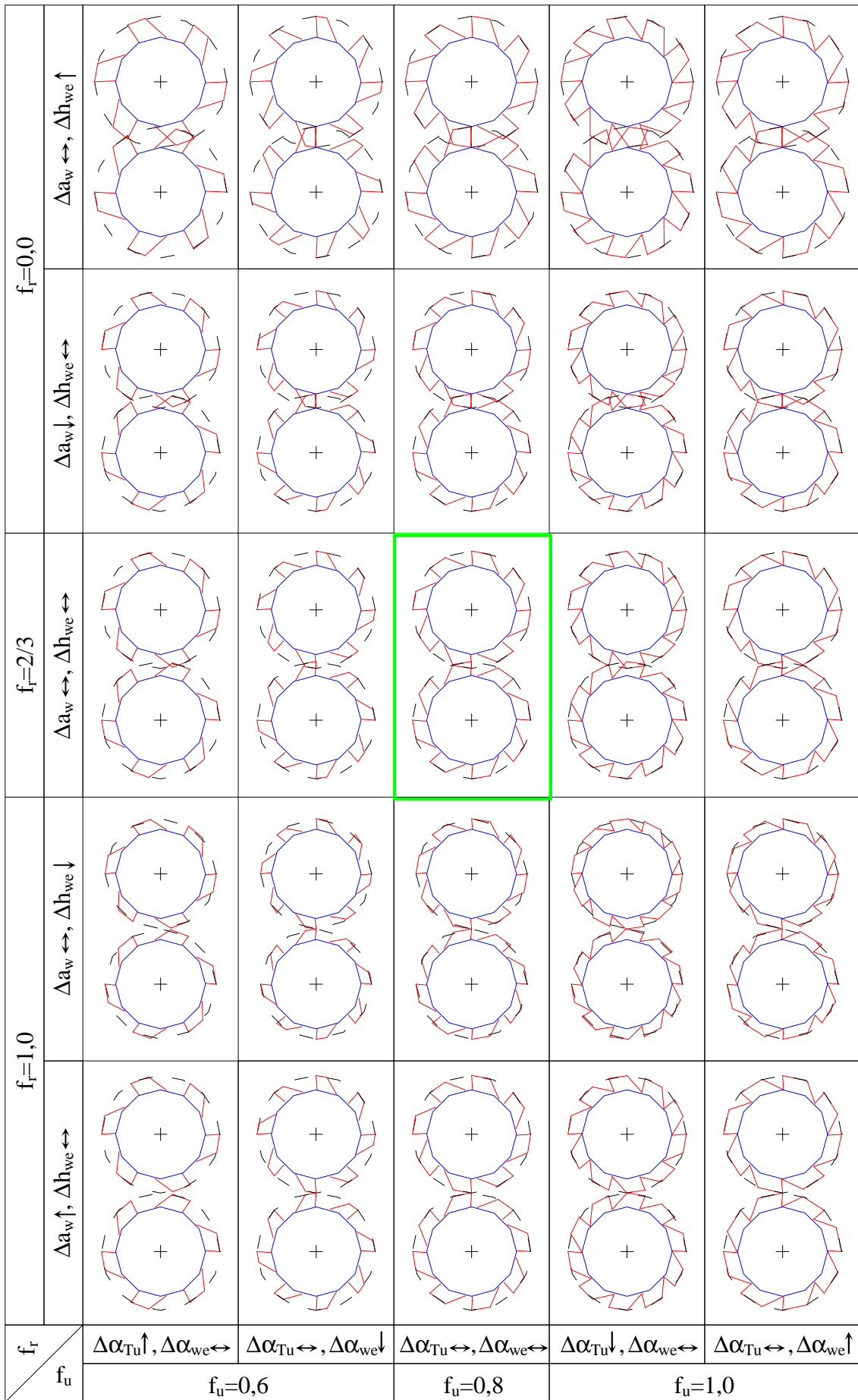


Bild A3-1: Variation der Radial- und Umfangspaltweitenverhältnisse für Zahnwerkzeuge.

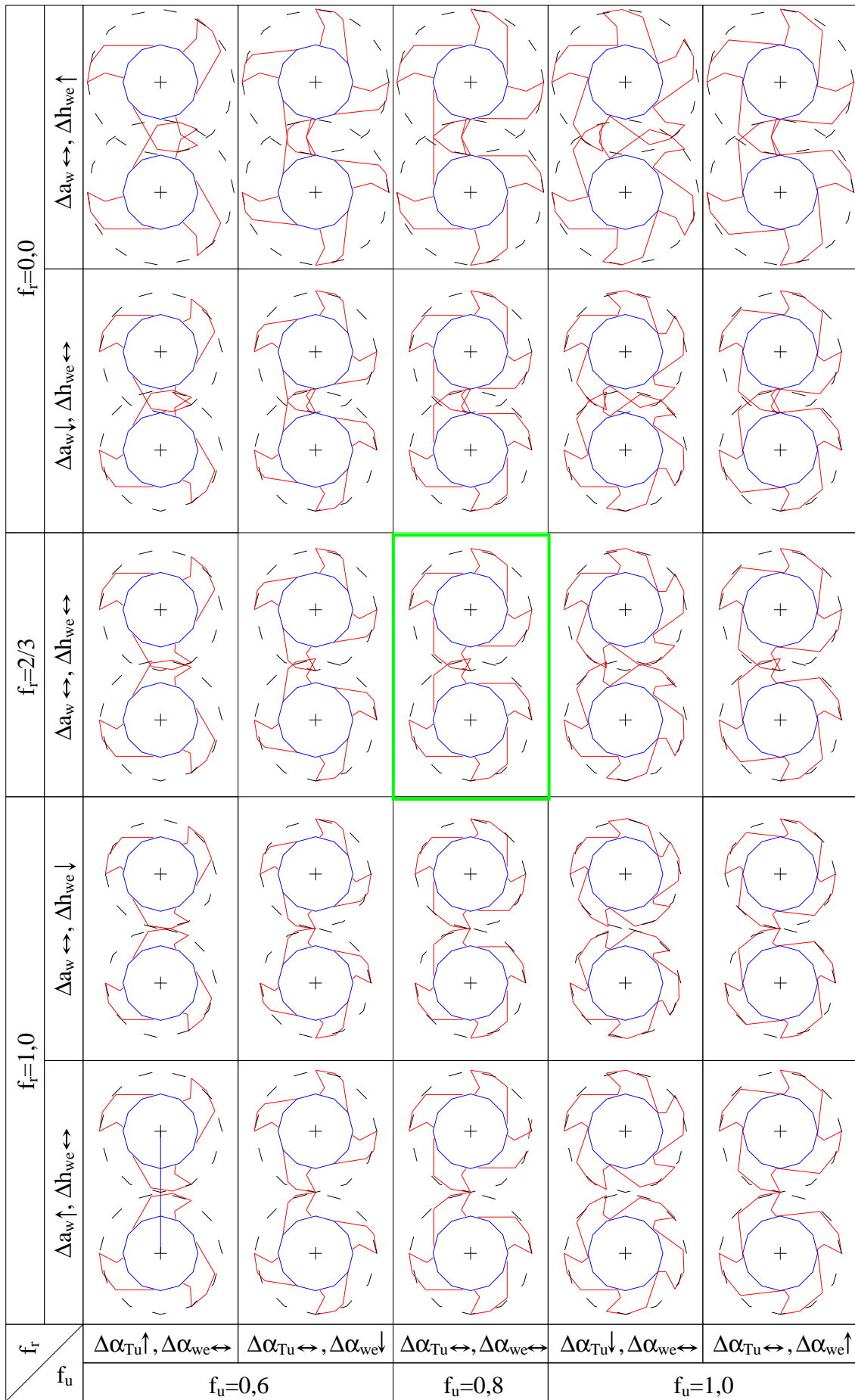


Bild A3-2: Variation der Radial- und Umfangspaltweitenverhältnisse für Meißelwerkzeuge.

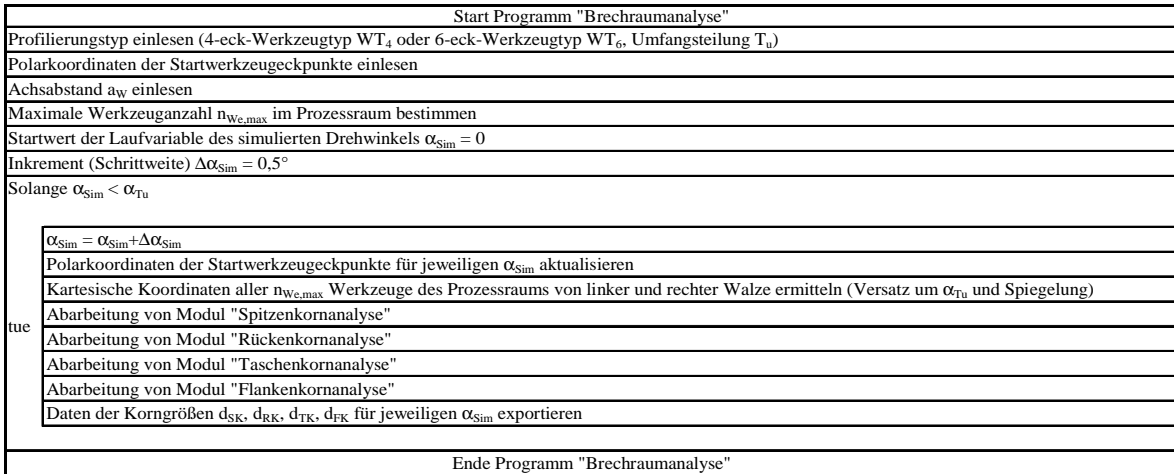


Bild A4-1: Struktogramm für das Hauptprogramm „Brechraumanalyse“.

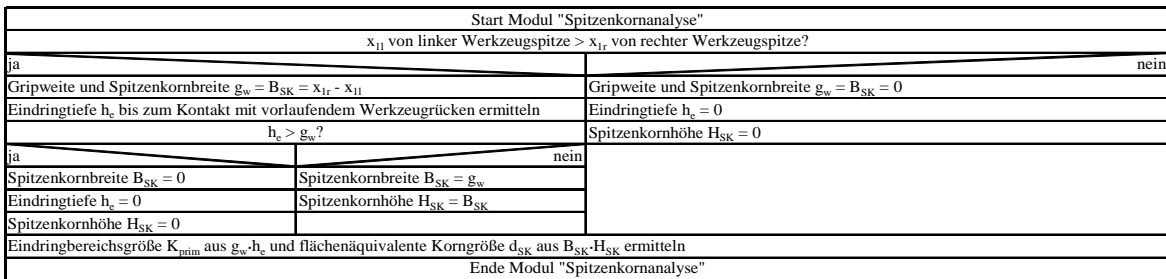


Bild A4-2: Struktogramm für das Unterprogramm „Spitzenkornanalyse“.

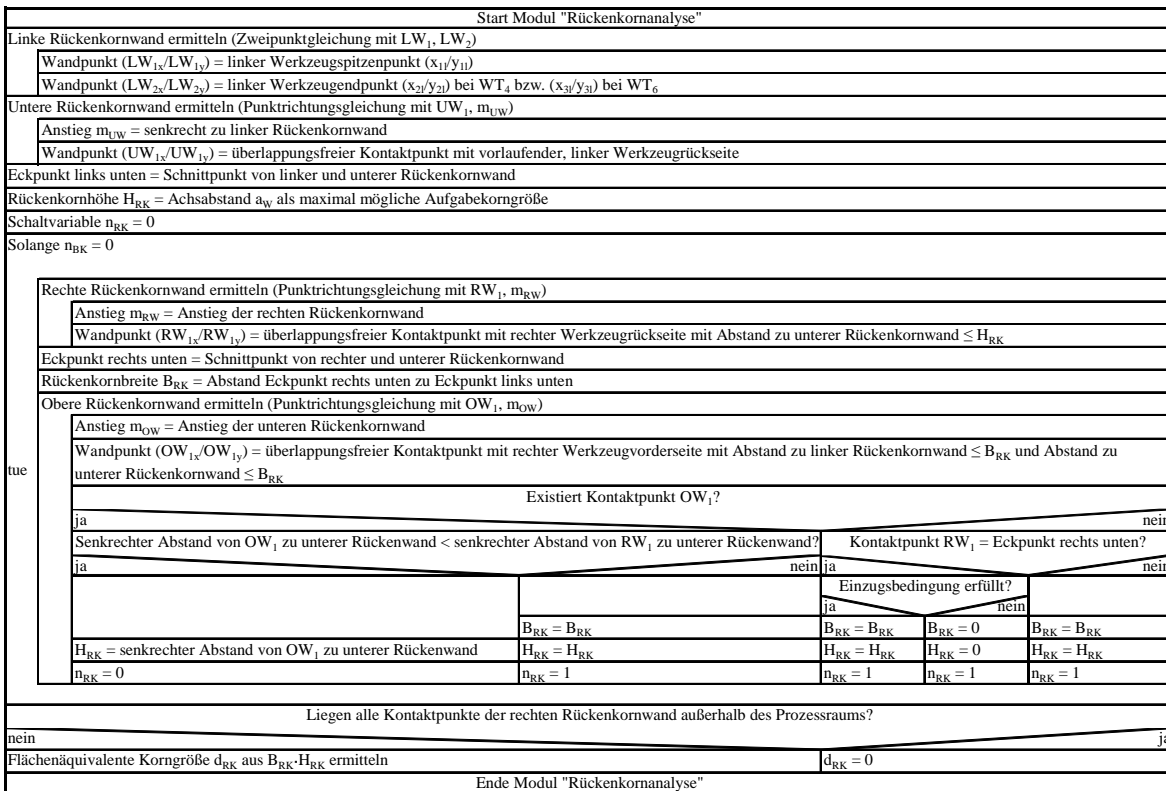


Bild A4-3: Struktogramm für das Unterprogramm „Rückenkornanalyse“.

