

**INSTITUT FÜR BAUSTOFFE, MASSIVBAU UND BRANDSCHUTZ
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG**

Amtliche Materialprüfanstalt für das Bauwesen

Direktoren:

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. K. Kordina

Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy

**ZUR WIRKLICHKEITSNÄHE DER
LASTANNAHMEN IN SILOVORSCHRIFTEN
FÜR ZELLEN AUS STAHLBETON UND SPANNBETON**

von
Franz Blume

Heft 61

BRAUNSCHWEIG

1984

2634 - 275 5

**INSTITUT FÜR BAUSTOFFE, MASSIVBAU UND BRANDSCHUTZ
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG**

Amtliche Materialprüfanstalt für das Bauwesen

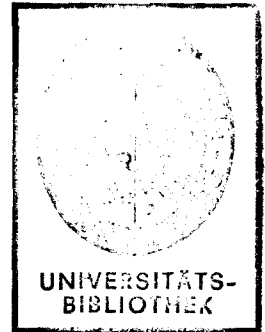
Direktoren:

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. K. Kordina

Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy

**ZUR WIRKLICHKEITSNÄHE DER
LASTANNAHMEN IN SILOVORSCHRIFTEN
FÜR ZELLEN AUS STAHLBETON UND SPANNBETON**

von
Franz Blume



Heft 61

BRAUNSCHWEIG

1984

2. F. R. T. A. (Inst. Baustoffkunde Stahlbetonbau) 18/04/2016

VORWORT

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Assistent am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig. Wesentliche Voraussetzung und Anregung war ein vom Institut für Bautechnik, Berlin, finanziell getragenes Forschungsvorhaben, welches die Auswertung von Siloschäden zum Ziel hatte.

Herr Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. K. Kordina förderte die Arbeit von Beginn an und übernahm die Berichterstattung. Hierfür gilt ihm mein besonderer Dank.

Danken möchte ich ferner Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. K. Hering für die Mitberichterstattung und Herrn Prof. Dr.-Ing. K. Paschen für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Schließlich gilt mein Dank auch meiner Frau Ingrid für das Schreiben des umfangreichen Manuskriptes sowie Frau M. Amelung für die Hilfe bei der Durchführung der Zeichenarbeiten.

Franz Blume

INHALTSVERZEICHNIS

	<u>Seite</u>	
1	EINLEITUNG	1
1.1	Problem	1
1.2	Zielsetzung der Arbeit und Überblick	3
2	HILFSMITTEL FÜR DIE SCHADENSAUSWERTUNGEN	6
2.1	Allgemeines	6
2.2	Tragverhalten von Zellenwänden aus Stahlbeton oder Spannbeton	6
2.3	Schnittgrößenermittlung bei Silowänden	8
2.4	Grenzlinien für den Versagenszustand	12
2.5	Betonzugfestigkeit	14
2.6	Rißschnittgrößen und Stahlspannungsänderung infolge Rißbildung	21
2.6.1	Allgemeines	21
2.6.2	Zentrischer Zug	21
2.6.3	Reine Biegung	23
2.6.4	Rißgrenzlinie	24
2.7	Rißabstand und -breite	26
2.7.1	Allgemeines	26
2.7.2	Rißabstand	27
2.7.3	Rißbreite	28
3	TEMPERATUREINFLUSS	32
3.1	Allgemeines	32
3.2	Schüttguttemperaturen, Maximalwerte und Annahmen für Siloberechnungen	33
3.2.1	Allgemeines	33
3.2.2	Biochemische Erwärmung	33
3.2.3	Prozeßwärme	34
3.2.4	Annahmen für die Schadensauswertungen	35
3.3	Beanspruchung zylindrischer Silowände infolge Temperaturzwang	37
3.4	Auswirkung von Änderungen der Wandtemperatur auf Rißabstand und -breite in zylindrischen Zellenwänden	46

	<u>Seite</u>
4 AUSWERTUNG VON SILOSCHÄDEN	50
4.1 Allgemeines	50
4.2 Zementklinkersilo mit zentralsymmetrischem Trichterauslauf	53
4.2.1 Angaben zum Bauwerk	53
4.2.2 Hergang und Ausmaß des Schadens	54
4.2.3 Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe	55
4.2.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit	56
4.2.4.1 Allgemeines	56
4.2.4.2 Schüttgutdruck	56
4.2.4.3 Temperatur	60
4.2.4.4 Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung	61
4.2.5 Erörterung möglicher Schadensursachen	63
4.2.6 Zusammenfassung	68
4.3 Getreidesilo mit zentralsymmetrischem Trichterauslauf	72
4.3.1 Angaben zum Bauwerk	72
4.3.2 Hergang und Ausmaß des Schadens	72
4.3.3 Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe	74
4.3.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit	76
4.3.4.1 Allgemeines	76
4.3.4.2 Schüttgutdruck	76
4.3.4.3 Temperatur	79
4.3.4.4 Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung	79
4.3.5 Erörterung möglicher Schadensursachen	80
4.3.6 Zusammenfassung	83
4.4 Zementklinkersilo mit Flachboden und achsensymmetrischen Ausläufen	85
4.4.1 Angaben zum Bauwerk	85
4.4.2 Hergang und Ausmaß des Schadens	85
4.4.3 Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe	87
4.4.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit	88
4.4.4.1 Allgemeines	88

	<u>Seite</u>
4.4.4.2	Schüttgutdruck 89
4.4.4.3	Temperatur 92
4.4.4.4	Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung 94
4.4.5	Erörterung möglicher Schadensursachen 97
4.4.6	Zusammenfassung 99
4.5	Getreidesilo mit achsensymmetrischem Auslauf 102
4.5.1	Angaben zum Bauwerk 102
4.5.2	Hergang und Ausmaß des Schadens 102
4.5.3	Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe 104
4.5.4	Beanspruchung und Tragfähigkeit 106
4.5.4.1	Allgemeines 106
4.5.4.2	Schüttgutdruck 107
4.5.4.2.1	Meßwerte 107
4.5.4.2.2	Silovorschriften 109
4.5.4.3	Temperatur 113
4.5.4.4	Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung 113
4.5.5	Erörterung möglicher Schadensursachen 115
4.5.6	Zusammenfassung 116
4.6	Zementsilo mit Flachboden und Förderorganen 118
4.6.1	Angaben zum Bauwerk 118
4.6.2	Hergang und Ausmaß des Schadens 118
4.6.3	Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe 120
4.6.4	Beanspruchung und Tragfähigkeit 121
4.6.4.1	Allgemeines 121
4.6.4.2	Schüttgutdruck 121
4.6.4.3	Temperatur 125
4.6.4.4	Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung 126
4.6.5	Erörterung möglicher Schadensursachen 129
4.6.6	Zusammenfassung 131
4.7	Zementsilo mit achsensymmetrischer Trichteranordnung, Förderorganen und kleinem Einbauteil 132
4.7.1	Angaben zum Bauwerk 132

	<u>Seite</u>	
4.7.2	Hergang und Ausmaß des Schadens	132
4.7.3	Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe	134
4.7.4	Beanspruchung und Tragfähigkeit	135
4.7.4.1	Allgemeines	135
4.7.4.2	Schüttgutdruck	135
4.7.4.3	Temperatur	138
4.7.4.4	Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung	140
4.7.5	Erörterung möglicher Schadensursachen	140
4.7.6	Zusammenfassung	147
4.8	Zementsilos mit pneumatischer Entleerung in eine Mischkammer	148
4.8.1	Angaben zum Bauwerk	148
4.8.2	Hergang und Ausmaß des Schadens	150
4.8.3	Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe	152
4.8.4	Beanspruchung der MK-Stützen	153
4.8.4.1	Belastung nach Bauwerksstatik	153
4.8.4.2	Belastung nach Silovorschriften	154
4.8.4.3	Eigene Abschätzungen der Stützenbelastung	157
4.8.4.4	Tragfähigkeit der MK-Stützen bei kombinierter Beanspruchung	164
4.8.4.5	Zusammenfassung	164
4.8.5	Beanspruchung und Tragfähigkeit der Silowand	166
4.8.5.1	Allgemeines	166
4.8.5.2	Horizontaldruck infolge Schüttgut	166
4.8.5.3	Lastfall Temperatur	167
4.8.5.4	Zusammenfassung	169
4.9	Getreidesilo mit achsensymmetrischem Trichter und großem Entlastungsbalken	170
4.9.1	Angaben zum Bauwerk	170
4.9.2	Hergang und Ausmaß des Schadens	170
4.9.3	Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe	173

	<u>Seite</u>
4.9.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit	175
4.9.4.1 Allgemeines	175
4.9.4.2 Schüttgutdruck	176
4.9.4.2.1 Meßergebnisse	176
4.9.4.2.2 Silovorschriften	179
4.9.4.3 Temperatur	182
4.9.4.4 Tragfähigkeit bei kombi- nierter Beanspruchung	183
4.9.5 Erörterung möglicher Schadensursachen	183
4.9.6 Zusammenfassung	186
5 ZUSAMMENFASSUNG UND ERGEBNISSE	190
5.1 Allgemeines	191
5.2 Hinweise zur Statik und Konstruktion von Silos	191
5.3 Gegenüberstellung der Lastannahmen in Silo- vorschriften	193
5.4 Beurteilung der Wirklichkeitsnähe der Last- annahmen in Silovorschriften und Erweite- rungsvorschläge	194
5.5 Anmerkungen zum Entwurf der Neufassung von DIN 1055, Blatt 6	198
5.5.1 Allgemeines	198
5.5.2 Wesentliche Unterschiede der Fassung 7.83 des Normentwurfs gegenüber der Fassung 2.81	198
5.5.3 Bewertung des Entwurfs zur Neufassung von DIN 1055, Blatt 6, im Vergleich zur derzeit geltenden Vorschrift	201
6 LITERATURVERZEICHNIS	205

ANHANG

Teil A: ERDDRUCK AUF WÄNDE, GRUNDLAGEN

Teil B: SCHÜTTGUTDRUCK AUF SILOWÄNDE

Teil C: LASTANNAHMEN NACH SILOVORSCHRIFTEN

BEZEICHNUNGEN

Großbuchstaben

A_{bn}, A_{bi}	Fläche des Nettoquerschnittes und des ideellen Betonquerschnittes
A_s, A_z	Fläche des Betonstahles und des Spannstahles
A, A_i	Querschnitt und ideeller Querschnitt der Zelle
C	Konstante im Druckansatz von Reimbert
C_d	minimaler Überdruckfaktor nach ACI Standard
$(EA)_i$	Dehnsteifigkeit des ideellen Betonquerschnittes
EI	Biegesteifigkeit
E_a, E_p	aktiver und passiver Erddruck
E_s	Steifeziffer des Schüttgutes
E_b, E_s	Elastizitätsmodul von Beton und Stahl
F_R, F_U	Rißlast und definierte Versagenslast
G	Gewicht
G_a, G_p	Gewicht des Gleitkeiles bei aktivem und passivem Erddruck
H	Horizontalkraft
I_{bn}, I_{bi}	Trägheitsmoment des Nettoquerschnittes und des ideellen Betonquerschnittes
M_p, M_f, M_e	Biegemoment aus Lasteinwirkung, im Füllzustand und beim Entleeren
M_R, M_a, M_i	Rißmoment, äußeres und inneres Biegemoment
$M_{R,5\%}^o$	Rißmoment bei reiner Biegung und 5%-Fraktilwert der Biegezugfestigkeit
$M_{\Delta T}^I, M_{\Delta T}^{II}$	Zwangmoment infolge ΔT im Zustand I und II
N_{ϑ}	Gewölbedruckkraft im Neigungswinkel ϑ
N_p, N_f, N_e	Normalkraft aus Lasteinwirkung, im Füllzustand und beim Entleeren

N_R, N_a, N_i	Rißnormalkraft, äußere und innere Normalkraft
$N_{R,5\%}^{\circ}$	Rißnormalkraft bei reinem Zug und 5%-Fraktilwert der Zugfestigkeit
P	Switchlast
P_{vz}, P_{wz}	Schüttgutgewicht und Wandreibungslast bis zur Tiefe z
T_m	mittlere Temperatur
T_S, T_L	Schüttgut- und Lufttemperatur
U, U_i	Umfang und ideeller Umfang der Zelle
V	Vertikallast
W_{bn}, W_{bi}	Widerstandsmoment des Nettoquerschnittes und des ideellen Querschnittes
Z	Ringzugkraft
$Z_{v,t}$	Vorspannkraft zum Zeitpunkt t