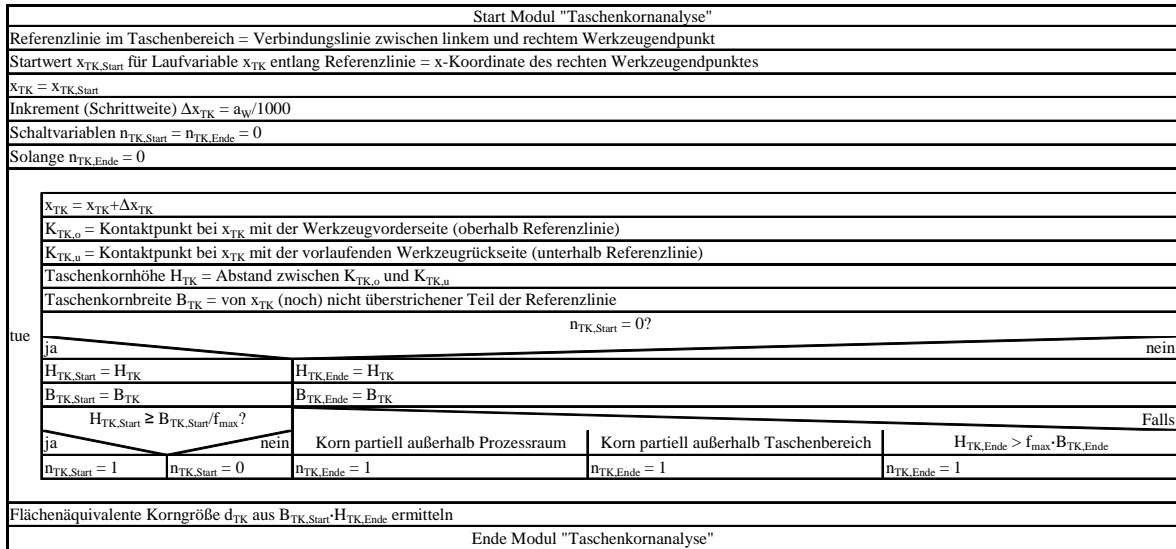


Bild A4-4: Struktogramm für das Unterprogramm „Taschenkornanalyse“.

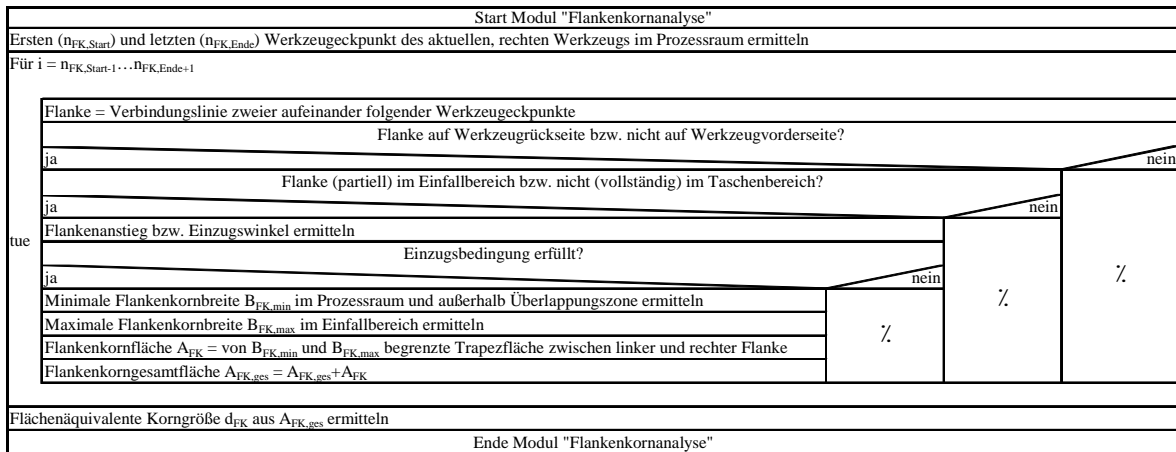


Bild A4-5: Struktogramm für das Unterprogramm „Flankenkornanalyse“.

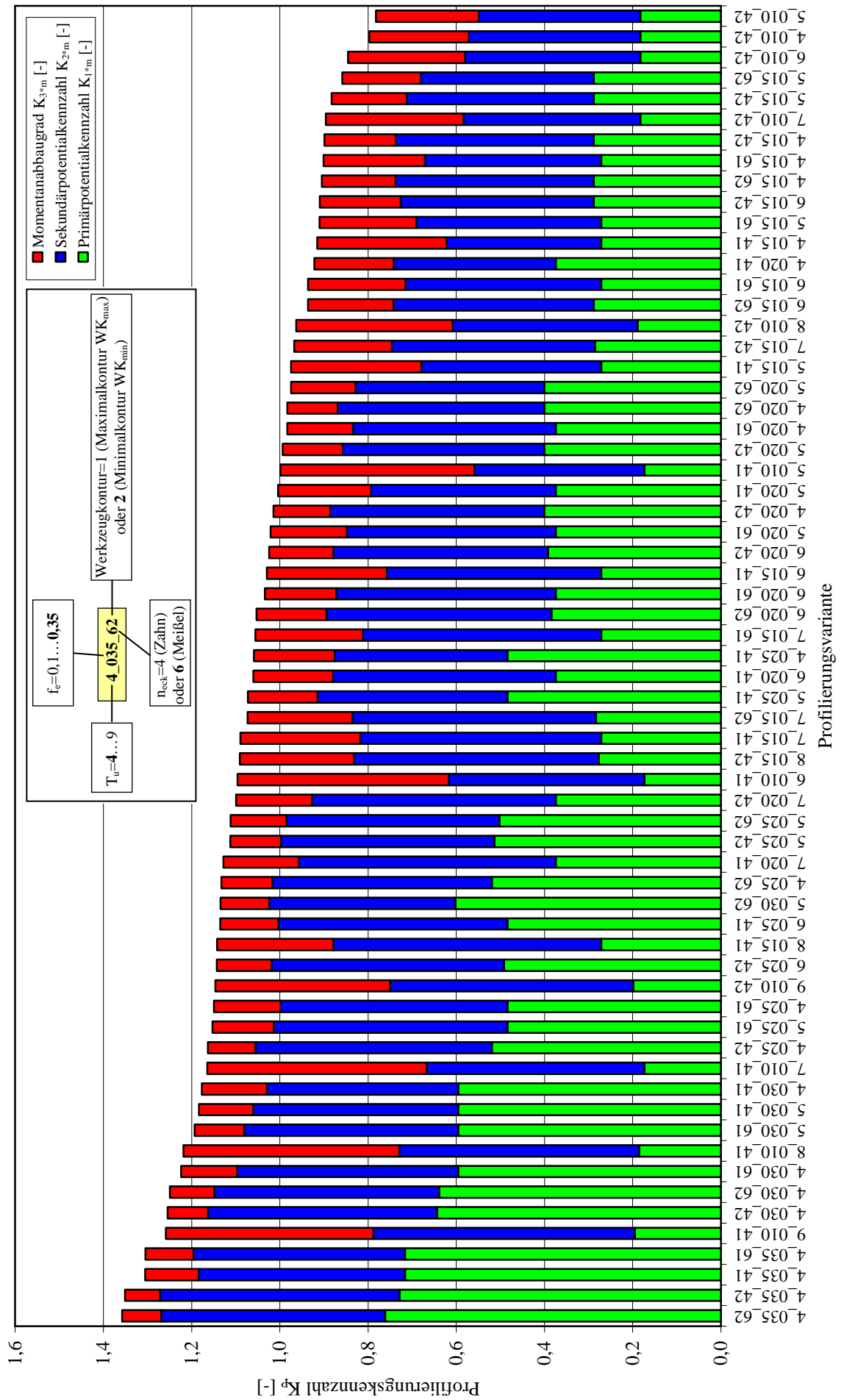
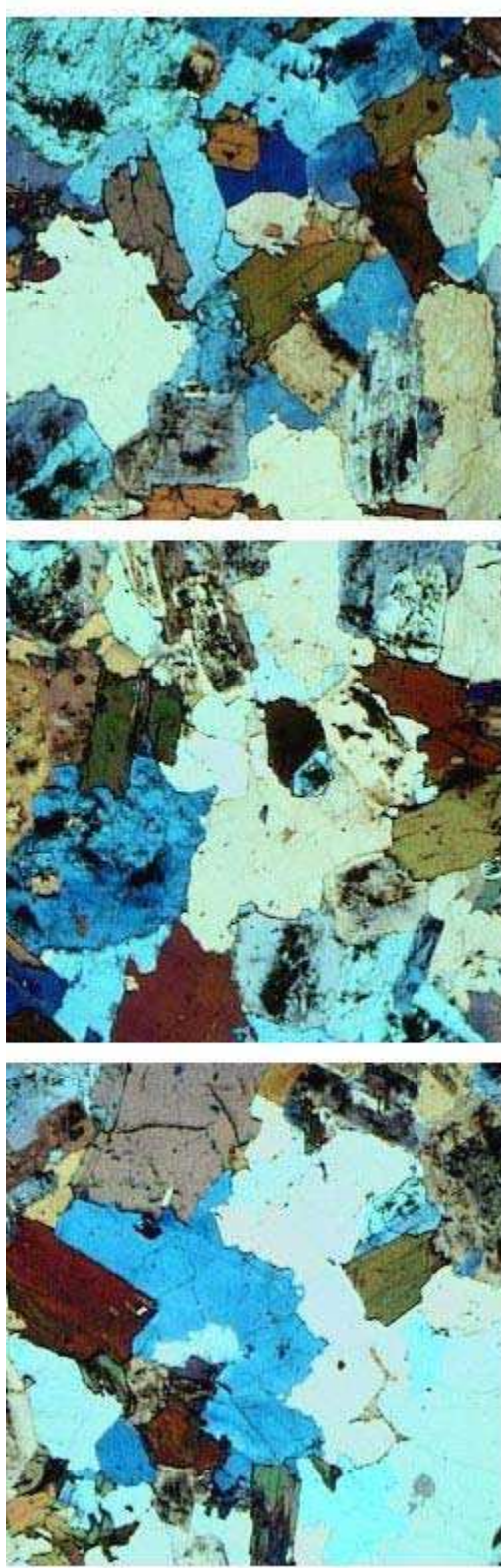


Bild A5-1: Profilierungskennzahl K<sub>p</sub> der untersuchten Profilierungsvarianten mit Aufschlüsselung nach den einzelnen Kennzahlen K<sub>1\*</sub>, K<sub>2\*</sub> und K<sub>3\*</sub>



Nr. 755

Nr. 756

Nr. 757

Bild A6-1: Dünnschliffbilder der im Auslegungsmodell verwendeten Stoffart „Granodiorit aus Kindisch“ (16fach vergrößert).

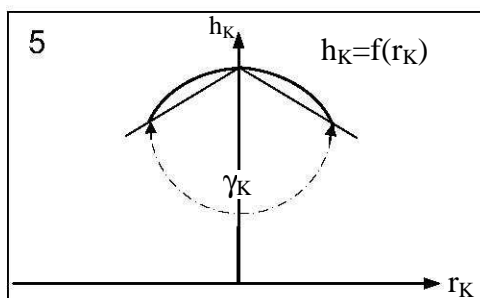
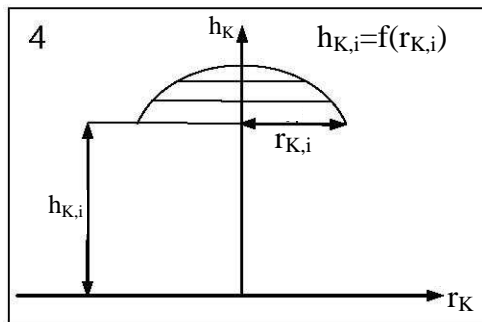
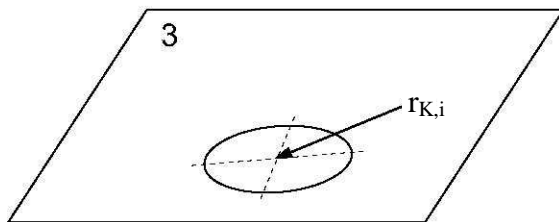
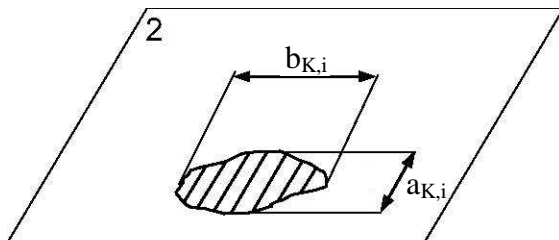
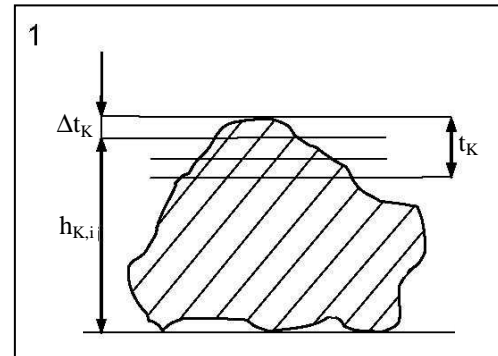
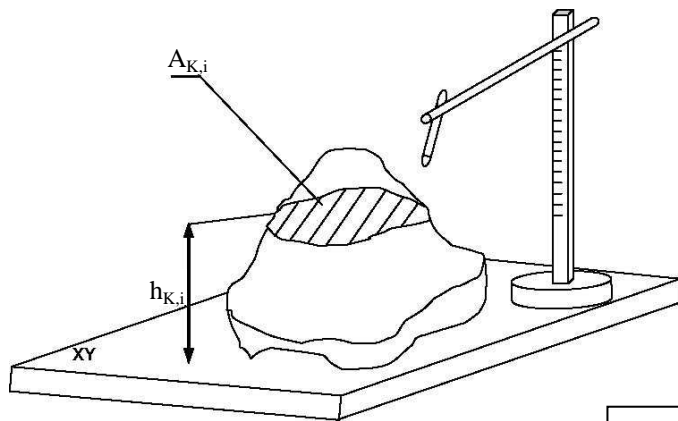
Gestein	Typ: Granodiorit		Land: Sachsen		phasenbezogene Merkmale					Gesteins- merkmale
	Lagerstätte: Kindisch		Art	Einheit	Quarz	Feldspat	Glimmer	Gas	NDP*	
Modus	Phasen									
	Phasenanteil	Volumenanteil	$\varepsilon_V$	%	34	48	18	0	0	100
Struktur	Korngröße	Medianwert	$d_{50,3}$	mm	0,732	0,928	0,647	-	-	0,810
		Streuungsparameter	$\sigma_{in}$	-	0,410	0,384	0,414	-	-	0,398
	Kornform	Elongation	$E'$	-	1,274	1,330	1,968	-	-	1,425
		Flachheit	F	-	1,267	1,248	1,059	-	-	1,221
Mesogefüge	Kornoberfläche	spezifische Oberfläche	$S_V$	mm <sup>2</sup> /mm <sup>3</sup>	7,480	5,180	11,200	-	-	7,050
	Kornrauhigkeit	Rauheitsgrad	$K_R$	%	30	13	38	-	-	23
	Richtung	linearer Orientierungsgrad	$K_{lin}$	%	16	18	42	-	-	10
		flächiger Orientierungsgrad	$K_{fl}$	%	12	12	3	-	-	11
Textur	Verteilung	isotroper Orientierungsgrad	$K_{iso}$	%	72	70	55	-	-	79
		Clusterbildungsgrad	C	%	36	41	13	-	-	34
	Raumerfüllung	Raumerfüllungsgrad	$\varepsilon_{VF}$	%						100

\* Bei der nicht differenzierbaren Phase (NDP) ist wegen zu geringer Mineralienkorngrößen keine nähere Auswertung möglich.

\*\* Die Werte entsprechen meist dem mit dem Phasenanteil gewichteten Mittelwert. Eine Ausnahme bilden lediglich die Orientierungsgrade  $K_{lin}$ ,  $K_{fl}$  und  $K_{iso}$ , die sich aus einer Gesamtbewertung der Orientierung aller Mineralien ohne Berücksichtigung der Mineralienart ergeben.

Tabelle A6-1: Gesteinscharakteristik für die im Auslegungsmodell verwendete Stoffart „Granodiorit aus Kindisch“.

## Kornformanalyse bei irregulären Partikeln nach der Methode von SZCZELINA [15]



### 1. Bestimmung der Messfläche $A_{K,i}$ in der Höhe $h_{K,i}$

Die Probe wird auf der Grundfläche  $xy$  in stabile Gleichgewichtslage gelegt. Anschließend werden mehrere Schnittflächen  $A_{K,i}$  unterhalb der Kornspitze im Abstand  $\Delta t_K$  voneinander analysiert, bis  $t_K = h_{Z_{max,r}} \cdot h_A$  (Mutterkornhöhe  $h_A$ , maximaler Relativhub der Versuche  $h_{Z_{max,r}} = 0,2$ ) erreicht ist.

### 2. Vermessung der Fläche $A_{K,i}$

Es werden  $a_{K,i}$  (maximale Abmessung von  $A_{K,i}$ ) und  $b_{K,i}$  (maximale Abmessung von  $A_{K,i}$  senkrecht zu  $a_{K,i}$ ) ermittelt.

### 3. Berechnung des flächenäquivalenten Radius $r_{K,i}$

Die Fläche  $A_{K,i}$  lässt sich näherungsweise als Ellipse mit den Halbachsen  $a_{K,i}/2$  und  $b_{K,i}/2$  auffassen. Für den flächengleichen Kreisradius  $r_{K,i}$  der Ellipsenfläche  $A_{K,i}$  gilt somit:

$$r_{K,i} = \sqrt{\frac{A_{K,i}}{\pi}} \quad \text{mit: } A_{K,i} = \pi \cdot \frac{a_{K,i}}{2} \cdot \frac{b_{K,i}}{2} \quad (\text{A7-1})$$

### 4. Darstellung des empirischen Radienverlaufes

Die  $r_{K,i}$ -Werte des Kornes werden in Abhängigkeit von  $h_{K,i}$  aufgetragen.

### 5. Ermittlung des Kornformwinkels $\gamma_K$

Der empirische Radienverlauf  $h_{K,i} = f(r_{K,i})$  wird durch eine Gerade  $h_K = f(r_K) = m_K \cdot r_K + n_K$  approximiert, um so den Kornformwinkel  $\gamma_K$  aus dem Geradenanstieg  $m_K$  abzuleiten:

$$\gamma_K = 180^\circ - 2 \cdot \arctan(m_K) \quad (\text{A7-2})$$



### Analyse von Belastungsdiagrammen

Belastungsdiagramme werden bei Druckversuchen meist als Kraft-Weg- oder Kraft-Zeit-Verläufe aufgezeichnet. Für Kraft-Zeit-Verläufe gibt es bereits mehrere ein- oder zweiparametrische Analysemethoden (z.B. Rainflow-, Bereichspaar-, Spitzenzählung), die Belastungsamplituden klassieren und hinsichtlich Größe, Dauer und Häufigkeit charakterisieren (Lastkollektiv), um so eine dynamische Auslegung von Zerkleinerungsmaschinen zu ermöglichen [159]. In dieser Arbeit steht jedoch die Auswertung von Kraft-Weg-Verläufen im Vordergrund, weil sich daraus die relevanten Parameter des neuen Auslegungsmodells ergeben. Zur Erläuterung der prinzipiellen Vorgehensweise ist dazu in Bild A8-1 ein fiktiver Kraft-Weg-Verlauf, der alle wesentlichen Aspekte realer Verläufe enthält, dargestellt.

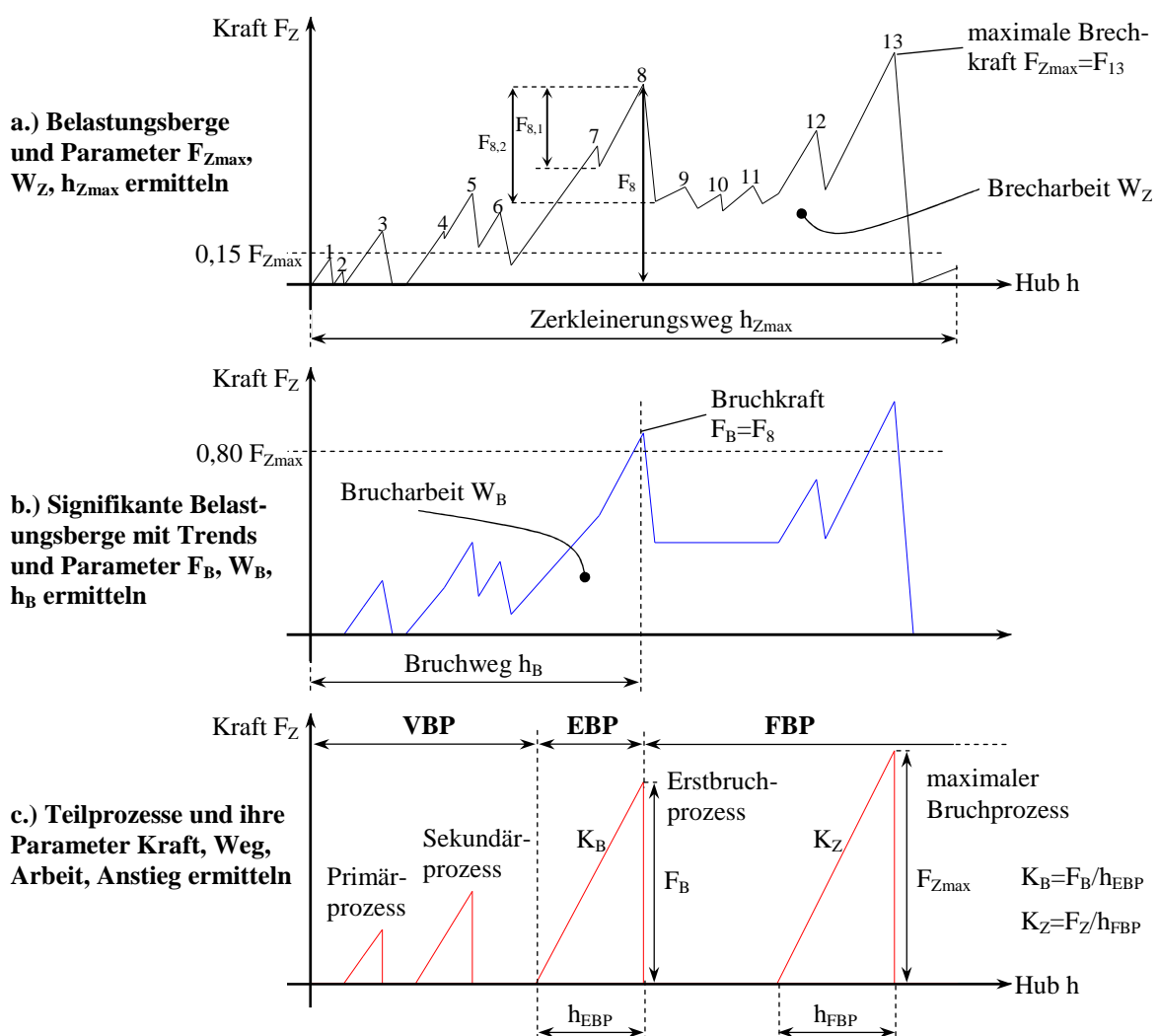


Bild A8-1: Vorgehensweise bei der Charakterisierung der Brechphase von Kraft-Weg-Diagrammen (VBP=Vorbruchphase, EBP=Erstbruchphase, FBP=Folgebruchphase).