Kleinbuchstaben

a, \bar{a}	kurze Seite bei Rechteckquerschnitt und halbe Seitenlänge
a_m	mittlerer Rißabstand
b, \bar{b}	lange Seite bei Rechteckquerschnitt und halbe Seitenlänge
b_o	minimale Trichteröffnungsbreite
c	Kohäsion
c	Vergrößerungsfaktor nach Erg. Best.
\bar{c}	Rauhigkeitsfaktor
c_b	Bodenlastfaktor nach Normentwurf
c_S	Faktor für Schlagen nach Normentwurf
d	Siloinnendurchmesser
e	Auslaufexzentrizität
e_h	Entleerungslastfaktor nach Normentwurf

h	Silohöhe einschließlich Trichter
h^o	Silohöhe ohne Trichter
h_s	Höhe des Schüttgutkegels
h_T	Höhe des Silotrichters
$k, k_{\Delta T}$	Krümmung allgemein und infolge ΔT
n	Verhältniswert der Elastizitätsmoduli von Stahl und Beton
$p_L, p_{\bar{u}}$	Luftdruck und Überdruck
p_{vf}, p_{ve}	Vertikaldruck im Füllzustand und beim Entleeren
p_{hf}, p_{he}, p_{hee}	Horizontaldruck im Füllzustand, bei zentrischem und exzentrischem Entleeren
p_{wf}, p_{we}	Wandreibungsdruck im Füllzustand und beim Entleeren
$p^o, \Delta p^o$	rotationssymmetrischer und abweichender Druckanteil
r	Zellenradius
$r_h = A/U$	hydraulischer Radius
s	Bewehrungsabstand
t	Wanddicke
t_Z	Zugkeilhöhe
t_s	Nutzhöhe der Bewehrung
w, w_{max}	mittlere und maximale Rißbreite
z	allgemein: Ordinate unter der Schüttgutoberfläche

Griechische Buchstaben

α	Wandneigungswinkel
α	Faktor für Zusatzlastermittlung nach Normentwurf (α -Verfahren)
α^*	Druckumlagerungsfaktor

α_i, α_a	Wärmeübergangszahlen
α_T	Temperaturausdehnungskoeffizient
β	Geländeneigungswinkel
β_{bZ}	zentrische Zugfestigkeit von Beton
β_{BZ}	Biegezugfestigkeit von Beton
γ	Wichte
δ_a, δ_p	Wandreibungswinkel bei aktivem und passivem Erddruck
δ_f, δ_e	Wandreibungswinkel im Füllzustand und beim Entleeren
$\Delta p_{he,p}$	Zusatzdruck durch Switchlast
$\epsilon_{\Delta T,r}$	Randfaserdehnung infolge ΔT
$\epsilon_{sm}, \epsilon_s^{II}$	mittlere Stahldehnung und Stahldehnung in Rissen
ϵ_{sR}^{II}	Stahldehnung im Zustand II bei Rißschnittgrößen
ϵ_z	Schüttgutstauchung in der Tiefe z
η	Sicherheitsbeiwert
ϑ_a, ϑ_p	Neigungswinkel der Gleitebene bei aktivem und passivem Erddruck
$\lambda_o, \lambda_a, \lambda_p$	Horizontaldruckbeiwert bei Ruhedruck, aktivem und passivem Erddruck
λ_f, λ_e	Horizontaldruckbeiwert im Füllzustand und beim Entleeren
κ	Vergrößerungsfaktor nach Normentwurf (κ -Verfahren)
μ_f, μ_e	Wandreibungsbeiwert im Füllzustand und beim Entleeren
μ_1, μ_2, μ_3	Wandreibungsbeiwerte nach Normentwurf
μ, μ_1, μ_2	Bewehrungsgrad
ν	Poissonzahl
ξ	bezogene Auslaufexzentrizität nach den Franz. Richtlinien

σ_x, σ_z	Normalspannung in x- und z-Richtung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen
$\sigma_s^{II}, \sigma_z^{II}$	Betonstahl- und Spannstahlspannung in Rissen
$\sigma_{sR}^{II}, \sigma_{zR}^{II}$	Betonstahl- und Spannstahlspannung in Rissen bei Rißbeanspruchung
τ, τ_{xz}	Scherspannung
φ, φ_e	innerer und effektiver Reibungswinkel
φ	Kreiswinkel

1 EINLEITUNG

1.1 Problem

Verglichen mit anderen Baukonstruktionen ist an Silos eine besondere Häufigkeit im Betrieb auftretender, z.T. schwerwiegender Schäden festzustellen, und zwar nicht nur in Deutschland, sondern in vergleichbarem Ausmaß auch in vielen anderen Ländern.

Die Ursache der Schäden wird seitens der an Planung, Konstruktion oder Bauausführung Beteiligten aus naheliegenden Gründen oftmals unterschiedlich beurteilt, aber auch bei Sachverständigen, die sich mit Siloschäden häufiger zu befassen haben, sind die Auffassungen über den Hauptgrund der unübersehbaren Schadenshäufung keineswegs einheitlich.

Generell kann ein Schaden an einem Silo natürlich wie bei anderen Bauwerken jede der nachfolgend aufgeführten Ursachen haben:

- Unzureichende Lastannahmen
- Fehler in der statischen Berechnung
- Konstruktionsfehler
- Bauausführungsfehler
- oder
- Baugrundversagen.

Es drängt sich aber auf, den Anlaß der zahlreichen Schäden an Silos insbesondere in unzureichenden Lastannahmen zu suchen, weil nicht nur deren Formulierung in den Vorschriften, sondern auch die Auswirkungen von Unterschätzungen auf die Bruchsicherheit von den sonst üblichen Verhältnissen, z.B. bei Hoch- oder Brückenbauten, deutlich abweichen:

Die Belastung von Hoch- und Brückenbauteilen setzt sich in der Regel überwiegend aus Eigengewicht und Nutzlast zusammen, wobei das Eigengewicht ziemlich genau errechnet werden kann, während für die z.T. bewegliche Nutzlast idealisierende Vorgaben in entsprechenden Normen verbindlich festgeschrieben sind. Da diese rechnerische Nutzlast auch ungünstige Möglichkeiten abdecken muß, liegt sie in den meisten Fällen nicht unerheblich auf der sicheren Seite.

Weiter wirkt sich bei Hoch- und Brückenbauten günstig aus, daß der in Bemessungsvorschriften festgelegte Sicherheitsabstand zwischen Gebrauchs- und Bruchlast u.a. auch einen Anteil für Unwägbarkeiten im Hinblick auf Art oder Größe der Belastung enthält. Sofern nämlich der Eigengewichtsanteil an der Gesamtlast groß ist und nur vernachlässigbaren Streuungen unterliegt, ergibt sich de facto eine stark erhöhte Sicherheit für Unwägbarkeiten der weniger genau bekannten Nutzlast. Dies gilt insbesondere, wenn in Vorschriften für Eigengewicht und Nutzlast der gleiche Sicherheitsbeiwert vorgeschrieben ist, wie z.B. nach DIN 1045 (12.78). Je größer der Anteil des Eigengewichts an der Gesamtlast ist, um so geringer wird die Wahrscheinlichkeit, daß ein Schaden auf die Nutzlast zurückgeht.

Bei Silos liegen vergleichsweise deutlich ungünstigere Voraussetzungen vor:

Die in Vorschriften oder im Schrifttum niedergelegten Lastannahmen basieren überwiegend auf der Erddrucktheorie für den unendlich begrenzten Halbraum oder auf einem aus Gleichgewichtsbedingungen an einem Siloelement abgeleiteten Druckansatz. Letzterer ist an die Ergebnisse einzelner Druckmessungen an Modell- und Großsilos durch Einführung modifizierter Einflußparameter oder durch entsprechend gewählte Vergrößerungsfaktoren möglichst gut angepaßt.

Es wird somit für Silos weniger versucht, stets auf der sicheren Seite liegende Lastannahmen zu formulieren, sondern die Übereinstimmung des Lastansatzes mit wirklichen Verhältnissen angestrebt, was aber offenbar für beliebige Silokonstruktionen oder für Schüttgüter mit stark streuenden Kennwerten nicht in gleicher Weise möglich ist.

Hinzu kommt bei Silos, daß der günstige Einfluß eines Sicherheitszuschlages zum Eigengewicht im Hinblick auf die Bruch-sicherheit in der i.a. ausschlaggebenden horizontalen Beanspruchungsrichtung völlig entfällt. Dort kommen nur Schnittgrößen aus Schüttgutdruck und in bestimmten Fällen aus Temperaturzwang oder Vorspannung zum Tragen; Unterschätzungen der Nutzlast können sich dementsprechend bei Silos wesentlich leichter als bei anderen Bauten in einer Unterschreitung des vorgeschriebenen Sicherheitsbeiwertes niederschlagen.

Schließlich wirkt sich bei Silos noch ungünstig aus, daß die maximale Nutzlast vielfach über einen längeren Zeitraum wirkt, die Tragfähigkeit eines Bauteils unter Dauerlast gegenüber kurzzeitig wählender Belastung aber abfällt.

1.2 Zielsetzung der Arbeit und Überblick

Da bekanntlich nicht alle Silos Schäden aufweisen, sondern die überwiegende Zahl im wesentlichen problemlos betrieben werden kann, ist unschwer zu folgern, daß die zu ihrer Berechnung herangezogenen, in Silovorschriften oder im Schrifttum niedergelegten Ansätze für die Schüttgutdruckermittlung offenbar mehrheitlich ausreichende Ergebnisse liefern bzw. daß sie nur bei bestimmten ungünstigen Randbedingungen nicht genügen.

Die vorliegende Arbeit zielt darauf ab, durch Gegenüberstellung der auslösenden Beanspruchung von Siloschäden mit

jener nach Silovorschriften zur Klärung der Frage beitragen, welche Konstruktionsformen auf der Grundlage in Vorschriften oder im Schrifttum niedergelegter Lastannahmen hinreichend sicher berechnet werden können und welche nicht.

Dazu werden in Abschnitt 2 zunächst die Grundlagen und Voraussetzungen für die im Rahmen der Schadensauswertungen notwendige Ermittlung von Grenzlinien für den Reiß- und Versagenszustand sowie die theoretischen Zusammenhänge zwischen Beanspruchung und Reißbild dargelegt.

Abschnitt 3 enthält eine Beleuchtung der Probleme im Zusammenhang mit der Ermittlung wirklichkeitsnaher Temperaturverteilungen in Silowänden sowie daraus ableitbarer Zwangsschnittgrößen, die bei der Ergründung schadensauslösender Schüttgutdrücke naturgemäß mit in Betracht zu ziehen sind.

Die Schadensfälle an unterschiedlich ausgebildeten Silos werden in Abschnitt 4 analysiert. Das jeweils festgestellte Schadensausmaß wird jenem gegenübergestellt, welches bei der Wirkung der Lasten nach Silovorschriften oder Berechnungsempfehlungen im Zusammenhang mit Zwangeinwirkungen unter Berücksichtigung der erzielten Ausführungsgenauigkeit theoretisch hätte auftreten müssen. Deutliche Unterschiede lassen fehlende Wirklichkeitsnähe der betreffenden Lastannahmen erkennen und zeigen insofern ihre Grenzen bzw. die Notwendigkeit von Ergänzungen auf.

Abschnitt 5 enthält eine zusammenfassende Darstellung der wesentlichsten Ergebnisse der Schadensauswertungen und daraus abgeleiteter Empfehlungen für praktische Anwendungen.

Für Leser, die mit Siloproblemen oder mit einzelnen, in Abschnitt 4 herangezogenen Silovorschriften weniger vertraut sind, werden im Anhang zu dieser Arbeit

- in Teil A die wesentlichen Grundlagen der Bodenmechanik für die Ermittlung des Druckes auf Wände abgeleitet, die z.T. bei Siloberechnungen Anwendung finden,
- in Teil B ausführlich der Wissensstand über den Schüttgutdruck in Silos dargelegt, wie er sich nach dem Schrifttum darstellt sowie schließlich
- in Teil C die wesentlichen Einzelheiten der Druckermittlung nach den in Abschnitt 4 herangezogenen Silovorschriften aufgezeigt.

Die Einzelheiten zu den in dieser Arbeit exemplarisch herangezogenen Schadensfällen an Silos wurden im Rahmen einer vom Institut für Bautechnik, Berlin, geförderten Forschungsarbeit / 54 / zusammengetragen.

2 HILFSMITTEL FÜR DIE SCHADENSAUSWERTUNGEN

2.1 Allgemeines

Zur Beurteilung der Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen in Silovorschriften werden im Rahmen der Schadensauswertungen sowohl die Tragfähigkeitsgrenzlinien $N = f(M)$ benötigt, bei deren Erreichen mit ersten Rissen in der Silowand oder einem abgeschlossenem Rißbild zu rechnen ist als auch jene bei deren Überschreitung die Wandbewehrung bis zur Streckgrenze ausgelastet wird bzw. große Verformungen erwartet werden müssen. Weiter wird zur Eingrenzung der Maximalbeanspruchung angestrebt, für die Schnittgrößen aus Schüttgutdrücken nach Silovorschriften und gleichzeitig vorhandene Zwangmomente theoretisch rechnerisch die Rißabstände und -breiten zu ermitteln, um sie mit den am Bauwerk aufgetretenen zu vergleichen.

Die hierfür notwendigen, wesentlichen Grundlagen und Annahmen werden im folgenden dargelegt und erörtert.