Jedes Kraft-Weg-Diagramm kann als ein Belastungsgebirge aufgefasst werden, das aus einem oder mehreren Belastungsberg(en) besteht. Der Verlauf in Bild A8-1a setzt sich bspw. aus  $i=13$  Belastungsbergen zusammen. Jedem Berg können zwei lokale Minima und ein lokales Maximum zugeordnet werden, so dass sich Anstieg (positiv) und Abstieg (ne-

gativ) ergeben. Auf der Basis dieser lokalen Extrema und dem globalen Maximum (maximale Zerkleinerungskraft  $F_{Z_{max}}$ ) als größtes lokales Maximum kann damit eine Klassierung signifikanter und nicht-signifikanter Belastungsberge erfolgen. Signifikant sind solche:

- für deren lokales Maximum gilt:  $F_i > 0,15 F_{Z_{max}}$  (gilt z.B. für  $F_3$  aber nicht z.B. für  $F_1$ ),
- für deren Anstiegsdifferenz gilt:  $F_{i,1} > 0,3 F_i$  (gilt z.B. für  $F_{8,1}$  aber nicht z.B. für  $F_{7,1}$ ),
- für deren Abstiegsdifferenz gilt:  $F_{i,2} > 0,3 F_i$  (gilt z.B. für  $F_{8,2}$  aber nicht z.B. für  $F_{7,2}$ ).

Die Verbindung der lokalen Extrema dieser signifikanten Belastungsberge ergibt den in Bild A8-1b blau dargestellten Trendverlauf. Jeder Belastungsberg repräsentiert dabei Vor- oder Hauptbrüche im getesteten Gestein. Der An- oder Abstieg kann mit (z.B. Anstieg Nr. 8) oder ohne Trendwechsel (z.B. Anstieg Nr. 3) erfolgen und Bereiche mit (z.B. zwischen Nr. 3 und Nr. 5) oder ohne Nulldurchgang (z.B. zwischen Nr. 6 und Nr. 8) ausbilden. Einen Sonderfall stellt dabei das Plateau zwischen Nr. 8 und Nr. 12 dar, bei dem der Anstieg näherungsweise Null beträgt, ohne dass ein Nulldurchgang stattgefunden hat.

Im letzten Analyseschritt in Bild A8-1c werden dem Trendverlauf schließlich die Teilphasen der Brechphase (Vor-, Erst-, Folgebruchphase) zugeordnet. Die Erstbruchphase wird vom **ersten** Belastungsberg gebildet, für dessen lokales Maximum gilt:  $F_i > 0,8 F_{Z_{max}}$ , d.h. hier von Nr. 8. Damit sind auch die Vor- und Folgebruchphase als die der Erstbruchphase vor- und nachlaufenden Phasen festgelegt. Zur Charakterisierung der einzelnen Phasen ist es sinnvoll, nur ausgewählte Prozesse bzw. Belastungsberge innerhalb dieser Teilphasen zu analysieren. In der Vorbruchphase könnten dies bspw. der erste signifikante Belastungsberg (Primärprozess) und der größte signifikante Belastungsberg zwischen Primär- und Erstbruchphase (Sekundärprozess) sein. Die Folgebruchphase lässt sich u.a. durch den größten signifikanten Belastungsberg (maximaler Bruchprozess) charakterisieren. Jeder dieser vier Belastungsberge kann durch die Maximalkraft (z.B.  $F_B$ ,  $F_{Z_{max}}$ ), den Weg (z.B.  $h_{EBP}$ ,  $h_{FBP}$ ), die Arbeit als Fläche unter der Kurve (z.B.  $W_{EBP}$ ,  $W_{FBP}$ ) und den Anstieg als Maß für die Sekanten- bzw. Tangentensteifigkeit<sup>1</sup> (z.B.  $K_B = F_B/h_{EBP}$ ,  $K_Z = F_{Z_{max}}/h_{FBP}$ ) parametrisiert werden. Der Abstieg ist dagegen vernachlässigbar, da er meist nur aus der vergleichsweise geringen Werkzeugdeformation<sup>2</sup> resultiert. Für die Modellierung in dieser Arbeit ist es außerdem ausreichend, nur die in Bild A8-1c dargestellten Parameter des ersten (PLT, PFLT) bzw. maximalen Bruchprozesses (FLT) zu erfassen. Ergänzend dazu wurde beim PLT und PFLT noch die Brucharbeit  $W_B$  (Fläche bis zum Primärbruch) bzw. beim FLT die Zerkleinerungsarbeit  $W_Z$  (Fläche bis zum Hub  $h_{Z,max}$ ) mit ausgewertet.

<sup>1</sup> Die Versuche an irregulären Granodioritkörnern zeigten meist keinen parabolischen (gemäß HERTZ-Modell für elastische Kugeln), sondern einen linearen Kraftanstieg, d.h. es liegt entweder elastisch-plastisches Verformungsverhalten vor oder die Vereinfachung der realen Kornform durch Kugeln ist unzulässig. Für die Tangentensteifigkeit bedeutet dies, dass sie vielfach bis zur Maximalkraft konstant bleibt und der Sekantensteifigkeit entspricht.

<sup>2</sup> Zum Zeitpunkt des Vor-, Haupt- oder Folgebruchs dehnt sich das Werkzeug infolge der Entlastung (Abstieg) um den Betrag der während der Belastung (Anstieg) durch die Kontaktkraft erzeugten Werkzeugstauchung. Diese Rückdehnung des Werkzeugs kann vollständig (Nulldurchgang im Kraft-Weg-Verlauf) oder nur teilweise (kein Nulldurchgang, da vor vollständiger Rückdehnung bereits eine erneute Korneinspannung eintritt) erfolgen.

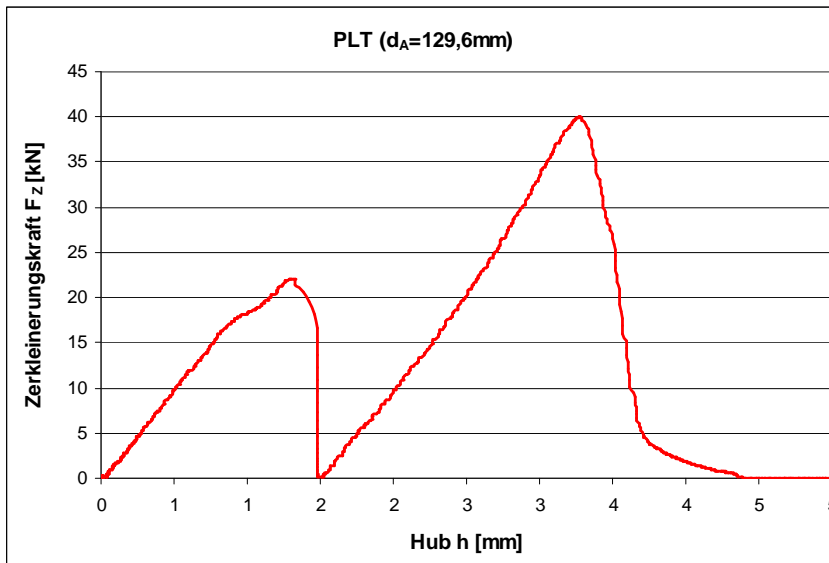


Bild A9-1: Kraft-Weg-Diagramm des PLT von Probe Nr. 37.

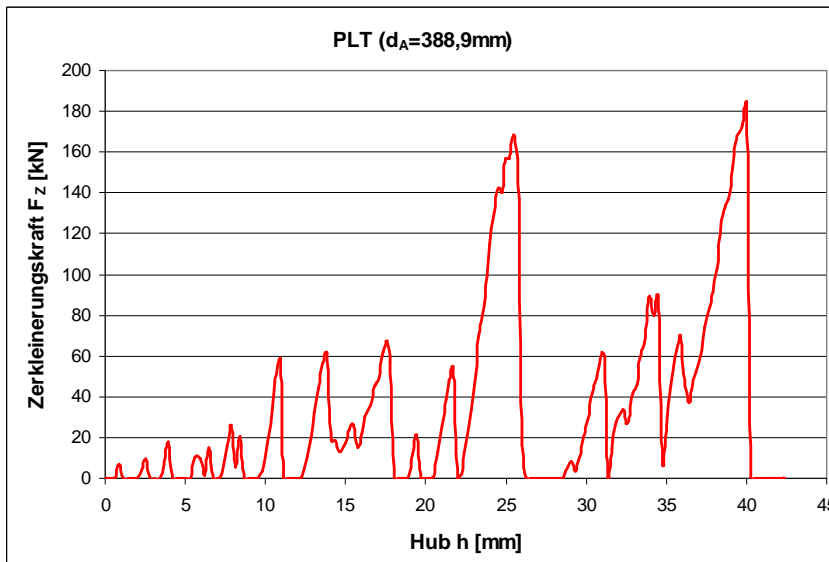


Bild A9-2: Kraft-Weg-Diagramm des PLT von Probe Nr. 69.

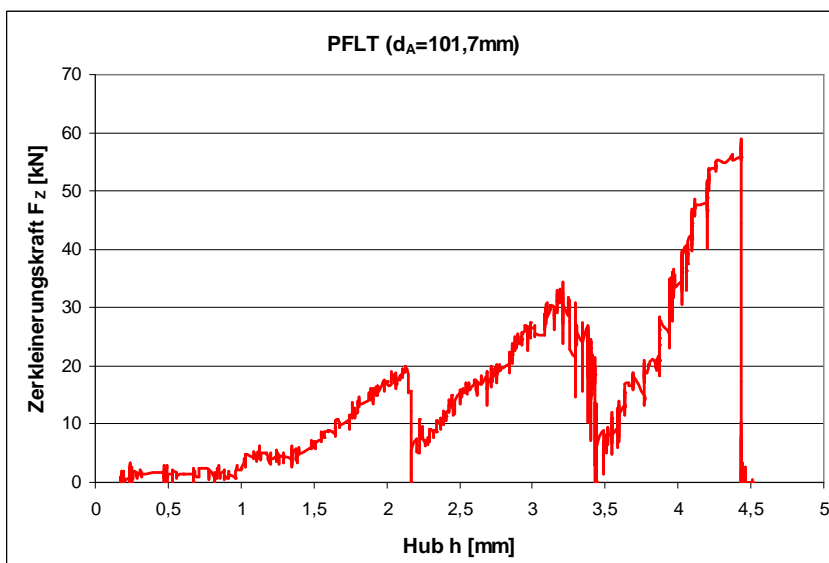


Bild A9-3: Kraft-Weg-Diagramm des PFLT von Probe Nr. 68.

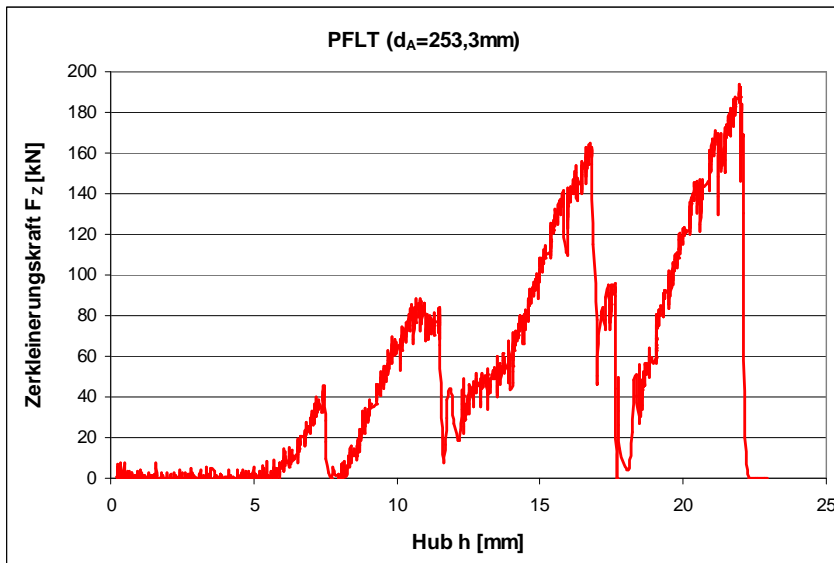


Bild A9-4: Kraft-Weg-Diagramm des PFLT von Probe Nr. 5.

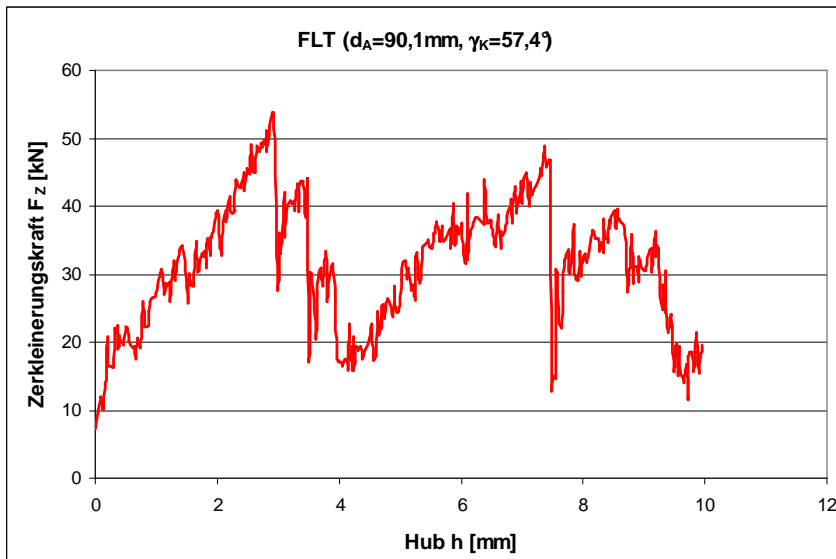


Bild A9-5: Kraft-Weg-Diagramm des FLT von Probe Nr. 5\_50.

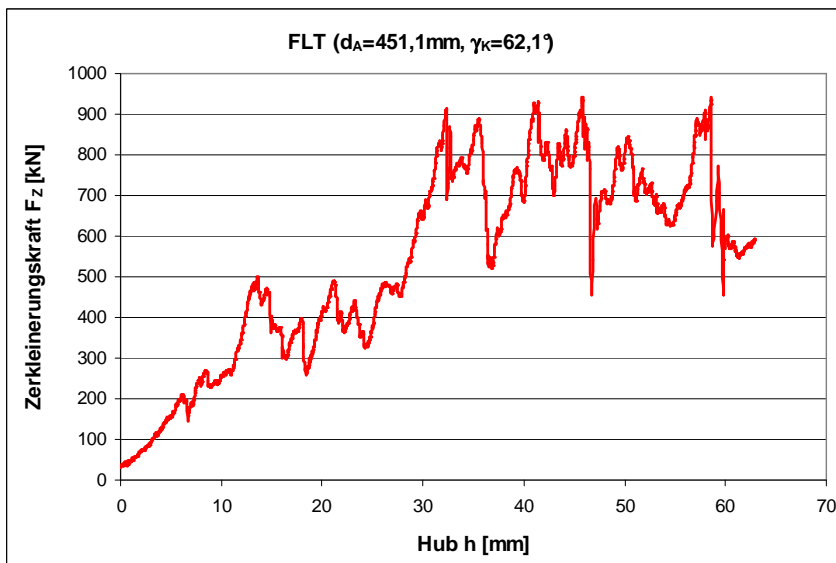


Bild A9-6: Kraft-Weg-Diagramm des FLT von Probe Nr. 3\_300.

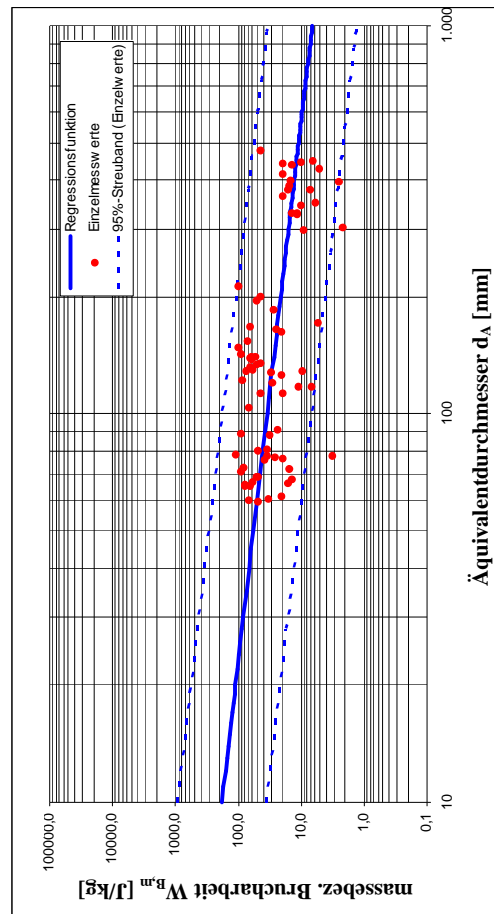
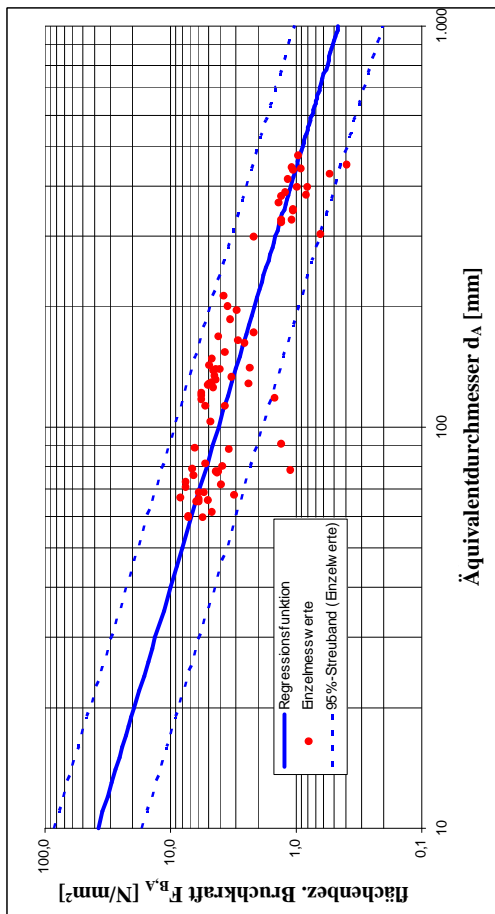
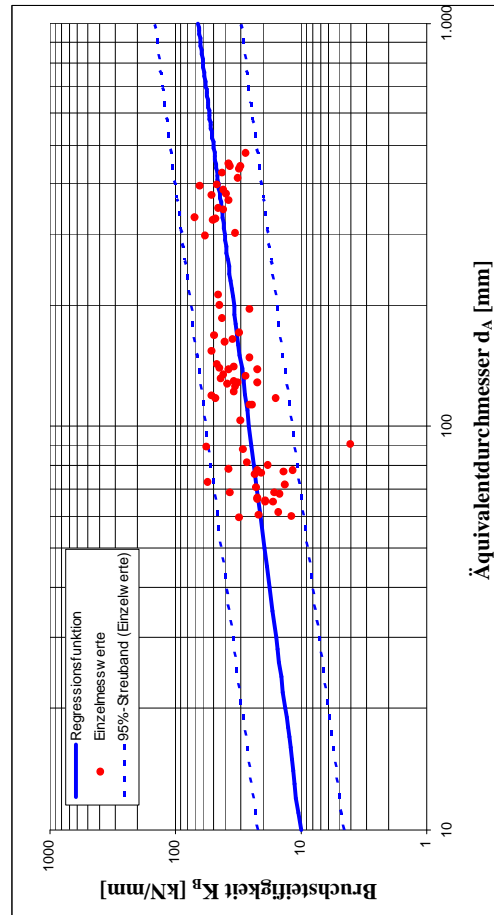
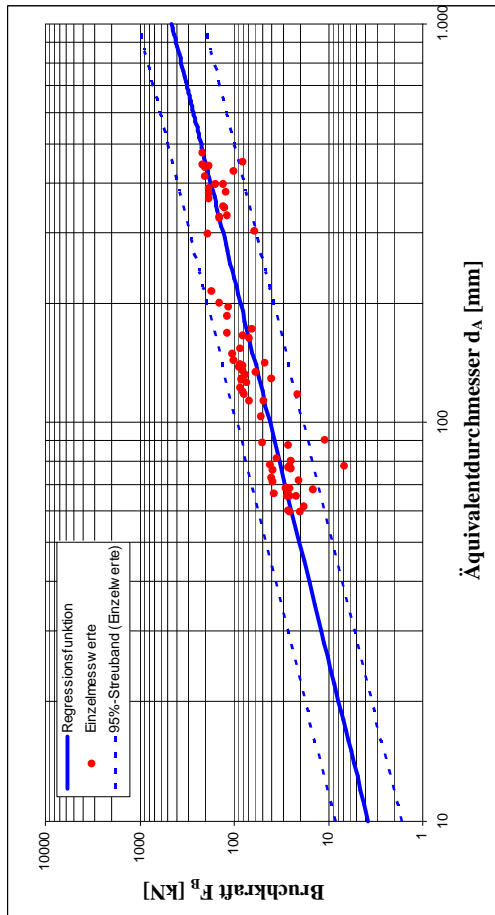


Bild A10-1: Korngrößenabhängigkeit ausgewählter Bruchparameter des PLT (Granodiorit aus Kindisch).

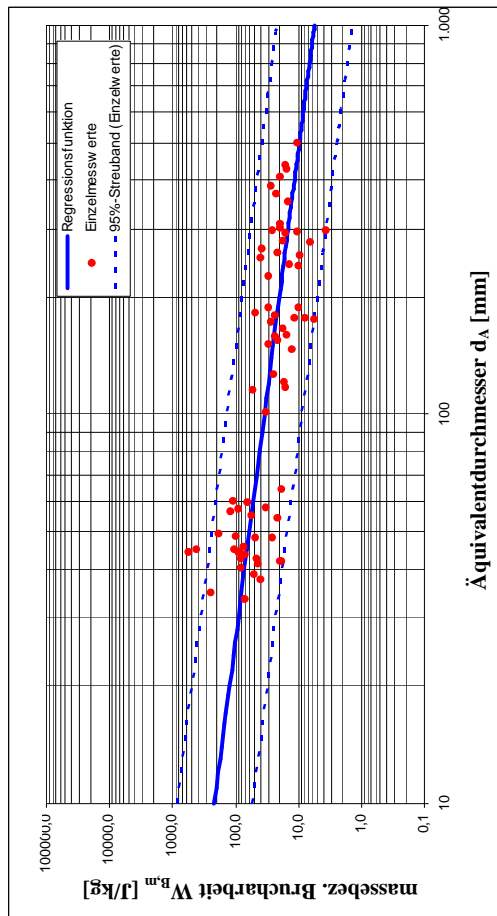
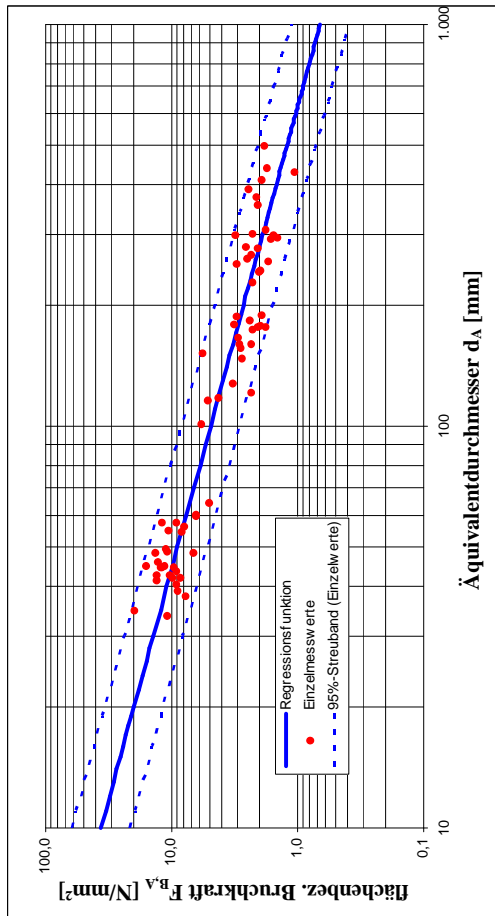
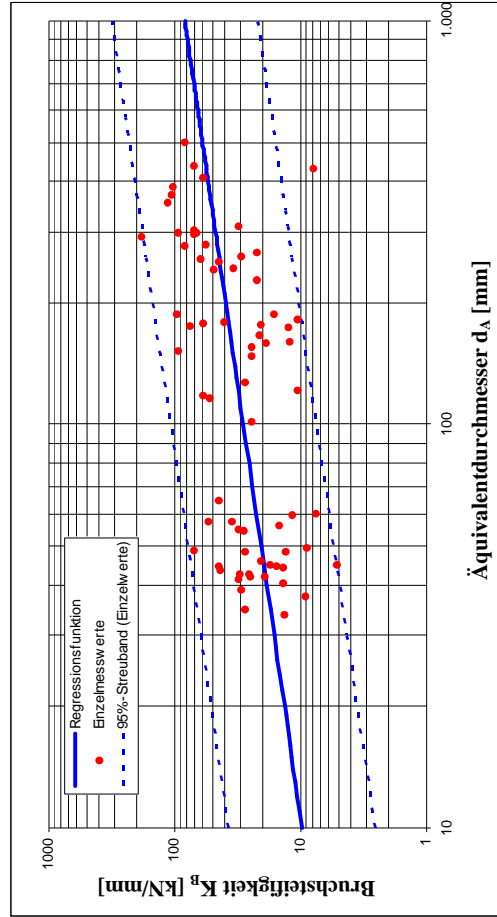
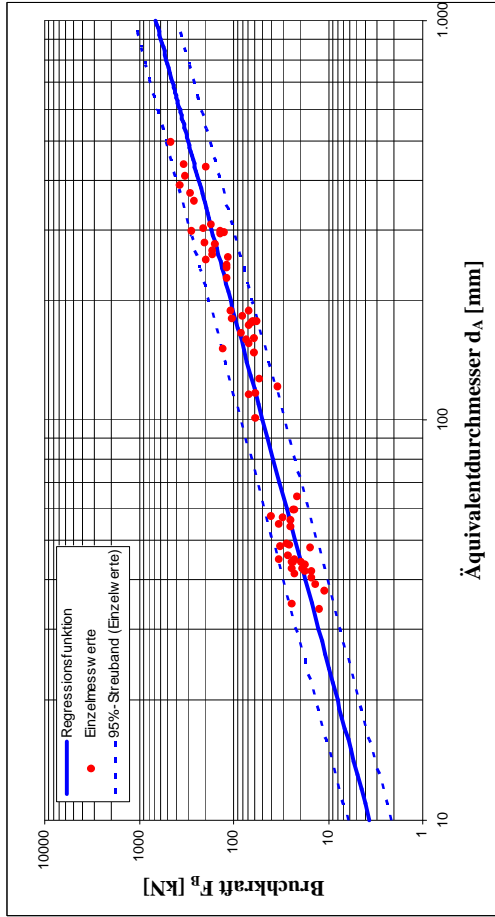