2.2 Tragverhalten von Zellenwänden aus Stahlbeton oder Spannbeton

Die Beschreibung des Trag- und Verformungsverhaltens durch reinen Zug beanspruchter symmetrisch bewehrter Wände kann am geeignetsten anhand des Kraft-Dehnungsdiagrammes $F = f(\epsilon_{sm})$ erfolgen (Abb. 2.1). Bei normal und stark bewehrten Bauteilen lassen sich vier Phasen unterscheiden / 15 /:

- In Phase 1 ist der Beton ungerissen. Kraft und Dehnung sind zueinander proportional, d. h. das Tragverhalten wird von der Dehnsteifigkeit $E_b A_{bi}$ im Zustand I bestimmt.
- Phase 2 beginnt beim Auftreten des ersten Risses. Die mittlere Dehnung nimmt stärker zu und mit abnehmendem Rißabstand vermindert sich die Mitwirkung des Betons auf Zug zwischen den Rissen.

- Das Tragverhalten bei abgeschlossenem Ribbild in Phase 3 wird überwiegend vom Bewehrungsgehalt bestimmt. Die Funktion $f(\epsilon_{sm})$ ist nahezu eine Gerade.
- Mit Fließen der Bewehrung wird schließlich die Tragfähigkeitsgrenze bzw. Phase 4 erreicht.

Bei schwach bewehrten Wänden kann mit der Ribbildung unmittelbar die Fließgrenze der Bewehrung erreicht werden, so daß die Phasen 2 und 3 entfallen.

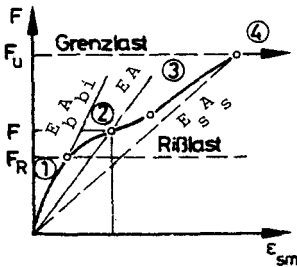


Abb. 2.1:
 F/ϵ_{sm} -Diagramm

Werden Bauteile im wesentlichen auf Biegung beansprucht bzw. gekrümmt, so wird das Trag- und Verformungsverhalten analog durch die Momentenkrümmungs-Linie gekennzeichnet (vgl. Abb. 3.3 und 3.4). Dabei lassen sich die für zentrischen Zug angegebenen Phasen entsprechend formulieren.

Silowände werden i.a. sowohl durch Zugkräfte als auch durch Biegemomente beansprucht, wobei die Schnittgrößen - sieht man einmal von Zwangeinwirkungen ab - mit dem gleichen Schüttgutdruck $p = p^o \cdot f(z, x \text{ bzw. } \varphi)$ in Zusammenhang stehen. Eine allgemeingültige Beschreibung des Trag- und Verformungsverhaltens ist insofern am Last-Stahlspannungsdiagramm $p = f(\sigma_s)$ möglich (Abb. 2.2). Auch hier lassen sich vier Phasen unterscheiden.

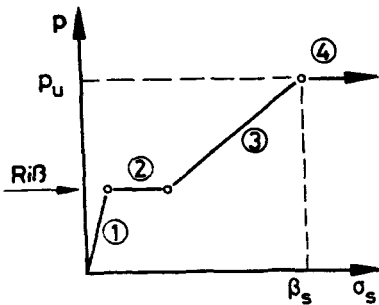


Abb. 2.2:
 p/σ_s -Diagramm

2.3 Schnittgrößenermittlung bei Silowänden

Silos unterscheidet man nach ihrer äußeren Form in prismatische und zylindrische Konstruktionen. Für die maßgebende horizontale Beanspruchungsrichtung ist die Wandung in statischer Hinsicht als geschlossener Rahmen bzw. als Kreisring zu betrachten.

Prismatische Wände werden in horizontaler Richtung infolge Schüttgutdruckes i. a. sowohl gedehnt als auch gekrümmt. Die inneren Spannungen lassen sich zu Schnittgrößen N_i und M_i bezogen auf die Systemachse des Rahmens zusammenfassen und halten den äußeren Schnittgrößen N_a und M_a das Gleichgewicht. Letztere sind aus Gleichgewichts- und Verformungsbedingungen am Rahmensystem eindeutig bestimmbar.

Die Formulierung äußerer Schnittgrößen für zylindrische Wände infolge Schüttgutdruckes bedarf einer eingehenderen Erörterung:

Wird eine zylindrische Wand durch einen rotationssymmetrischen Innendruck p_h beansprucht, so ergibt sich außerhalb von Randstörungseinflüssen im Zustand I eine gleichmäßige Dehnung der Wand in Ringrichtung. Die dabei geweckten Spannungen lassen sich zu einer resultierenden Normalkraft zusammenfassen, die in der ideellen Schwerachse angreift. Diese

innere Normalkraft muß mit der äußeren, aus Gleichgewichtsbedingungen ableitbaren Ringzugkraft $Z = p_h \cdot r$ im Gleichgewicht stehen und entsprechend muß diese ebenfalls in der Schwerachse wirken.

Man kann dies z.B. nachweisen, indem man die Ringzugkraft zunächst in beliebiger, vom Kreismittelpunkt konstanter Entfernung r^* voraussetzt (Abb. 2.3-a). Auf Grund des Abstandes e^* zwischen Wandschwerachse und Ringzugkraft muß Letztere bestrebt sein, die Wandung an jeder Stelle ihres Umfanges in gleicher Weise zu krümmen. Da dies einem geschlossenen Kreisring aus Kontinuitätsgründen nicht möglich ist, muß das Lastmoment $M = Z \cdot e^*$ durch Zwang kompensiert werden, d.h. es entsteht die gleiche Wandbeanspruchung wie bei Annahme der Ringzugkraft in der Schwerachse (Abb. 2.3-b); die Lage der Ringzugkraft ist somit im Zustand I eindeutig definiert.

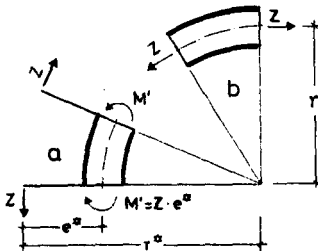


Abb. 2.3:
Überlegung zur Lage
der Ringzugkraft

Treten unter rotationssymmetrischem Schüttgutdruck in der zylindrischen Wand Trennrisse auf, so sind die Fälle "symmetrische Bewehrung" und "unsymmetrische Bewehrung" zu unterscheiden:

Bei symmetrischer Bewehrung ist die Lage der Schwerachse der Stahlflächen in den Rissen mit der Schwerachse des Verbundquerschnittes vollständig identisch. Die Ringzugkraft kann somit symstembedingt weiterhin nur eine gleichmäßige Dehnung und keine Krümmung bewirken, d. h. sie wirkt in der kreisförmigen Schwerlinie.

Liegt dagegen eine unsymmetrische Bewehrung vor, so weicht die Schwerlinie nach der Entstehung von Trennrissen von der Kreisform ab. In Rissen bzw. in verbundgestörten Bereichen ist die Schwerachse der Bewehrungsflächen maßgebend. Daran anschließend ergibt sich eine Verlagerung, deren Verlauf von der Verbundspannungsverteilung zwischen Stahl und Beton abhängt, bis schließlich - außerhalb von Überleitungsbereichen - die ideale Schwerachse des Verbundquerschnittes erreicht wird. Aus den oben angestellten Überlegungen ergibt sich, daß infolge des sich ändernden Abstandes der Schwerachse von der Ringzugkraft nunmehr auch Biegeverformungen der Zylinderwand auftreten:

Bei einlagiger, exzentrisch zur Wandachse angeordneter Bewehrung ist die Wirkungsebene der Ringzugkraft im Zustand II eindeutig bestimmt; sie muß in der Schwerachse der Bewehrung liegen, weil anders kein Gleichgewicht möglich ist. Die exzentrische Beanspruchung der Wandabschnitte zwischen den Rissen durch die Stahlzugkraft bewirkt unterschiedliche Längenänderungen der einzelnen Betonfasern; qualitativ ergibt sich bei Voraussetzung des Ebenbleibens der Querschnitte die in Abb. 2.4 dargestellte girlandenförmige Biegelinie.

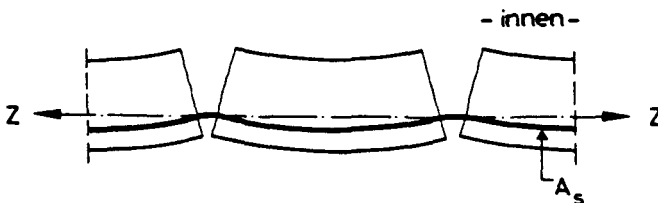


Abb. 2.4: Biegelinie im Zustand II bei einlagiger exzentrischer Bewehrung

Bei Silowänden liegt in der Regel eine zweilagige Bewehrung vor, wobei häufig der größere Anteil der Bewehrung in der äußeren Lage angeordnet wird. Nimmt man zunächst an, daß die Ringzugkraft auch hier nach Trennrissbildung in der Schwerachse der Bewehrungsflächen angreift, so ergibt sich

qualitativ eine ähnliche Formänderung der Wandstücke zwischen den Rissen wie bei einlagiger unsymmetrischer Bewehrung. Die stärkere Längenänderung der äußeren Bewehrungslage im Verbund mit dem Beton zwischen den Rissen muß jedoch nun zur Erhaltung der Kontinuität durch eine entsprechend erhöhte Längenänderung der inneren Bewehrungslage im verbundgestörten Bereich der Risse neutralisiert werden, d.h. die Ringzugkraft greift tatsächlich nicht in der Schwerachse der Bewehrung sondern etwas weiter im Wandinneren an. Die girlandenförmige Wandverformung (Abb. 2.5) ist jener infolge einer erhöhten Temperatur der inneren Wandoberfläche entgegengerichtet. Sie tritt nicht in voller Größe auf, weil sich im Zusammenhang mit der Verformung eine gegenwirkende Konzentration des Schüttgutdruckes auf die Rißstellen im Sinne einer Bettung ergibt.

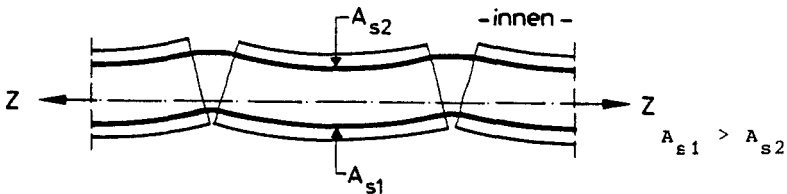


Abb. 2.5: Biegelinie im Zustand II bei zweilagiger unsymmetrischer Bewehrung

Bei abgeschlossenem Rißbild bzw. vergleichsweise hoher Zugkraft ist die Differenz der Längenänderungen der beiden Bewehrungslagen im Verbund mit dem Beton klein im Verhältnis zur Länge der Verbundstörung am Riß, so daß auch die hierdurch bedingte Spannungsänderung gering ist und die Ringzugkraft hinreichend genau in der Schwerlinie der Bewehrung angenommen werden kann. Entstehen dagegen z.B. infolge einer stark streuenden Zugfestigkeit nur vereinzelt Risse mit großem Abstand, so könnte die Ringzugkraft weiter im Wandinneren wirken und hierdurch eine erhöhte Stahlspannung der schwachen Bewehrungslage in Rissen nach sich ziehen.

Die vorstehenden Angaben über die Wirkungsebene der Ringzugkraft gelten auch für den Fall, daß sich infolge von Druckabweichungen von der Rotationssymmetrie am Wandumfang veränderliche Biegebeanspruchungen ergeben. Voraussetzung ist, daß die Wandverformungen klein sind im Verhältnis zu den Systemabmessungen, so daß die Schnittgrößenermittlung am unverformten System noch hinreichend genau ist. Das Superpositionsgesetz ist dann anwendbar, d.h. die Schnittgrößen infolge einer von der Rotationssymmetrie abweichenden Zusatzlast können gesondert am dreifach statisch unbestimmten Ringträger ermittelt werden.

2.4 Grenzlinien für den Versagenszustand

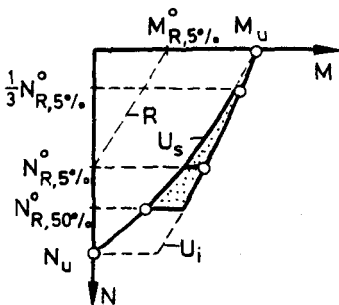
Der Versagenszustand eines Bauteiles ist in DIN 1045 (12.78) durch vorgegebene Grenzdehnungen von Beton und Stahl definiert. Mit den zugehörigen Arbeitslinien $\sigma = f(\epsilon)$ lassen sich für jede Grenzdehnungskombination die vom Querschnitt im gerissenen Zustand aufnehmbaren Schnittgrößen M_U und N_U berechnen und in Form einer M/N-Linie für den Versagenszustand darstellen.

Das Auftreten von Schnittgrößenkombinationen M , N außerhalb der so definierten Versagenslinie für einen bestimmten Bauwerksbereich muß nicht in jedem Fall den Einsturz des Bauwerkes nach sich ziehen, weil einerseits die Möglichkeit von Lastumlagerungen auf weniger stark beanspruchte Bereiche außer Betracht bleibt und andererseits weil nach der Norm von Mindestwerten der Festigkeiten und nicht von Mittelwerten auszugehen ist. Eine zusätzliche Sicherheit ergibt sich daraus, daß für den Stahl die Streckgrenze und nicht die Bruchfestigkeit als mögliche Beanspruchung angenommen wird. Es ist aber davon auszugehen, daß bei Ausnutzung der Bewehrung bis zur Streckgrenze die plastischen Verformungen zumindest die Gebrauchsfähigkeit in Frage stellen.