Bild A10-2: Korngrößenabhängigkeit ausgewählter Bruchparameter des PFLT (Granodiorit aus Kindisch).

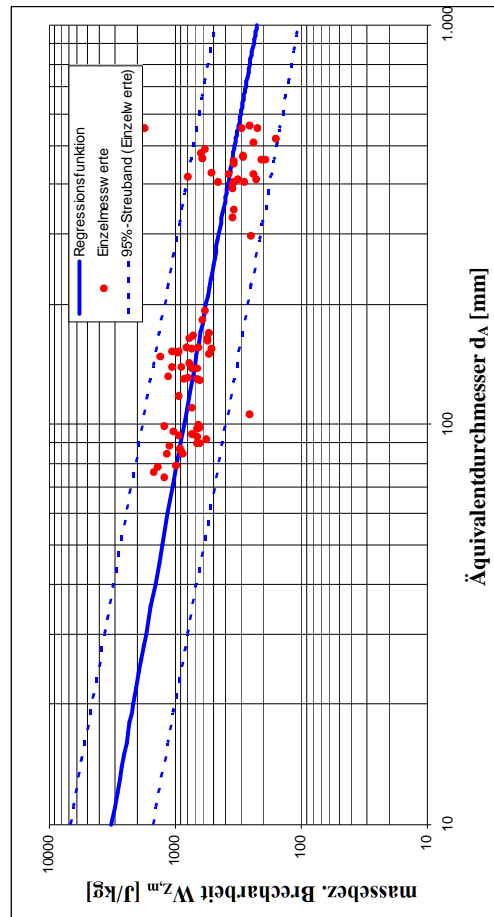
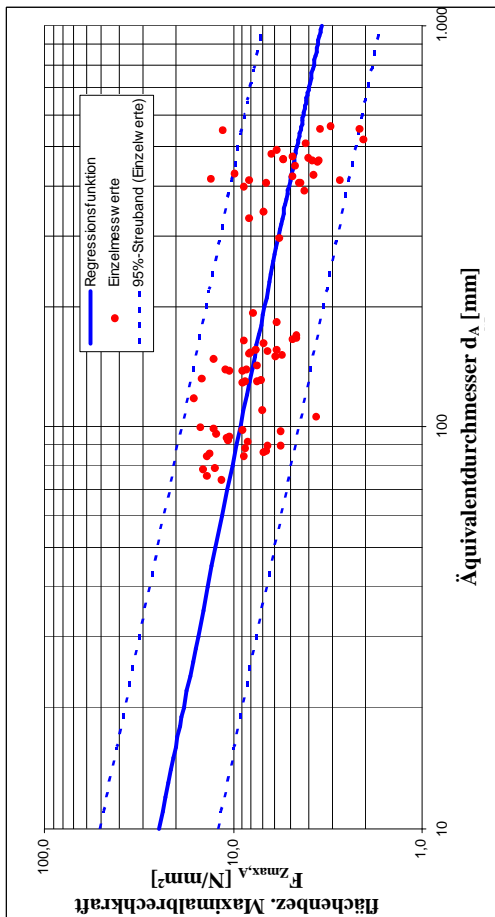
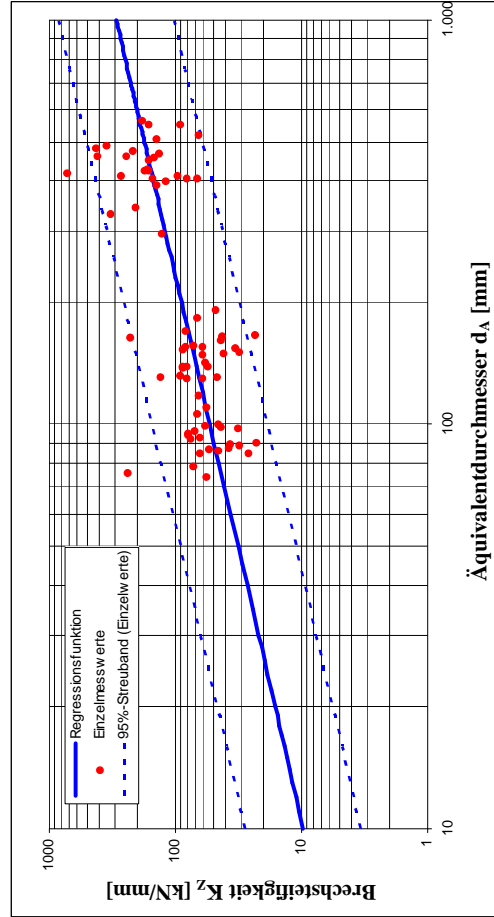
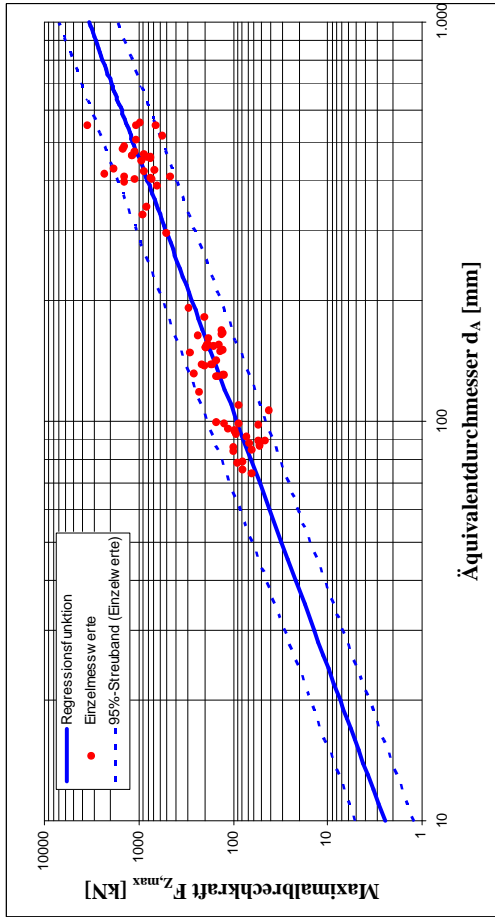


Bild A 10-3: Korngrößenabhängigkeit ausgewählter Brechparameter des FLT (Granodiorit aus Kindisch, Relativhub  $h_{z,max,r}=20\%$ , mittlerer Kornformwinkel  $\bar{\gamma}_k=100,6^\circ$ ).

Simulations-Nr.:	transformierte Niveaustufen von:					
	$E_{PC}$	$E_B$	$\lambda_r^*$	$\bar{\sigma}_{Bmax}$	$v_\sigma$	$\lambda_\tau$
1	-1	-1	-1	-1	-1	-1
2	1	-1	-1	-1	-1	-1
3	-1	1	-1	-1	-1	-1
4	1	1	-1	-1	-1	-1
5	-1	-1	1	-1	-1	-1
6	1	-1	1	-1	-1	-1
7	-1	1	1	-1	-1	-1
8	1	1	1	-1	-1	-1
9	-1	-1	-1	1	-1	-1
10	1	-1	-1	1	-1	-1
11	-1	1	-1	1	-1	-1
12	1	1	-1	1	-1	-1
13	-1	-1	1	1	-1	-1
14	1	-1	1	1	-1	-1
15	-1	1	1	1	-1	-1
16	1	1	1	1	-1	-1
17	-1	-1	-1	-1	1	-1
18	1	-1	-1	-1	1	-1
19	-1	1	-1	-1	1	-1
20	1	1	-1	-1	1	-1
21	-1	-1	1	-1	1	-1
22	1	-1	1	-1	1	-1
23	-1	1	1	-1	1	-1
24	1	1	1	-1	1	-1
25	-1	-1	-1	1	1	-1
26	1	-1	-1	1	1	-1
27	-1	1	-1	1	1	-1
28	1	1	-1	1	1	-1
29	-1	-1	1	1	1	-1
30	1	-1	1	1	1	-1
31	-1	1	1	1	1	-1
32	1	1	1	1	1	-1
33	-1	-1	-1	-1	-1	1
34	1	-1	-1	-1	-1	1
35	-1	1	-1	-1	-1	1
36	1	1	-1	-1	-1	1
37	-1	-1	1	-1	-1	1
38	1	-1	1	-1	-1	1
39	-1	1	1	-1	-1	1
40	1	1	1	-1	-1	1
41	-1	-1	-1	1	-1	1
42	1	-1	-1	1	-1	1
43	-1	1	-1	1	-1	1
44	1	1	-1	1	-1	1
45	-1	-1	1	1	-1	1
46	1	-1	1	1	-1	1
47	-1	1	1	1	-1	1
48	1	1	1	1	-1	1
49	-1	-1	-1	-1	1	1
50	1	-1	-1	-1	1	1
51	-1	1	-1	-1	1	1
52	1	1	-1	-1	1	1
53	-1	-1	1	-1	1	1
54	1	-1	1	-1	1	1
55	-1	1	1	-1	1	1
56	1	1	1	-1	1	1
57	-1	-1	-1	1	1	1
58	1	-1	-1	1	1	1
59	-1	1	-1	1	1	1
60	1	1	-1	1	1	1
61	-1	-1	1	1	1	1
62	1	-1	1	1	1	1
63	-1	1	1	1	1	1
64	1	1	1	1	1	1
65	-1,761	0	0	0	0	0
66	1,761	0	0	0	0	0
67	0	-1,761	0	0	0	0
68	0	1,761	0	0	0	0
69	0	0	-1,761	0	0	0
70	0	0	1,761	0	0	0
71	0	0	0	-1,761	0	0
72	0	0	0	1,761	0	0
73	0	0	0	0	-1,761	0
74	0	0	0	0	1,761	0
75	0	0	0	0	0	-1,761
76	0	0	0	0	0	1,761
77	0	0	0	0	0	0

Tabelle A11-1: Zentral zusammengesetzter Simulationsplan der PLT<sub>25</sub>-Kalibrierungssimulationen.