Im Rahmen dieser Arbeit werden die Grenzlinien für den Versagenszustand mit dem EDV-Programm von Quast /100/ ermittelt, wobei die aufnehmbaren Momente auf die vorgegebene Lage der Zugkraft bezogen werden:

In zylindrischen Zellenwänden mit symmetrischer Bewehrung wirkt die Ringzugkraft unabhängig von ihrer Größe oder vom Reißbild eindeutig in der ideellen Schwerachse der Zellenwand, die mit der Schwerachse der Bewehrung in Trennrissen übereinstimmt.

Bei einlagiger unsymmetrischer Bewehrung verlagert sich die Ringzugkraft im Augenblick der Trennrißbildung von der ideellen Schwerfläche in die Bewehrungsebene. Wegen der Streubreite der Zugfestigkeit und im Hinblick auf mögliche Biegebrüche können jedoch nur obere und untere Grenzen für die Größe der auslösenden Normalkraft angegeben werden. Je nachdem, ob bereits zwang- oder lastbedingte Biegebrüche vorliegen oder nicht, ist frühestens zwischen ungefähr 33% und 100% der Reißlast beim 5%-Fraktilwert der Zugfestigkeit und generell spätestens bei mittlerer Reißlast (50%-Fraktilwert der Zugfestigkeit) mit der Entstehung von Trennrissen bzw. der Lageänderung der Ringzugkraft zu rechnen (Abb. 2.6).



- R: Erstrißgrenzlinie
- U: Versagensgrenzlinie
- s: bezogen auf die Schwerachse der Bew.
- i: bezogen auf die ideelle Schwerachse
- ▨: Übergangsbereich

Abb. 2.6: Annahmen zur Lage der Ringzugkraft

Bei zweilagiger unsymmetrischer Bewehrung stößt zusätzlich die Beschreibung der Lageänderung der Ringzugkraft in Abhängigkeit vom Reißbildungsgrad wegen der Vielzahl der überdies streuenden Einflußparameter auf Schwierigkeiten. Näherungsweise kann ein Übergangsbereich wie bei einlagiger unsymmetrischer Bewehrung formuliert werden. Damit wird der Einfluß

der girlandenförmigen Formänderung der Wand auf die Lage der Ringzugkraft allerdings nur vergleichsweise grob erfaßt.

Bei in Ringrichtung vorgespannten zylindrischen Wänden mit exzentrisch zur Wandachse angeordneten Spanngliedern ist zu berücksichtigen, daß aus der Exzentrizität keine Tragfähigkeitssteigerung erwächst, weil im Zustand I wie im Zustand II das äußere, am Umfang konstante Moment M_v systembedingt durch ein Zwangmoment M_v' kompensiert wird. Die unter Berücksichtigung der Lageexzentrizität ermittelten M/N-Grenzlinien bezogen auf die ideelle Schwerachse bzw. auf die Schwerachse der Stahlkräfte (ohne vordehnungsbedingte Spannkraft) sind dementsprechend um das in M jeweils enthaltene Vorspannmoment M_v zu verschieben.

2.5 Betonzugfestigkeit

Eine notwendige Voraussetzung für die Bestimmbarkeit wirklichkeitsnaher Rißschnittgrößen und Rißbreiten sind annähernd zutreffende Kenntnisse über die Größe der Zugfestigkeit des Bauwerksbetons. Letztere ist in der Regel nicht explizit bekannt, weil zur Qualitätskontrolle bei Schadensfällen gewöhnlich nur die Druckfestigkeit überprüft wird. Zwar finden sich im Schrifttum Angaben über den Zusammenhang zwischen Druck- und Zugfestigkeit von Betonen, z.B. bei Heilmann /28/, doch ergeben sich zusätzliche Schwierigkeiten, weil die Zugfestigkeit einerseits stochastischen Gesetzmäßigkeiten unterliegt bzw. nicht unerheblich streut und andererseits weil sie von einer Reihe Faktoren beeinflusst sein kann, deren quantitative Auswirkung beim Bauwerksbeton nur vergleichsweise grob abgeschätzt werden kann.

Mayer /71/ gibt für die Biegezugfestigkeit β_{BZ} folgende Bestimmungsgleichung an

$$\beta_{BZ} = \beta_{BZ}^{(0)} \cdot m_t \cdot m_d \cdot m_E \cdot m_Z \cdot m_s \cdot (m_v, m_N, m_D). \quad (2.1)$$

Darin ist:

- $\beta_{BZ}^{(0)}$: Grundwert bei 10 cm hohen, 28 Tage alten Probekörpern, Belastung in den 1/3-Punkten; Kieszuschlag; Lagerung bis zur Prüfung unter Wasser; Geschwindigkeit der Spannungszunahme:
 $v = 6000 \text{ N/cm}^2 \cdot \text{sek}$
- m_t : Zeitliche Entwicklung
- m_d : Einfluß der Bauteildicke
- m_E : Einfluß bei Belastung in Feldmitte
- m_Z : Einfluß des Zuschlaggesteins
- m_s : Einfluß von Schwindspannungen
- m_v : Einfluß der Belastungsgeschwindigkeit
- m_N : Einfluß von Wechsellasten
- m_D : Einfluß von Dauerlasten .

Die zeitliche Entwicklung der Biegezugfestigkeit nach Mayer / 71 / zeigt Abb. 2.7 Bei langsamer festigkeitsbildenden Zementen geht die Biegezugfestigkeit - vermutlich bedingt durch geringere Eigenspannungen - über den Vergleichswert $\beta_{BZ}^{(0)}$ nach 28 Tagen deutlich hinaus. Bei den Nachrechnungen von Silos ist somit möglichst die aktuelle Festigkeit beim Schadenseintritt heranzuziehen.

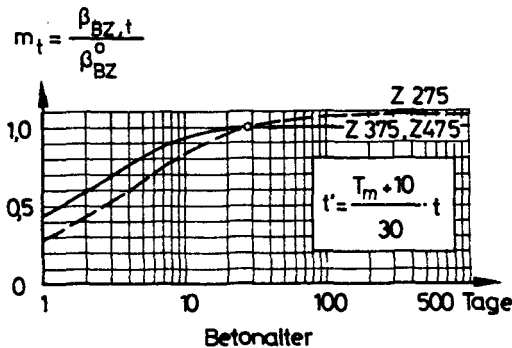


Abb. 2.7: Entwicklung der Biegezugfestigkeit

Abb. 2.8 zeigt die Auswirkung der Bauteildicke auf die Biegezugfestigkeit nach Mayer / 71 /. Die Ursache der Abnahme von m_d mit zunehmender Bauteildicke ist außer im sinkenden Spannungsgradienten auch in der zunehmenden Wahrscheinlichkeit von Schwachstellen zu suchen. Mal'cov und Karavaev / 67 / haben durch Auswertung von Versuchen eine plausible erscheinende Abhängigkeit zwischen Zugfestigkeit und Zugkeilhöhe herausgefunden. Sie wird bei der Ermittlung der Reißgrenzlinien $N_R = f(M_R)$ herangezogen. Nach Karaveav gilt

$$\beta_{BZ}^{(o)} = \beta_{bZ}^{(o)} \cdot \left(1 + \frac{a}{t_Z}\right) \quad (2.2)$$

Darin ist $\beta_{bZ}^{(o)}$ die zentrische Zugfestigkeit der Vergleichskörper und a eine Konstante. Durch Multiplikation von Zähler und Nenner mit $\beta_{BZ}^{(o)}$ erhält man

$$\beta_{BZ} = \beta_{BZ}^{(o)} \cdot \left(\frac{\beta_{bZ}^{(o)}}{\beta_{BZ}^{(o)}}\right) \cdot \left(1 + \frac{a}{t_Z}\right) = \beta_{BZ}^{(o)} \cdot m_d \quad (2.3)$$

a ergibt sich aus der Bedingung, daß bei 10 cm dicken Bauteilen mit einer Zugkeilhöhe $t_Z = 5$ cm gelten muß $\beta_{BZ} = \beta_{BZ}^{(o)}$ bzw. $m_d = 1$, zu

$$a = 5 \cdot \left(\frac{\beta_{BZ}^{(o)}}{\beta_{bZ}^{(o)}} - 1\right) \quad (2.4)$$

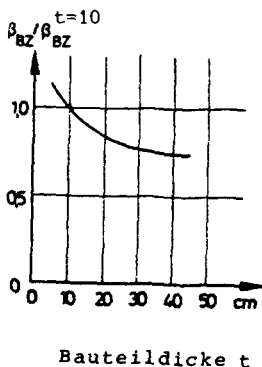


Abb. 2.8:
Auswirkung der Bauteildicke nach / 71 /

Im Biegebruchversuch mit einer Einzellast in Feldmitte ist der Rechenwert $\beta_{BZ}^{(0)} = 6 \cdot M_R / (b \cdot t^2)$ höher als bei Belastung in den Drittelpunkten. Abb. 2.9 zeigt, daß der Unterschied mit zunehmender Versuchskörperschlankheit abnimmt. Letzteres ist damit zu begründen, daß die Lastausstrahlung und die Momentenausrundung unter der Last mit zunehmender Schlankheit an Einfluß verliert und schließlich unbedeutend wird. Bei Belastung in den Drittelpunkten fehlt dieser günstige Einfluß im maximal beanspruchten Bereich, so daß die Festigkeit bei dieser Versuchsanordnung in allgemeinen Fällen, wie z.B. bei Silowänden, heranzuziehen ist; m_E beträgt dann 1,0.

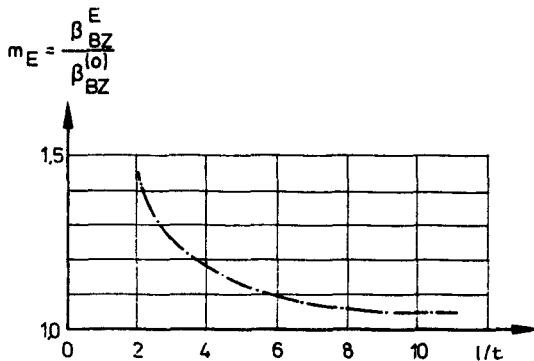


Abb. 2.9: Abhängigkeit zwischen m_E und Versuchskörperschlankheit

Schwierig gestaltet sich eine genauere Beurteilung des Zuschlaggesteinseinflusses (m_Z) auf β_{BZ} . Nach Graf und Walz / 21 / führt die Verwendung von Kalkstein gegenüber Kies zu einer Erhöhung der Biegezugfestigkeit um ca. 30%; bei Quarz und Basalt um ca. 20%. In allen untersuchten Schadensfällen wurde allerdings überwiegend Kies als Zuschlaggestein eingesetzt, so daß $m_Z = 1$ angesetzt werden darf.

Ein Einfluß der Austrocknung (m_g) entsteht durch verstärktes Schwinden der Randzone und dessen Behinderung durch die Innenzone. Die Eigenspannungen mit Zug an der Außenseite lassen die aus äußeren Lasten ermittelte Biegezugfestig-

keit geringer erscheinen. Für die Festigkeit von Silowänden sind hieraus nur geringe Einflüsse zu erwarten, weil das Füllen i. a. erst nach weitgehender Austrocknung erfolgt, dadurch daß der Einbau der maschinellen Ausstattung vergleichsweise viel Zeit in Anspruch nimmt. Damit gilt $m_S = 1,0$.

Mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit ergibt sich eine erhöhte Biegezugfestigkeit, während sie bei Dauerlast geringer ist. Für Silos, in denen sich der Entleerungsdruck mit Abziehen von Schüttgut vergleichsweise schnell aus dem Fülldruck aufbaut, dann jedoch über längere Zeit wirken kann, bedeutet dies $m_v \leq 1$.

Bei wiederholter Lastaufbringung vermindert sich die Biegezugfestigkeit nach Angaben von Mayer / 71 / zunehmend um bis zu 35% des Vergleichswertes, d.h. es gilt $m_N \geq 0,65$. Von vergleichbarer Wirkung auf die Biegezugfestigkeit ist auch eine Dauerlast. Mayer gibt hierfür eine pauschale Abminderung um 30% an, d.h. $m_D \geq 0,70$.

Der Schüttgutdruck in Silos ist Schwankungen unterworfen und kann auch über einen längeren Zeitraum wirken. Dennoch ist der Fall, daß Risse unter Dauerlast auftreten als Ausnahme anzusehen, im Regelfall entstehen sie während einer eher kontinuierlichen Lastzunahme. Für die Ermittlung von Rißschnittgrößen ist demzufolge richtiger, die Kurzzeitfestigkeit zugrunde zu legen.

Zusammenfassend ergibt sich für Silowände mit Kieszuschlag näherungsweise die Biegezugfestigkeit

$$\beta_{BZ} = \beta_{BZ}^{(0)} \cdot m_t \cdot \left(1 + \frac{a}{t_Z}\right) \quad (2.5)$$

Im Hinblick auf die zentrische Zugfestigkeit β_{BZ} sind quantitative Auswirkungen in entsprechender Größe wie bei der Biegezugfestigkeit zu erwarten. Aus Gl. 2.5 ergibt sie sich wegen

$h_Z = \infty$ zu

$$\beta_{bZ} \approx \beta_{bZ}^{(0)} \cdot m_t \quad (2.6)$$

Den Zusammenhang zwischen der Betonzugfestigkeit 10 cm hoher Probekörper mit der Druckfestigkeit von Würfeln mit 20 cm Kantenlänge nach 28 Tagen gibt Heilmann / 28 / folgendermaßen an:

$$\beta_{BZ}^{(0)} = c_{BZ} \cdot \sqrt[3]{\beta_{wm}^{2.7}}$$

bzw. (2.7)

$$\beta_{bZ}^{(0)} = c_{bZ} \cdot \sqrt[3]{\beta_{wm}^{2.7}}$$

Durch Auswertung umfangreicher Versuchsreihen hat Heilmann c-Werte für Mittelwert, Obergrenze und Untergrenze der Zug-, Biegezug- und Spaltzugfestigkeit von Beton abgeleitet.

Nach Rüsç /109/ berücksichtigen die c-Werte von Heilmann jedoch nicht, daß nach gleichem Rezept hergestellte Mischungen ebenfalls Streuungen unterliegen. Die Streubreite nach Rüsç ist entsprechend größer, d.h. die untere Grenze (5% Fraktile) und die obere Grenze (95% Fraktile) liegen vergleichsweise niedriger bzw. höher. Tabelle 2.1 zeigt die c-Werte nach Rüsç.

Das Verhältnis zwischen Biegezug- und zentrischer Zugfestigkeit 10 cm hoher Vergleichskörper beträgt nach Heilmann ebenso wie nach Rüsç näherungsweise unabhängig von der Betongüte

$$\frac{\beta_{BZ}^{(0)}}{\beta_{bZ}^{(0)}} \approx 2,0 \quad (2.8)$$

so daß sich aus Gl. 2.4 der Wert a mit h_Z in cm zu 5,0 und die Zugfestigkeit des Betons zu

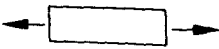
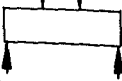
$$\beta_{BZ} = \beta_{bZ}^{(o)} \cdot m_t \cdot \left(1 + \frac{S}{t_Z}\right) \quad (2.9)$$

ergibt.

Bei den Schadensauswertungen in Abschnitt 4 wird die zentrale Zugfestigkeit aus der aktuellen Druckfestigkeit unter Heranziehung der c-Werte nach Rüschi abgeleitet. Somit gilt

$$\beta_{BZ} = \beta_{bZ} \cdot \left(1 + \frac{S}{t_Z}\right) \quad (2.10)$$

Für die Entstehung der ersten Risse kann näherungsweise der 5% Fraktilwert der Zugfestigkeit herangezogen werden. Da durch die Gleitbauweise insbesondere wegen der eingegrenzten Möglichkeit zur Feuchtnachbehandlung ein verminderter Mittelwert gegenüber den Vergleichskörpern zu erwarten ist, wird das Ribbild vermutlich weitgehend abgeschlossen sein, bevor die Schnittgrößen die Werte der Grenzlinie für den 95% Fraktilwert der Zugfestigkeit erreichen.

Art der Prüfung	Festigkeitsklasse B	auf β_{wN} bezogen		
		c 5%	c 50%	c 95%
Zentr. Zug 	10/15	0,45	0,79	1,13
	25/35	0,42	0,69	0,96
	45/55	0,41	0,63	0,85
Biegezugfestigk. 	10/15	0,90	1,48	2,04
	25/35	0,87	1,30	1,73
	45/55	0,85	1,19	1,53

Tab. 2.1: c-Werte nach Rüschi / 109/

2.6. Rißschnittgrößen und Stahlspannungsänderung infolge Rißbildung

2.6.1 Allgemeines

Nachfolgend wird nur der Fall zentrischer Vorspannung berücksichtigt. Dies ist hinreichend, weil bei den näher untersuchten in Ringrichtung vorgespannten zylindrischen Zellwänden auch bei einer exzentrischen Lage der Spannglieder zur ideellen Schwerflächennur der zentrisch wirkende Anteil zum Tragen kommt; das Vorspannmoment aus der Lageexzentrizität $M_v = Z_{v,t} \cdot y_{iz}$ wird im ungerissenen Zustand systembedingt durch ein entgegenwirkendes gleichgroßes Zwangsmoment M_v' kompensiert.

Der Übergang in den gerissenen Zustand II hat naturgemäß auch Auswirkungen auf die Größe von M_v' , die bisher jedoch wenig erforscht sind, so daß nach Leonhardt / 62 / in allen Fällen, wo das Zwangsmoment sich ungünstig auf die rechnerische Tragfähigkeit auswirkt, vorsichtig vom Größtwert im Zustand I auszugehen ist.

Im Hinblick auf die Lage äußerer Normalkräfte wird vorausgesetzt, daß sie im ungerissenen Zustand in der ideellen Schwerachse und nach Rißbildung - unabhängig von der Bewehrungsverteilung im Querschnitt - in der Schwerachse der Bewehrungslagen angreifen; bei unsymmetrischer Bewehrung zylindrischer Wände wird entsprechend der Einfluß der girlandenartigen Verformung auf die Lage der Ringzugkraft vernachlässigt.

2.6.2 Zentrischer Zug

Die Rißlast eines Spannbetonbauteils nach Abb. 2.10 mit der ideellen Querschnittsfläche A_{bi} , der Betonfestigkeit β_{bZ} und einer zentrischen Vorspannkraft $Z_{v,t}$ beträgt

$$N_R^0 = Z_{v,t} + \beta_{bZ} \cdot A_{bi} \quad (2.11)$$

Durch Ribbildung verändert sich bei $A_{bn} = A_{bi}$ die Spannung

$$\sigma_{zR}^I = \frac{Z_{v,t}}{A_z} + \frac{E_z \cdot N_R^O}{E_b \cdot A_{bi}} = n_z \cdot \beta_{bZ} + Z_{v,t} \cdot \left(\frac{1}{A_z} + \frac{n_z}{A_{bi}} \right) \quad (2.12)$$

im Spannstahl in

$$\sigma_{zR}^{II} = \frac{Z_{v,t}}{A_z} + \frac{N_R^O}{\Sigma(A_s + A_z)} = \frac{Z_{v,t}}{A_z} + \frac{Z_{v,t} + \beta_{bZ} \cdot A_{bi}}{\Sigma(A_s + A_z)} \quad (2.13)$$

und im Schlaffstahl von

$$\sigma_{sR}^I = n_s \cdot \left(\beta_{bZ} + \frac{Z_{v,t}}{A_{bi}} \right) \quad (2.14)$$

in

$$\sigma_{sR}^{II} = \frac{Z_{v,t} + \beta_{bZ} \cdot A_{bi}}{\Sigma(A_s + A_z)} \quad (2.15)$$

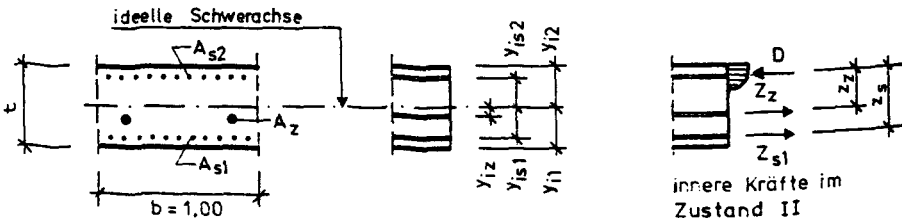


Abb. 2.10: Bezeichnungen

Der Spannungssprung im Spannstahl und im Schlaffstahl ist für $n_s = n_z = n$ gleich groß, d.h. es gilt

$$\Delta\sigma_{zR} = \Delta\sigma_{sR} = \frac{Z_{v,t} + \beta_{bZ} \cdot A_{bi}}{\Sigma(A_s + A_z)} - n \cdot \left(\beta_{bZ} + \frac{Z_{v,t}}{A_{bi}} \right) \quad (2.16)$$

Ist das Bauteil nur schlaff bewehrt, dann ist

$$\Delta\sigma_{sR} = \beta_{bZ} \cdot \left(\frac{A_{bi}}{\Sigma A_s} - n \right) \quad (2.17)$$

2.6.3 Reine Biegung

Das Rißmoment einer vorgespannten Zylinderwand nach Abb. 2.10 mit der Biegezugfestigkeit β_{BZ} und der Vorspannkraft $Z_{v,t}$ beträgt bezogen auf Rand 1

$$M_R^O = \left(\beta_{BZ} + \frac{Z_{v,t}}{A_{bi}} \right) \cdot W_{i1} \quad (2.18)$$

Durch Rißbildung verändert sich die Spannung im Spann Stahl

$$\begin{aligned} \sigma_{zR}^I &= \frac{Z_{v,t}}{A_z} + \frac{E_z \cdot M_R^O \cdot y_{iz}}{E_b \cdot W_{i1} \cdot y_{i1}} \\ &= \frac{Z_{v,t}}{A_z} + n_z \cdot \frac{y_{iz}}{y_{i1}} \cdot \left(\beta_{BZ} + \frac{Z_{v,t}}{A_{bi}} \right) \end{aligned} \quad (2.19)$$

in

$$\begin{aligned} \sigma_{zR}^{II} &= \frac{Z_{v,t}}{A_z} + \frac{M_R^O - Z_s \cdot z_s}{z_z \cdot A_z} \\ &= \frac{Z_{v,t}}{A_z} + \frac{\beta_{BZ} \cdot W_{i1} + Z_{v,t} \cdot \frac{W_{i1}}{A_{bi}} - Z_s \cdot z_s}{z_z \cdot A_z} \end{aligned} \quad (2.20)$$

und im Schlafstahl von

$$\sigma_{sR}^I = n_s \cdot \frac{y_{is}}{y_{i1}} \cdot \left(\beta_{BZ} + \frac{Z_{v,t}}{A_{bi}} \right) \quad (2.21)$$

in

$$\begin{aligned} \sigma_{sR}^{II} &= \frac{M_R^O - Z_z \cdot z_z}{z_s \cdot A_s} \\ &= \frac{\beta_{BZ} \cdot W_{i1} + Z_{v,t} \cdot \frac{W_{i1}}{A_{bi}} - Z_z \cdot z_z}{z_s \cdot A_s} \end{aligned} \quad (2.22)$$

Die Spannungsänderung beträgt im Spannstahl entsprechend

$$\Delta\sigma_{zR} = \frac{\beta_{BZ} \cdot W_{i1} + z_{v,t} \cdot \frac{W_{i1}}{A_{bi}} - z_s \cdot z_s}{z_z \cdot A_z} - n_z \cdot \frac{y_{iz}}{y_{i1}} \cdot \left(\beta_{BZ} + \frac{z_{v,t}}{A_{bi}} \right) \quad (2.23)$$

und im Schlauffstahl

$$\Delta\sigma_{sR} = \frac{\beta_{BZ} \cdot W_{i1} + z_{v,t} \cdot \frac{W_{i1}}{A_{bi}} - z_z \cdot z_z}{z_s \cdot A_s} - n_s \cdot \frac{y_{is}}{y_{i1}} \cdot \left(\beta_{BZ} + \frac{z_{v,t}}{A_{bi}} \right) \quad (2.24)$$

Ist das Bauteil nur schlaff bewehrt, d.h. $z_{v,t} \equiv 0$, vereinfacht sich Gl. 2.24 zu

$$\Delta\sigma_{sR} = \frac{\beta_{BZ} \cdot W_{i1}}{z_s \cdot A_s} - n_s \cdot \frac{y_{is}}{y_{i1}} \cdot \beta_{BZ} \quad (2.25)$$

Die Biegezugfestigkeit ist nach Gl. 2.9 von der Zugkeilhöhe abhängig; bei reiner Biegung gilt für beliebig bewehrte, zentrisch vorgespannte Wandquerschnitte

$$t_z = \frac{t}{1 + \frac{W_{i1}}{W_{i2}}} \quad (2.26)$$

2.6.4 Rißgrenzlinie

Die Rißgrenzlinie schneidet die Achsen des Koordinatensystems M, N in den Punkten $(0, N_R^O)$ und $(M_R^O, 0)$. Zwischen diesen Punkten muß sie der Rißbedingung

$$N_R = A_{bi} \cdot \left(\beta_{bz} + \frac{5}{t_z} \cdot \beta_{bz} + \frac{Z_{v,t}}{A_{bi}} - \frac{M_R}{W_{i1}} \right) \quad (2.27)$$

gehörchen, wobei t_z in cm einzusetzen ist. Die Zugkeilhöhe ist naturgemäß von der Dekompressionslast $Z_{v,t}$ unabhängig; nach Abb. 2.11 gilt dementsprechend

$$t_z = \frac{\sigma_1 \cdot t}{\sigma_1 - \sigma_2} = t \cdot \frac{\frac{N_R - Z_{v,t}}{A_{bi}} + \frac{M_R}{W_{i1}}}{M_R \cdot \left(\frac{1}{W_{i1}} + \frac{1}{W_{i2}} \right)} \quad (2.28)$$

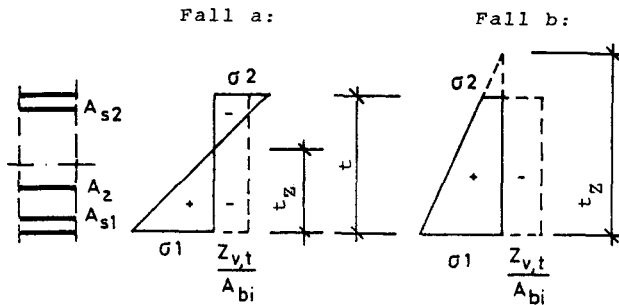


Abb. 2.11: Zugkeilhöhe t_z

Die Abhängigkeit der Zugkeilhöhe von Moment und Normalkraft macht eine explizite Angabe der Reißgrenzlinie in der Form $N_R = f(M_R)$ unmöglich. Der Funktionsverlauf ist damit nur iterativ aus Gl. 2.27 und Gl. 2.28 zu bestimmen.