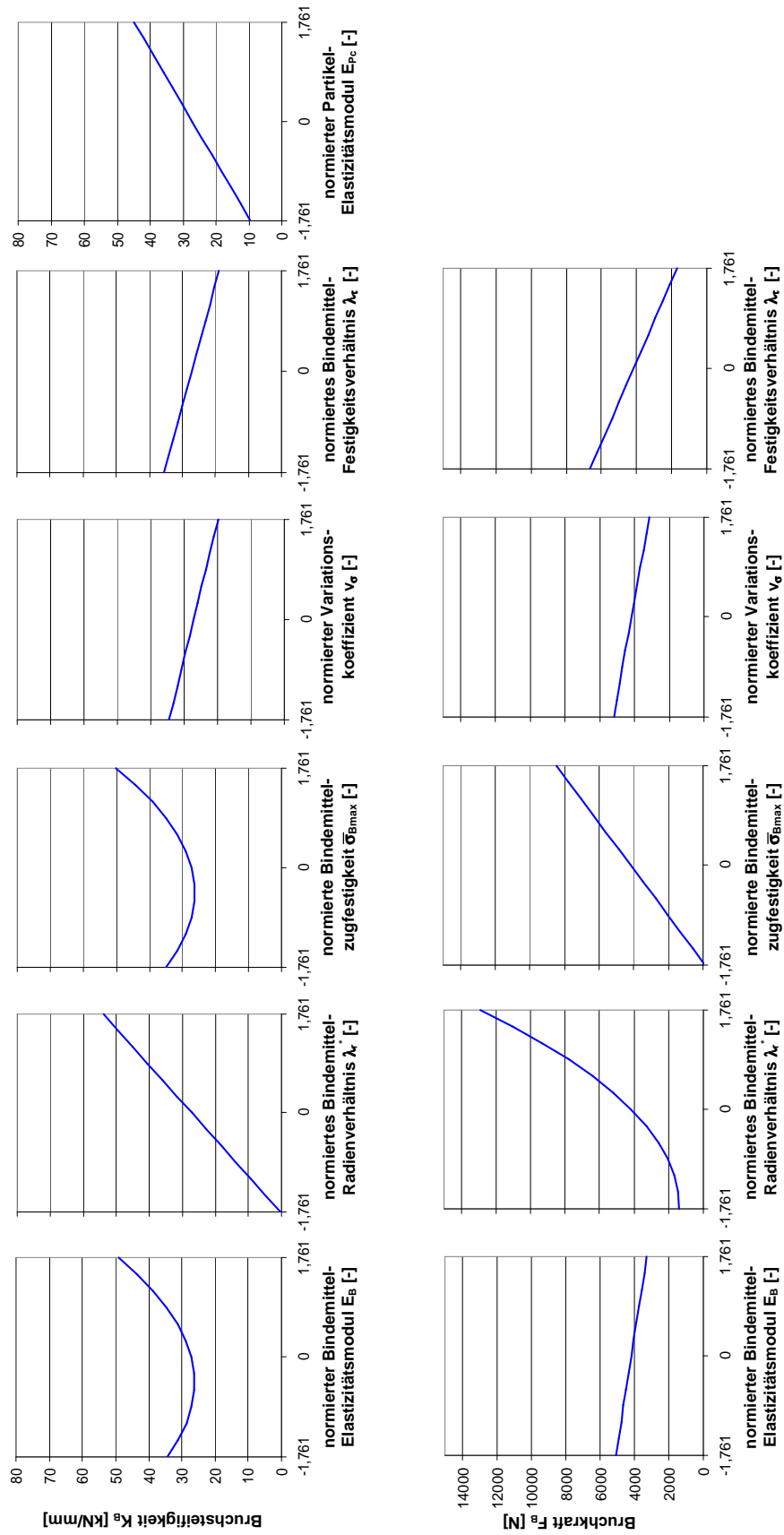


Bild A12-1: Einzelabhängigkeiten von Bruchsteifigkeit und Bruchkraft für das Nullniveau der jeweils anderen Einflussgrößen.

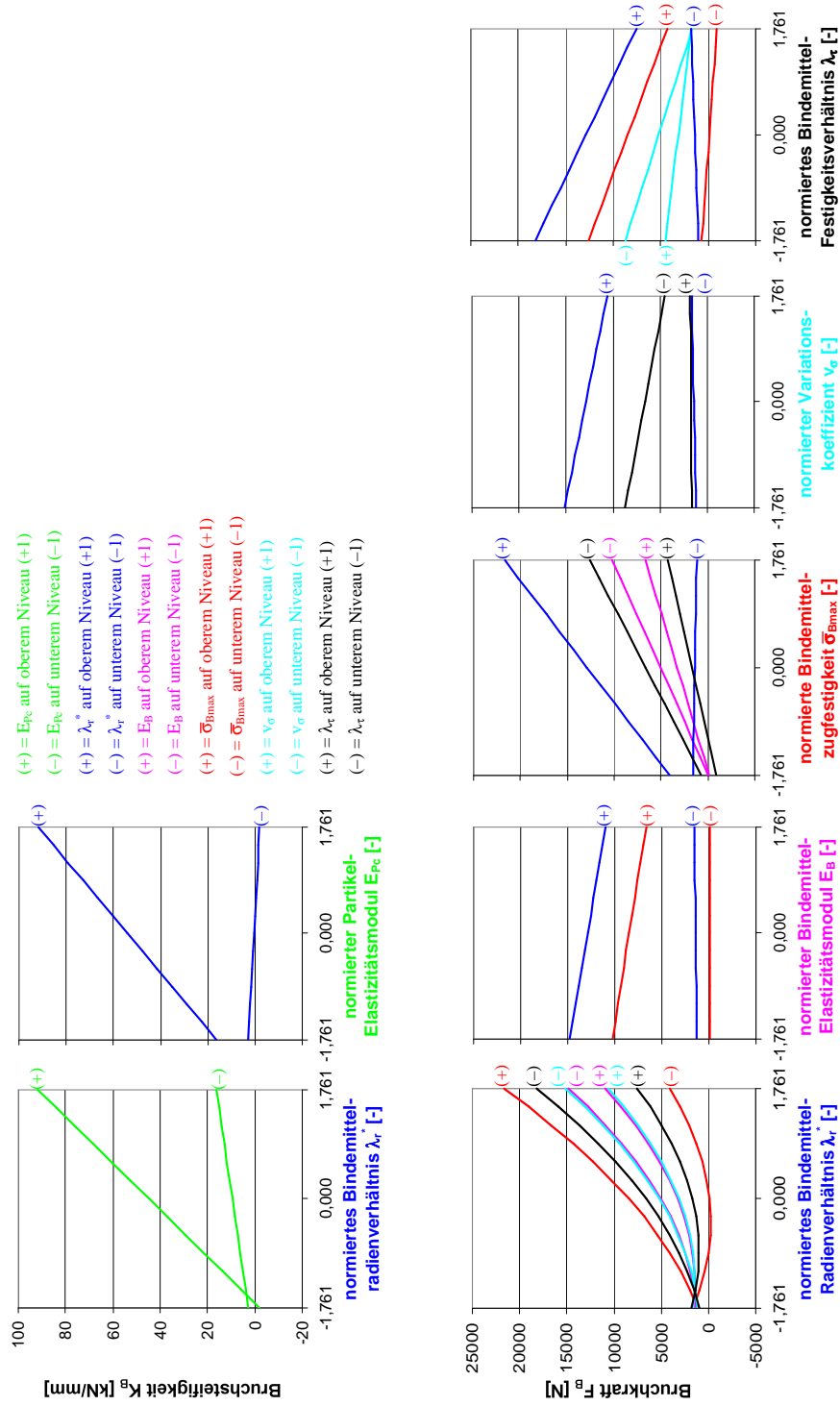
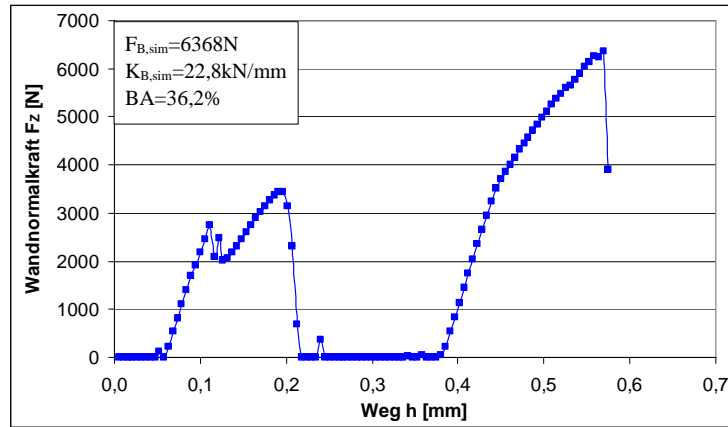
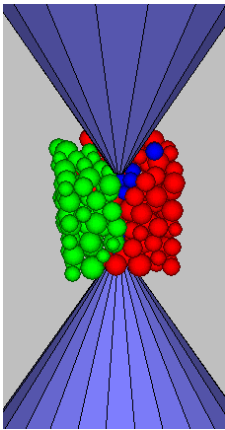
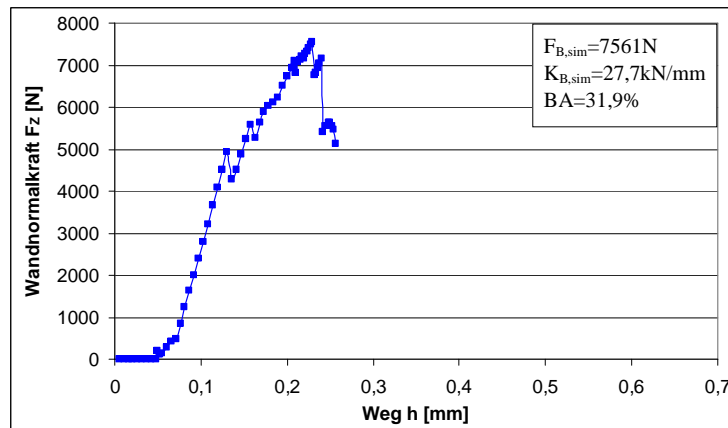
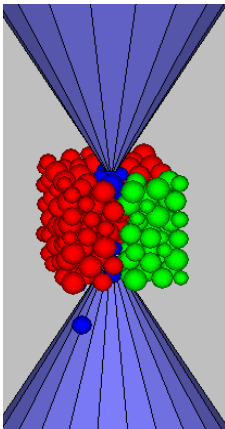
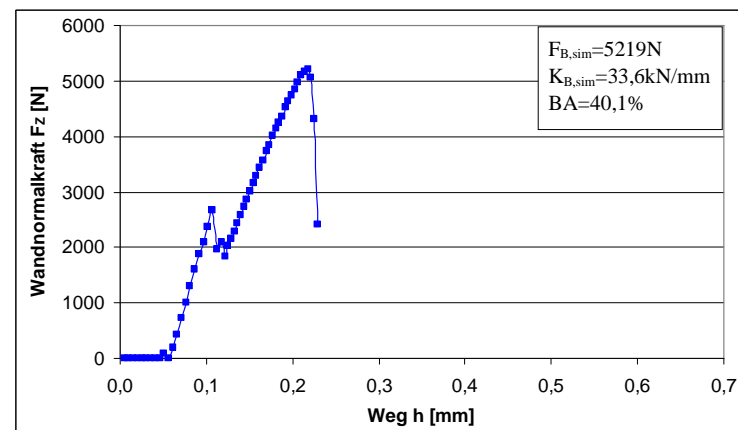
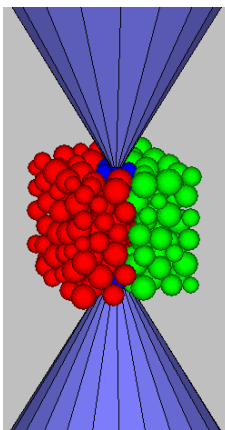
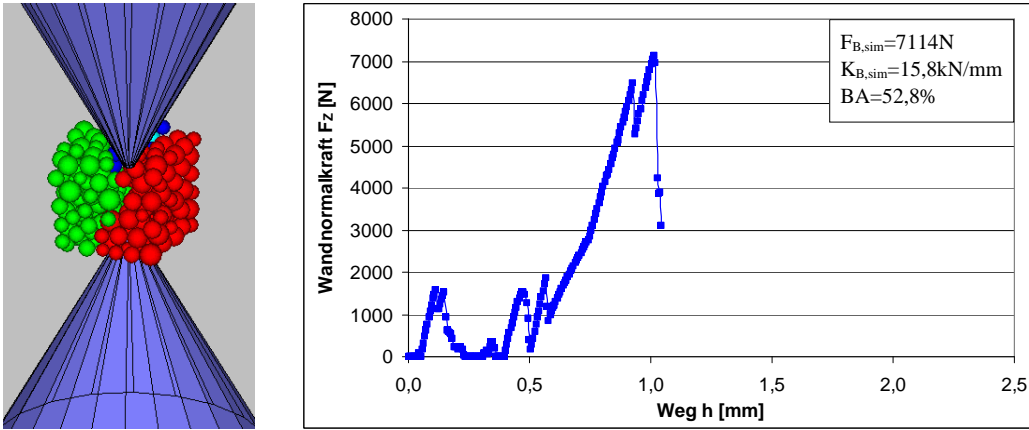
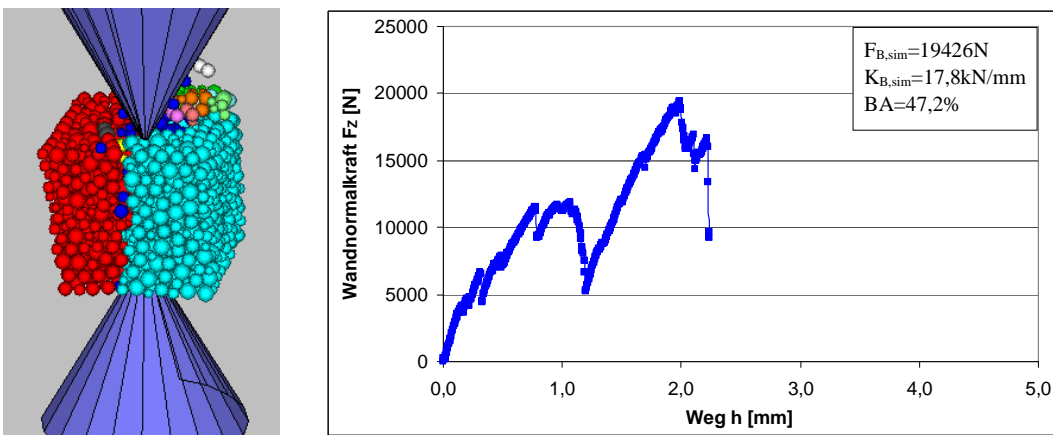
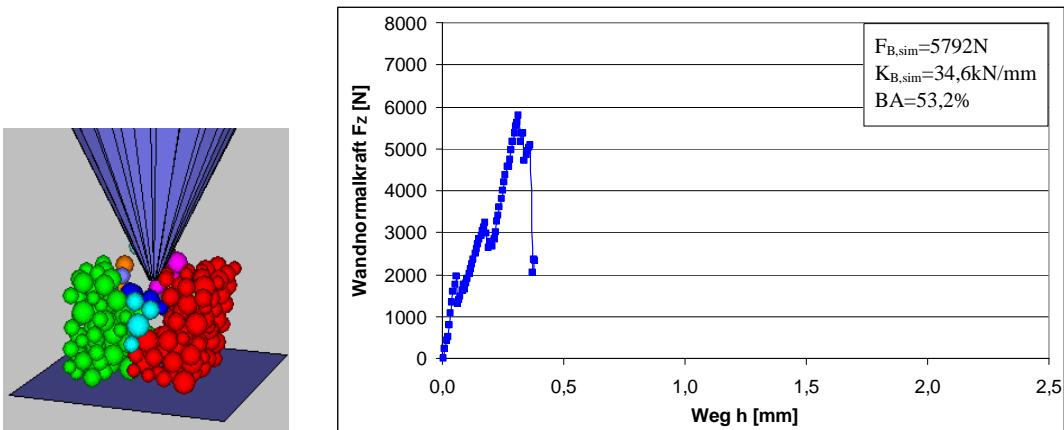