Bei Reißbildung durch eine Beanspruchungskombination M_R, N_R verändert sich die Stahlspannung von

$$\sigma_{zR}^I = \frac{Z_{v,t}}{A_z} + n_z \cdot \left(\frac{N_R}{A_{bi}} + \frac{M_R \cdot y_{iz}}{W_{i1} \cdot y_{i1}} \right) \quad (2.29)$$

im Spannstahl bzw.

$$\sigma_{sR}^I = n_s \cdot \left(\frac{N_R}{A_{bi}} + \frac{M_R \cdot y_{is}}{W_{i1} \cdot y_{i1}} \right) \quad (2.30)$$

im Schlaufstahl in σ_{ZR}^{II} bzw. σ_{SR}^{II} . Letztere sind iterativ zu bestimmen, d.h. durch Variation von Betonrand- bzw. Stahldehnungen ist derjenige Zustand zu suchen, bei dem Rißschnittgrößen und innere Kräfte im Gleichgewicht stehen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird hierzu das EDV-Programm PBMQ von Quast /100/ eingesetzt. Die Stahlspannungen ergeben sich aus dem Gleichgewichts-Dehnungszustand zu

$$\sigma_{ZR}^{II} = \epsilon_{ZR}^{II} \cdot E_z \quad (2.31)$$

bzw.

$$\sigma_{SR}^{II} = \epsilon_{SR}^{II} \cdot E_s \quad (2.32)$$

und schließlich die Spannungsänderung durch Differenzbildung.

2.7 Rißabstand und -breite

2.7.1 Allgemeines

Im Schrifttum finden sich eine ganze Reihe von Arbeiten, die sich mit dem Problem der Rißabstands- und Rißbreiten-ermittlung befassen. Es würde den vorgegebenen Rahmen sprengen, die verwendeten Theorien im einzelnen darzulegen. Besonders erwähnt werden sollen die Arbeiten von Rehm und Martin /105/, Falkner / 17 /, Rostásy, Koch und Leonhardt /108/ sowie Noakowski / 75 /.

Im Rahmen von Rißberechnungen in dieser Arbeit werden die im CEB Bulletin von 1978 / 13 / niedergelegten Zusammenhänge herangezogen, weil sie durch umfangreiche Kontrollen abgesichert sind. Sie entsprechen im wesentlichen den Angaben in /105/, d.h. die Rißbreite ergibt sich durch Integration der mittleren Stahldehnung über den Rißabstand und dieser setzt

sich aus zwei Anteilen zusammen, von denen der eine durch Betondeckung und Bewehrungsabstand bestimmt wird, während der zweite die Gleichgewichtsbedingung zwischen Verbundkraft und rißauslösender Zugkraft beinhaltet.

Die Verwendung genauerer Ansätze läßt wegen der nur begrenzten Kenntnisse über einige wesentliche Parameter wie wirksame Schüttguttemperatur und Zugfestigkeit noch keine Erhöhung des Aussagewertes erwarten.

2.7.2 Rißabstand

Nach CEB beträgt der mittlere Rißabstand in der Wirkungslinie der Bewehrung bei abgeschlossenem Rißbild

$$a_m = 2 \cdot \left(\bar{u}_b + \frac{s}{10} \right) + k_1 \cdot k_2 \cdot \frac{\phi}{\mu_Z} \quad (2.33)$$

mit \bar{u}_b : Betondeckung

s : Stababstand ($s \leq 15\phi$)

μ_Z : A_s/A_{bZ} mit

A_{bZ} : Zugzone \leq Wirkungszone der Bewehrung
(vgl. Abb. 2.12)

A_s : Bewehrungsquerschnitt in A_{bZ} , Spannstahl darf bei Vorspannung mit nachträglichem Verbund oder ohne Verbund nicht angesetzt werden

k_1 : Verbundbeiwert, bei Rippenstahl : $k_1 = 0,4$
bei glattem Stahl: $k_1 = 0,8$

k_2 : Formbeiwert des Spannungsdiagrammes (vgl. Abb. 2.12):

bei mittigem Zug : $k_2 = 0,250$

bei Biegung mit
 $t_Z \leq t_w$: $k_2 = 0,125$

bei Biegung mit
 $t_Z > t_w$: $k_2 = 0,25 \cdot \frac{\epsilon_o + \epsilon_u}{2 \cdot \epsilon_u}$ (Zustand II)

oder nach
Leonhardt /61/ : $k_2 = 0,25 \cdot \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2 \cdot \sigma_u}$ (Zustand I)

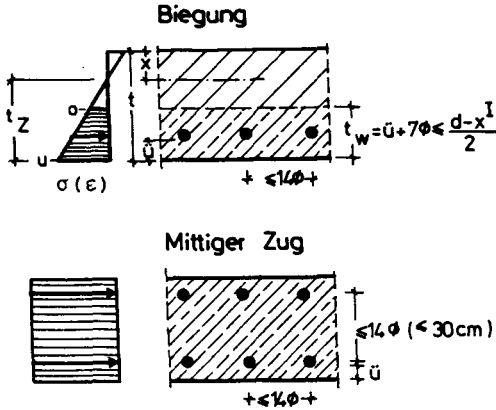


Abb. 2.12:

A_{bZ} nach Leonhardt / 61 /

Der Rißabstand ist damit von der Betongüte unabhängig. Er wird im wesentlichen von der Betondeckung, Menge, Art und Anordnung der Bewehrung sowie von der Form des Dehnungsdiagrammes (Zustand II) oder des Spannungsdiagrammes (Zustand I) im Einflußbereich der Bewehrung bestimmt.

2.7.3 Rißbreite

Die mittlere Rißbreite w_m ergibt sich - wie eingangs erwähnt - durch Integration der mittleren Stahldehnung über den Rißabstand zu

$$\begin{aligned}
 w_m &= a_m \cdot \epsilon_{sm} = a_m \cdot \frac{\sigma_s^{II} - \Delta\sigma_s^{II}}{E_s} \\
 &= a_m \cdot \frac{\sigma_s^{II}}{E_s} \cdot \left(1 - \frac{\Delta\sigma_s^{II}}{\sigma_s^{II}}\right) .
 \end{aligned}
 \tag{2.34}$$

$\Delta\sigma_s^{II}$ berücksichtigt die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen (vgl. Abb. 2.13). Von Rao /102/ ausgewertete

Versuche an biegebeanspruchten Balken zeigten den Zusammenhang

$$\Delta \sigma_s^{II} = k^* \cdot \frac{\beta_{BZ}}{\mu} = 0,18 \cdot \frac{\sigma_{sR}^{II}}{\sigma_s^{II}} \cdot \frac{\beta_{BZ}}{\mu} \quad (2.35)$$

Rostásy, Koch und Leonhardt /108/ unterstellen für beliebige Schnittgrößenkombinationen

$$k^* = \max k^* \cdot \frac{\sigma_s^{II}}{\sigma_s^{II}} \quad (2.36)$$

max k^* läßt sich aus Abb. 2.13 ableiten.

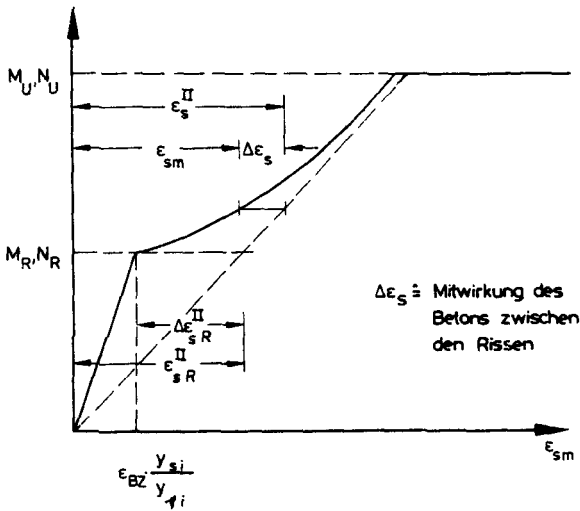


Abb. 2.13: Mittlere Stahldehnung bei Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen

Aus der Bedingung

$$\epsilon_{BZ} \cdot \frac{Y_{is}}{Y_{i1}} = \epsilon_{sR}^{II} - \Delta \epsilon_{sR}^{II} \quad (2.37)$$

ergibt sich für die Stahlspannung

$$n \cdot \beta_{BZ} \cdot \frac{Y_{is}}{Y_{i1}} = \sigma_{sR}^{II} - \Delta \sigma_{sR}^{II} = \sigma_{sR}^{II} - \max k^* \cdot \frac{\beta_{BZ}}{\mu} \quad (2.38)$$

und man erhält

$$\max k^* = \sigma_{sR}^{II} \cdot \frac{\mu}{\beta_{BZ}} - n \cdot \mu \cdot \frac{Y_{is}}{Y_{i1}} \quad (2.39)$$

oder näherungsweise

$$\max k^* = \sigma_{sR}^{II} \cdot \frac{\mu}{\beta_{BZ}} \quad (2.40)$$

Damit gilt allgemein

$$\Delta \sigma_s^{II} \cong \frac{\sigma_{sR}^{II^2}}{\sigma_s^{II}} \quad (2.41)$$

und entsprechend lautet der CEB-Ansatz zur Ermittlung der mittleren Stahldehnung (vgl. Gl. 2.34)

$$\epsilon_{sm} = \frac{\epsilon_s^{II}}{E_s} \cdot \left[1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \left(\frac{\epsilon_{sR}^{II}}{\epsilon_s^{II}} \right)^2 \right] \geq 0,4 \cdot \frac{\sigma_s^{II}}{E_s} \quad (2.42)$$

Bei Silowänden mit überwiegender Längszugbeanspruchung kann die mittlere Dehnung ϵ_{sm} mit der Randfaserdehnung annähernd gleichgesetzt werden.

β_1 in Gl. 2.42 berücksichtigt die Verbundeigenschaften; für glatten Stahl gilt $\beta_1 = 0,5$ und bei Rippenstahl $\beta_1 = 1,0$.

Der Beiwert β_2 dient der Erfassung des Einflusses von Lastdauer und Lastwiederholung. Während für Langzeitlast oder nicht vorwiegend ruhende Last $\beta_2 = 0,5$ einzuführen ist, gilt bei Erstbelastung $\beta_2 = 1,0$.

Leonhardt / 61 / gibt für das Produkt $\beta_1 \cdot \beta_2$ bei geripptem Stahl 0,8 bis 0,4 an, wobei der kleinere Wert für geringe Bewehrungsgrade gilt. Bei glattem Stahl kann seiner Ansicht nach die Mitwirkung des Betons völlig verschwinden, d.h. $\beta_1 \cdot \beta_2 = 0$ sein.

Neben der mittleren Rißbreite interessiert naturgemäß auch der Größtwert, der mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit erreicht wird. Leonhardt gibt ihn mit

$$w_{90} \cong 1,50 \cdot w_m \quad (2.43)$$

an, Rehm und Martin schlagen

$$w_{95} \cong 1,66 \cdot w_m \quad (2.44)$$

vor und nach CEB gilt

$$w_{95} \leq 1,70 \cdot w_m \quad (2.45)$$

Die Zahl im Index kennzeichnet den jeweiligen Fraktilwert. Im Rahmen der Rißbreitenermittlungen in Abschnitt 4 wird davon ausgegangen, daß die maximalen Rißbreiten entsprechend Gl. 2.45 den Mittelwert um höchstens 70% überschreiten.

3 TEMPERATUREINFLUSS

3.1 Allgemeines

Bei Silos lassen sich drei wesentliche Arten von Temperatureinwirkung unterscheiden, und zwar

- Sonneneinstrahlung,
- Einlagerung herstellungsbedingt heißer Schüttgüter, wie z.B. Zementklinker und Zement sowie
- biochemisch bedingte Erwärmung eingelagerter Schüttgüter.

Beanspruchungen infolge hieraus entstehender Temperaturänderungen ergeben sich nur, sofern die entsprechenden Längenänderungen aus gleichmäßiger Erwärmung oder Krümmungen infolge ungleichmäßiger Erwärmungen nicht unbehindert, d.h. zwangfrei erfolgen können; man spricht entsprechend von Zwangbeanspruchungen oder Zwangsschnittgrößen.

Kordina und Eibl / 55 / haben für verschiedenartige ungleichmäßige Erwärmungen zylindrischer Behälterwände die Zwangsschnittgrößen auf der Grundlage der Elastizitätstheorie analytisch abgeleitet; bei Spannungsnachweisen für Bauteile, die ungerissen bleiben sollen, werden sie herangezogen. Die Verfasser stellen aber den erheblichen Einfluß von Rissen auf die Größe der Zwangbeanspruchung heraus und unterstützen die Auffassung, daß Zellenwände infolge Temperaturzwang zwar reißen, ohne zusätzliche Lasteinwirkung jedoch kaum einstürzen werden.

3.2 Schüttguttemperaturen, Maximalwerte und Annahmen für Siloberechnungen

3.2.1 Allgemeines

In keiner der im Anhang (in Teil C) näher erörterten Silovorschriften findet sich ein Hinweis auf mögliche Schüttguttemperaturen infolge Prozeßwärme von Zementklinker oder Zement bei der Einlagerung in Silos. Was die Erwärmung organischer Güter durch biochemische Vorgänge anbetrifft, sind nur im Entwurf zur Neufassung von DIN 1055, Bl. 6, zwei Beispiele für gärungsbedingte Temperaturänderungen angegeben, und zwar 30°C für Getreide und 40°C für Gärfutter. Silokonstrukteure sind somit i. a. auf im Schrifttum zu findende Meßwerte oder die Erfahrungen von Anlagenbetreibern angewiesen.

3.2.2 Biochemische Erwärmung

In Silos eingelagertes Getreide lebt, d. h. es atmet, indem es Sauerstoff aufnimmt und CO₂ abgibt. Dabei werden Nährstoffe, z. B. Stärke, verbrannt. Neben Wärme entsteht bei der Kornatmung Feuchtigkeit, was die Entwicklung schädigender Mikroorganismen wie Schimmel, Hefe und Bakterien begünstigt und die Eigenatmung weiter beschleunigt.

Unter normalen Umständen, d. h. bei Temperaturen unter 20°C und Feuchten von 14 bis 15% atmet Getreide nur wenig. Steigt die Feuchte aber auf 18 bis 20% an, dann erhöht sich der CO₂-Ausstoß um das 100-fache. Bei luftdichtem Abschluß verlangsamt sich die Atmung, sobald der CO₂-Gehalt der Luft etwa 7% übersteigt; bei ungefähr 12% hört die Atmung praktisch auf /106/.

Da ein luftdichter Abschluß eingelagerten Getreides betriebstechnisch Probleme birgt und zusätzlich Auswirkungen der dabei zu erwartenden CO₂-Konzentration auf den Geschmack bei längerer Lagerung nicht ausbleiben, ist es notwen-

dig, zur Einschränkung der Kornatmung bzw. zur Vermeidung von Mikroorganismenbildung das Schüttgut in Zeitabständen zu trocknen und die Temperatur zu senken. Dies erfolgt in der Regel durch Einblasen trockener Luft in Höhe des Silobodens oder durch Umlagern des Getreides. Letzteres kann naturgemäß nur bei Massenflußsilos den gewünschten Erfolg bringen.

Die beschleunigte Kornatmung ist am auffälligen Anstieg der Schüttguttemperatur zu erkennen; der Temperaturüberwachung kommt damit in Getreidesilos eine besondere Bedeutung zu.

Die Erfahrung lehrt, daß ein Anstieg der Schüttguttemperatur auf ca. 40°C durchaus möglich ist. Dies ist bei der Berechnung von Silos in Betracht zu ziehen.

3.2.3 Prozeßwärme

Die Temperatur frisch gebrannter Klinker beim Einlagern in Silos ist von verschiedenen Einflüssen abhängig, wie z.B. der Ofenkonstruktion, der Art und Wirksamkeit dem Ofen nachgeschalteter Kühleinrichtungen und der Länge des Transportweges zwischen Ofen bzw. Kühler und Einfüllöffnung; somit ist sie bei unterschiedlichen Anlagen verschieden.

Pieper, Martens, Kroll und Wagner / 98 / empfehlen für die statische Berechnung von Klinkersilos eine Maximaltemperatur des Gutes und des darüber befindlichen Luftraumes von 100°C anzunehmen. Peter und Lochner / 84 / berichten über Messungen von Klischat, wo bei Einfülltemperaturen zwischen 130 und 180°C die Lufttemperatur im Silo während eines etwa 40-tägigen Beobachtungszeitraumes zwischen 75 und 162°C betrug. Gstättenbauer / 23 / gibt maximale Einfülltemperaturen von 250°C und Abzugstemperaturen von maximal 145°C an. Haspel und Gerok / 27 / beobachteten schließlich sogar Klin-

kereinfülltemperaturen bis 300°C. Mehr als zuvor wird in jüngster Zeit aus Kostengründen angestrebt, die den Drehöfen nachgeschalteten Kühleinrichtungen möglichst klein zu halten und statt dessen höhere Einfülltemperaturen in Silos oder Hallenlagern in Kauf zu nehmen; zukünftig ist somit eher mit höheren als geringeren Temperaturen der Klinker zu rechnen.

Die Temperatur eingelagerten Zements entstammt einerseits noch dem Herstellungsprozeß der Klinker und andererseits dem Pulverisierungsprozeß in der Zementmühle. Wie bei Klinkersilos wird bei Zementsilos die Einfülltemperatur u.a. von der Länge des Förderweges zwischen Mühle und Lagerraum beeinflusst.

Martens / 68 / leitet aus den Ergebnissen verschiedener Untersuchungen im Schrifttum die Schlußfolgerung ab, daß der Zement überwiegend mit einer Temperatur zwischen 95 und 100°C in Silos eingelagert wird.

3.2.4 Annahmen für die Schadensauswertungen

Die Angabe der tatsächlichen Temperaturverteilung in jedem Höhengchnitt der Silowand bei unterschiedlichen Schüttgutpegeln bereitet insbesondere bei großen Zement- und Zementklinkersilos, die nur vergleichsweise langsam gefüllt werden können, Schwierigkeiten, und zwar nicht nur wegen der ungenauen Kenntnis der streuenden Einfülltemperatur.

Die Wanderwärmung geht auf einen instationären Wärmestrom zurück; durch Wärmeabgabe an die Wand bzw. die Außenluft kühlt sich das in Wandnähe anstehende Schüttgut bald ab und beeinträchtigt das Nachfließen von Wärme in der anfänglichen Größenordnung. Es ist somit nur ungenau zu ermessen, wie weit sich eine beim Einlagern zunächst entstandene Wanderwärmung bereits wieder abgebaut hat, wenn mit Errei-

chen des maximalen Füllgrades und anschließend eingeleiteter Entleerungsphasen maximale Beanspruchungen aus Schüttgutdruck zum Tragen kommen. Auf diese Problematik wird u.a. auch von Peter und Lochner / 84 / hingewiesen.

Die Arbeiten von Kleine / 49 /, Martens / 68 /, Hering / 30 / und Ogniwek / 81 / zielen im wesentlichen auf die Bestimmung des maximalen Temperaturgradienten im Bereich oberhalb der Schüttgutoberfläche ab. Im Rahmen von Schadensauswertungen wäre es zur Ergründung der jeweils schadenauslösenden Beanspruchung aber wünschenswert, die im ungünstigsten Fall, d.h. bei größter Füllgeschwindigkeit oder ggfs. defekten Kühleinrichtungen auftretende Temperaturverteilung über die Schüttguthöhe zu kennen. Da dies nicht der Fall ist, verbleibt nur die Möglichkeit, Grenzbetrachtungen durchzuführen. Nach Meßergebnissen von Kordina und Rudolph / 58 / ist davon auszugehen, daß nur im oberen Bereich der Silos die Annahme des maximalen Temperaturgradienten gleichzeitig mit maximalem Schüttgutdruck annähernd wirklichkeitsnahe Ergebnisse liefert, während im unteren Teil der Silos bei maximalen Lasteinwirkungen der Temperaturgradient bereits weitgehend abgeklungen ist. Nach / 58 / liegt zwischen Füllgutspiegel und Siloboden die Annahme eines linear abfallenden Temperaturgradienten auf der sicheren Seite.

Mangels genauerer Kenntnisse wird für Zement und Zementklinker nach / 98 / bzw. / 68 / eine maximal wirksame Temperatur $T_S \leq 100^\circ\text{C}$ angenommen. Es ist zu erwarten, daß hiermit die Temperatur des Schüttgutes bei der Einlagerung und auch die Temperatur der Luft oberhalb der Schüttgutoberfläche eher unter- als überschätzt wird. Insbesondere beim Ausfall von Kühleinrichtungen ist wohl mit höheren Temperaturen zu rechnen.

3.3 Beanspruchung zylindrischer Silowände infolge Temperaturzwang

Im Rahmen der Schadensauswertungen in Abschnitt 4 wird nur Temperaturzwangeinwirkungen nachgegangen, die infolge einer gegenüber der Außenlufttemperatur T_L vergleichsweise höheren Schüttguttemperatur entstehen:

Heiß eingefülltes Schüttgut bewirkt nach Kordina und Rudolph / 58 / ein annähernd lineares Temperaturgefälle in der Wand, welches sich bekanntlich in die Anteile T_m und ΔT_W aufteilen läßt (Abb. 3.1).

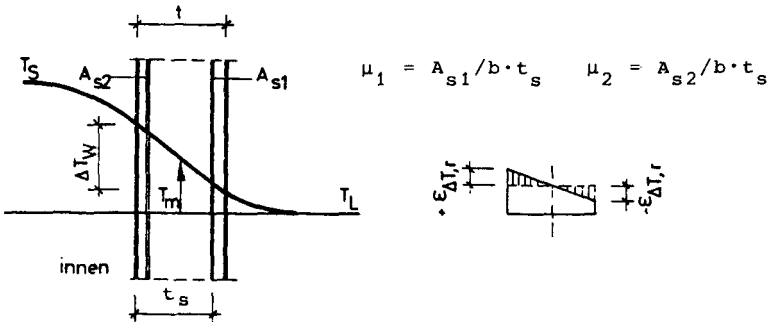


Abb. 3.1: Temperaturgefälle und Faserdehnungen

Außerhalb von Randstörungseinflüssen kann sich die Wand infolge T_m unbehindert verlängern; die Krümmung infolge des Temperaturgradienten ΔT_W wird dagegen im Zustand I systembedingt vollständig behindert. Bei einer Wanddicke t und Einbeziehung der Wärmeübergangswiderstände gilt

$$\Delta T_W = \frac{t (T_S - T_L)}{t + \lambda_b \cdot \left(\frac{1}{\alpha_i} + \frac{1}{\alpha_a} \right)} \quad (3.1)$$

bzw. mit $\lambda_b = 1,74 \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$ nach DIN 4108 für Normalbeton und $\frac{1}{\alpha_i} + \frac{1}{\alpha_a} \cong 0,20 \text{ m}^2 \text{ h}^\circ\text{C/kcal}$ nach DIN 1055, Bl. 6,

$$\Delta T_W = \frac{t(T_S - T_L)}{t + 0,348} \quad (3.2)$$

Ohne Behinderung ergäbe sich infolge ΔT_W eine Wandkrümmung

$$k_{\Delta T} = \frac{2 \varepsilon_{\Delta T, r}}{t} \quad (3.3)$$

mit Randfaserdehnungen bei $\alpha_T \cong 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ und $\nu \cong 0,2$ von

$$\varepsilon_{\Delta T, r} = \pm \frac{\Delta T_W \cdot \alpha_T}{2(1-\nu)} \cong \pm \frac{\Delta T_W \cdot 10^{-5}}{1,6} \quad (3.4)$$

Die Behinderung dieser Formänderung ruft im Zustand I Betonspannungen hervor, welche nach Hooke in der Randfaser z.B.

$$\sigma_{\Delta T, r} = E_b \cdot \varepsilon_{\Delta T, r} \quad (3.5)$$

betragen. Durch Integration der Spannungen über die Querschnittsfläche erhält man ein Kräftepaar bzw. das Zwangsmoment

$$M_{\Delta T, x}^I = M_{\Delta T, \varphi}^I = \sigma_{\Delta T, r} \cdot \frac{b \cdot t^2}{6} = \sigma_{\Delta T, r} \cdot \frac{2I_{bi}}{t} = E_b I_{bi} \cdot k_{\Delta T} \quad (3.6)$$

Infolge Behinderung der Temperaturkrümmung $k_{\Delta T}$ ergibt sich somit eine steifigkeitsabhängige Beanspruchung.