Bild A13-1: Wechselwirkungen von Bruchsteifigkeit und Bruchkraft für das obere und untere Niveau der jeweils wechselwirkenden Einflussgröße(n).

Bild A14-1: Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramm der PLT<sub>25</sub>-Basisvariante 1 des DEM-Gesteinsmodells.Bild A14-2: Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramm der PLT<sub>25</sub>-Basisvariante 2 des DEM-Gesteinsmodells.Bild A14-3: Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramm der PLT<sub>25</sub>-Basisvariante 3 des DEM-Gesteinsmodells.

Bild A15-1: Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramm der PLT<sub>25</sub>-Optimalvariante des DEM-Gesteinsmodells.Bild A15-2: Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramm der PLT<sub>50</sub>-Optimalvariante des DEM-Gesteinsmodells.Bild A15-3: Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramm der PFLT<sub>25</sub>-Optimalvariante des DEM-Gesteinsmodells.

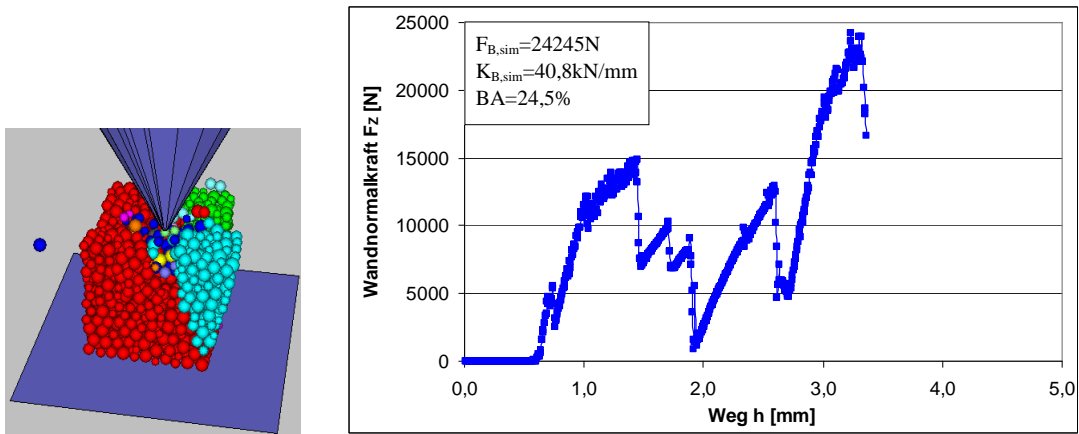


Bild A15-4: Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramm der PFLT<sub>50</sub>-Optimalvariante des DEM-Gesteinsmodells.

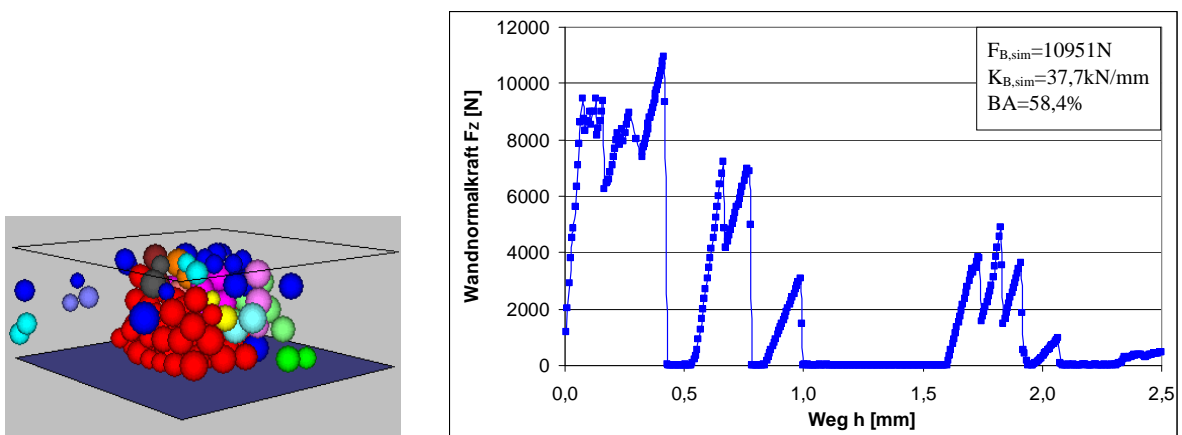


Bild A15-5: Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramm der FLT<sub>25</sub>-Optimalvariante des DEM-Gesteinsmodells.

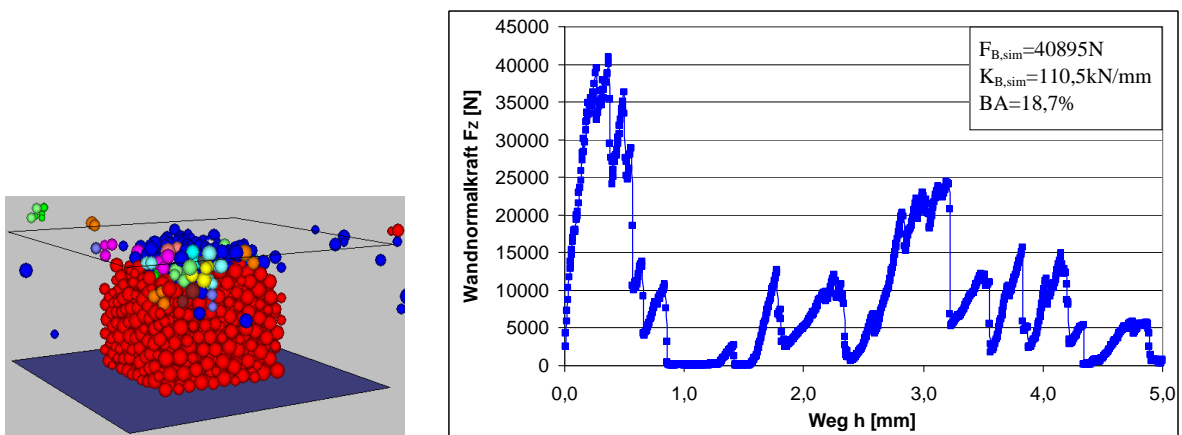


Bild A15-6: Rissmuster und Kraft-Weg-Diagramm der FLT<sub>50</sub>-Optimalvariante des DEM-Gesteinsmodells.

	j= 1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	i=
	(37,25mm)	(32,75mm)	(28,25mm)	(23,75mm)	(19,25mm)	(14,75mm)	(11,25mm)	(9,00mm)	(7,15mm)	(4,73mm)	(2,08mm)	(0,50mm)	
$\underline{B}$	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	1 (37,25mm)
	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	2 (32,75mm)
	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	3 (28,25mm)
	0,1060501	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	4 (23,75mm)
	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	5 (19,25mm)
	0,000000	0,0381277	0,000000	0,000000	0,000000	0,4986118	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	6 (14,75mm)
	0,0222057	0,0155585	0,1105981	0,0955530	0,1874475	0,2384600	1,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	7 (11,25mm)
	0,0397064	0,0346460	0,0566262	0,0980084	0,1499604	0,000000	0,000000	1,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	8 (9,00mm)
	0,0570067	0,0460285	0,0780711	0,0859784	0,000000	0,0612176	0,000000	0,000000	1,000000	0,000000	0,000000	0,000000	9 (7,15mm)
	0,7517938	0,8392422	0,7231277	0,6934694	0,6405750	0,1943373	0,000000	0,000000	0,000000	1,000000	0,000000	0,000000	10 (4,73mm)
	0,0232373	0,0263971	0,0315769	0,0269907	0,0220171	0,0073733	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	1,000000	0,000000	11 (2,08mm)
	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	1,000000	12 (0,50mm)

Bild A16-1: Bruchmatrix bei fluchtender Werkzeugformation (i=Tochterkornfraktion, j=Mutterkornfraktion).

	j= 1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	i=
	(37,25mm)	(32,75mm)	(28,25mm)	(23,75mm)	(19,25mm)	(14,75mm)	(11,25mm)	(9,00mm)	(7,15mm)	(4,73mm)	(2,08mm)	(0,50mm)	
$\underline{B}$	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	1 (37,25mm)
	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	2 (32,75mm)
	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	3 (28,25mm)
	0,1079226	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	4 (23,75mm)
	0,0568475	0,0872929	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	5 (19,25mm)
	0,000000	0,000000	0,0587722	0,1004583	0,2132666	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	6 (14,75mm)
	0,000000	0,0158925	0,0269287	0,000000	0,000000	0,7306494	1,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	7 (11,25mm)
	0,0291113	0,0170580	0,000000	0,0444448	0,1504217	0,000000	0,000000	1,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	8 (9,00mm)
	0,0292249	0,0468449	0,0613435	0,0782975	0,0242921	0,000000	0,000000	0,000000	1,000000	0,000000	0,000000	0,000000	9 (7,15mm)
	0,7521302	0,8073196	0,8248110	0,7521261	0,5869603	0,2563252	0,000000	0,000000	0,000000	1,000000	0,000000	0,000000	10 (4,73mm)
	0,0247635	0,0255921	0,0281445	0,0246732	0,0250593	0,0130254	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	1,000000	0,000000	11 (2,08mm)
	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	0,000000	1,000000	12 (0,50mm)

Bild A16-2: Bruchmatrix bei versetzter Werkzeugformation (i=Tochterkornfraktion, j=Mutterkornfraktion).

$\vec{f}_A$	0,0472293	0,0510312	0,0557782	0,0619243	0,0702958	0,0826019	0,0538929	0,0492910	0,0481143	0,1161895	0,1338456	0,2298059
$\underline{C}$	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0
	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0
	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0
	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0
	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1

Bild A16-3: Aufgabeverteilungsvektor (links) und Klassiermatrix (mittig) und Einheitsmatrix (rechts) bei fluchtender und versetzter Werkzeugformation.