Mit Erreichen einer Beanspruchung in Höhe der Betonzugfestigkeit kommt es zu Ribbildung und die mittlere Steifigkeit wird gegenüber Zustand I vermindert. Einen Anhalt für praktische Berechnungen liefern Grasser und Thielen /22 /; sie geben die Biegesteifigkeit von Bauteilen mit annähernd gleichmäßiger

Bewehrungsverteilung bei hohen Normalkräften ($n \geq 0,15$) und abgeschlossenem Ribbild folgendermaßen an:

$$(EI)^{II} = [0,20 + 6(\mu_1 + \mu_2)] E_b I_{bi} . \quad (3.7)$$

Danach gilt im Zustand II näherungsweise

$$M_{\Delta T}^{II} \approx M_{\Delta T}^I \cdot (EI)^{II} / E_b I_{bi} \quad (3.8)$$

und z. B. für Bewehrungsgrade $\mu_1 = \mu_2 = 0,01$ ein Zwangsmoment $M_{\Delta T}^{II} \approx 0,3 \cdot M_{\Delta T}^I$.

Im Schrifttum sind genauere Lösungen für einige Sonderfälle zu finden:

Leonhardt, Frühauf und Netzel / 64 / leiten den erforderlichen Bewehrungsgrad zur Verhinderung die Dauerhaftigkeit einschränkender Ribbreiten infolge reinen Biegezwangs ab; die Zwangsmomente im Zustand II infolge von Temperaturkrümmungen $k_{\Delta T}$ ermitteln sie mit Hilfe von Moment/Krümmungs-Linien (M/k), wobei sie die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen in Anlehnung an Rao /102/ berücksichtigen. Koch und Peter / 51 / zeigen einen Weg zur Bemessung für Temperaturzwang bei vorgespannten Bauteilen auf.

Im Rahmen von Schadensauswertungen ist naturgemäß anzustreben, die Zwangbeanspruchung möglichst wirklichkeitsnah unter Einbeziehung des Einflusses aller gleichzeitig wirkenden Lastschnittgrößen N_p und M_p zu ergründen, und zwar auch für den häufig vorkommenden Fall, daß das Ribbild nicht abgeschlossen ist. Dies ist bisher nicht in allen Fällen mit gleicher Genauigkeit zu realisieren, so daß Näherungslösungen herangezogen werden müssen:

Für die Größe der Temperaturbeanspruchung in zylindrischen Wänden infolge eines Temperaturgradienten im gerissenen Zustand ist einmal der Verbund zwischen Stahl und Beton und zum anderen die Art der Risse von wesentlichem Einfluß.

Ohne Verbund zwischen Stahl und Beton ist die Zwangbeanspruchung vergleichsweise einfach zu bestimmen. Mit Einlagerung eines heißen Schüttgutes und Anstieg des Temperaturgradienten in der Wand entsteht durch Behinderung der entsprechenden Faserdehnungen auf der Außenseite schließlich ein Biegeriß. Betonfasern und Bewehrungslagen sind bestrebt, sich entsprechend ihrer wachsenden Temperaturänderung zu verkürzen bzw. zu dehnen und zur Erhaltung des Systems muß sich infolgedessen die Bewehrung auf der Rißseite im Maße ihrer temperaturbedingten Kürzung dehnen; die daraus erwachsende Zwangbeanspruchung entspricht unter der Voraussetzung des Ebenbleibens der Querschnitte derjenigen einer Verkrümmung des wirksamen Querschnittes um $k_{\Delta T}$. Wegen des fehlenden Verbundes besteht der wirksame Querschnitt in einem Biegeriß aus der Biegezugbewehrung und der Biegedruckzone einschließlich ggfs. vorhandener Druckbewehrung.

Bei großer schüttgutbedingter Ringzugkraft entsteht statt eines Biegerisses ein Trennriß und der Zweipunkt-Querschnitt aus beiden Bewehrungslagen ist bestimmend für die Größe der Zwangbeanspruchung bis die Rißufer mit zunehmender Temperaturkrümmung wieder Druckkontakt erhalten.

Aufgrund des eindeutigen Zusammenhangs zwischen Temperaturkrümmung und Zwangmoment bei fehlendem Verbund zwischen Beton und Stahl kann $M_{\Delta T}^{II}$ infolge $k_{\Delta T}$ an der M/k -Linie des wirksamen Querschnittes abgelesen werden.

Für den Regelfall, daß der Stahl mit dem Beton zwischen den Rissen in Verbund steht, ist die Größe der Zwangbean-

spruchung nicht in dieser Genauigkeit angebar. Auch hier bildet sich nach Einfüllen heißen Schüttgutes bzw. Behinderung der entsprechenden Wandkrümmung zunächst ein Riß an der Stelle mit geringster Biegezugfestigkeit. Die den Riß kreuzende Bewehrung kann sich nun aber nicht mehr auf ganzem Wandumfang gleichmäßig dehnen, um ihre temperaturbedingte Verkürzung zu kompensieren, weil dies der Verbund nicht zuläßt; zwischen den Rissen kann sie maximal die der Zugfestigkeit entsprechende Betondehnung erreichen und entsprechend muß sie sich im Rißbereich überproportional zur Länge der Verbundstörung dehnen (Abb. 3.2).

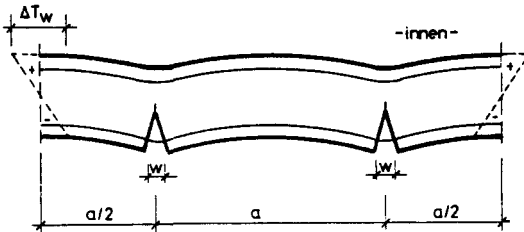


Abb. 3.2:
Zwangrisse

Mit zunehmendem Temperaturgradienten entstehen weitere Risse; ein abgeschlossenes Rißbild infolge Zwang kann nur bei hohem Bewehrungsgrad, bzw. bei hoher Steifigkeit im Zustand II, erreicht werden.

Sofern infolge großer Normalkräfte Trennrisse entstehen, ist ähnlich wie beim Fall ohne Verbund auch in der Biegedruckzone nur der Bewehrungsquerschnitt wirksam, und zwar so lange bis die Rißufer infolge temperaturbedingter Formänderungen in Druckkontakt geraten. Die überproportionale Stahldehnung in den verbundgestörten Bereichen bedeutet jedoch eine vergleichsweise größere Zwangsbeanspruchung.

Zu einer genaueren Ermittlung der Zwangsschnittgrößen müßten Verbundstörungslänge, Stahldehnung in Kraftüberleitungsbe-
- bei nicht abgeschlossenem Rißbild - der Abstand der Risse berücksichtigt werden; diese Werte sind jedoch unzulänglich bekannt bzw. nicht unerheblichen Streuungen unterworfen.

Zur wirklichkeitsnahen Abschätzung des Zwangmomentes bei abgeschlossenem Rißbild erscheinen M/k-Linien geeignet, die die mittleren Verhältnisse des jeweiligen Bauteils wieder spiegeln. Für Siloberechnungen sind solche Näherungen hinreichend genau, weil eine Haupteinflußgröße auf die Zwangsbeanspruchung, die Temperatur der inneren Wandoberfläche, bei maximalem Füllgrad ohnehin nur abgeschätzt werden kann.

Im Rahmen dieser Arbeit werden die M/k-Linien mit dem Programm PBMQ von Quast /100/ ermittelt, wobei die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen auf Zug in der Weise Berücksichtigung findet, daß eine mittlere Betonzugfestigkeit in Höhe von 50% des wahrscheinlichen Wertes in Ansatz gebracht wird. Die Annahme beruht auf der Vorstellung, daß die Betonzugspannung in der Mitte zwischen zwei Rissen jeweils einen vom Verbund beeinflussten Größtwert erreicht, während sie in den Rissen selbst zu Null wird.

Der Zusammenhang zwischen Zugfestigkeit β_{bZ} und Zugdehnung ϵ_{bZ} des Betons kann nach Quast näherungsweise wie jener zwischen dem Rechenwert der Druckfestigkeit β_R und der Fließstauchung des Betons (ϵ_{bS}) angenommen werden, d. h. es gilt

$$\beta_{bZ} = \beta_R \frac{\epsilon_{bZ}}{\epsilon_{bS}} \quad (3.9)$$

Mit zunehmender Stahldehnung wird die Verbundfestigkeit und entsprechend auch die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen abgebaut; bei Erreichen der Fließdehnung des Stahles (ϵ_{sS}) ist sie praktisch vernachlässigbar. Quast benutzt folgende Beziehung zwischen maximaler und stahldehnungsabhängiger Zugfestigkeit des Betons

$$\sigma_{bZ} = \beta_{bZ} \frac{\epsilon_{sS} - \epsilon_s}{\epsilon_{sS} - \epsilon_{bZ}} \quad (3.10)$$

Für die Ermittlung von M/k -Linien wird im Rahmen dieser Arbeit als mittlere Zugfestigkeit 50% des Mittelwertes nach Rüsç zugrunde gelegt (vgl. Abschn. 2.5).

Abb. 3.3 zeigt qualitativ den Verlauf von M/k -Linien bei zweilagiger Ringbewehrung und Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen in Abhängigkeit von der Größe der wirkenden Normalkraft.

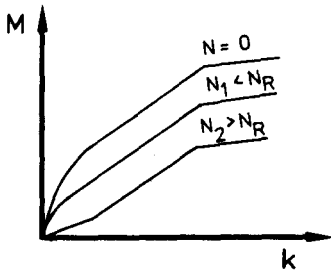


Abb. 3.3:
 M/k -Linien in Abhängigkeit von der Normalkraft N_i

Die bei vorgegebenen Krümmungen jeweils aufnehmbaren Momente eines durch eine Normalkraft beanspruchten Querschnittes werden sinnvoller Weise bezogen auf die Wirkungsebene dieser Kraft angegeben. Wie in Abschnitt 2.3 gezeigt wurde, ist die Lage der Normalkraft in Ringrichtung zylindrischer Wände mit unsymmetrischer Bewehrung Veränderungen unterworfen: Im Zustand I wirkt die Ringzugkraft in der ideellen Schwerachse und mit der Entstehung von Rissen verlagert sie sich in Richtung der Schwerachse der Bewehrungsflächen. Unabhängig von der Lage der Ringzugkraft bleibt die Kreisform der Zelle im wesentlichen erhalten, wenn man von einer geringen girlandenförmigen Abweichung infolge unterschiedlicher Verhältnisse in Rissen und in Bereichen zwischen den Rissen einmal absieht.

Die Ringzugkraft wird in der ideellen Schwerachse des wirkenden Querschnittes für $k = 0$ angenommen, welcher wegen des Zusammenhangs zwischen Stahldehnung und Zugfestigkeit nach Gl. 3.10 von der Größe der Ringzugkraft maßgebend beeinflusst wird. Diese Vorgabe ist wirklichkeitsnah, denn bei geringer

Größe und entsprechend hoher Mitwirkung des Betons liegt die Ringzugkraft nahe der ideellen Schwerachse im Zustand I und mit zunehmendem Betrag sowie entsprechender Abnahme der Zugfestigkeit infolge Nachgebens des Verbundes nähert sie sich der Schwerachse der Bewehrung. Für den Fall, daß zwischen Stahl und Beton von Anfang an kein Verbund besteht, wirkt die Ringzugkraft - unabhängig von ihrer Größe - in der Schwerlinie der Bewehrung.

Falls neben dem Zwangmoment ein Lastmoment M_P vorkommt, kann $M_{\Delta T}^{II}$ aus der M/k -Linie abgeleitet werden, indem das Gesamtmoment ΣM gesucht wird, dessen Verbindungsgerade mit dem Koordinatennullpunkt der Gleichung

$$M = \frac{\Sigma M - M_P}{k_{\Delta T}} \cdot k \quad (3.11)$$

gehört (Abb. 3.4). Dann gilt

$$M_{\Delta T}^{II} = \Sigma M - M_P \quad (3.12)$$

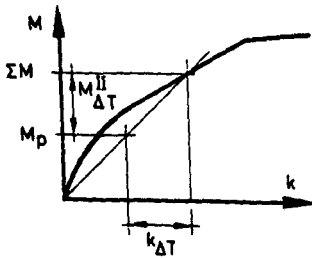


Abb. 3.4:
Zwangmoment bei $M_P \neq 0$

Eine Abschätzung der Zwangbeanspruchung in Ringrichtung zylindrischer Zellenwände bei unvollständig abgeschlossenem Ribbild kann in folgender Weise geschehen:

Der bei abgeschlossenem Rißbild rechnerisch zu erwartende Rißabstand (Abschnitt 2.7) kennzeichnet näherungsweise auch die bei nicht abgeschlossenem Rißbild an jedem Riß ansetzbare Länge im Zustand II. Somit läßt sich für jedes Rißbild angeben, welche Teillängen im Zustand I und welche im Zustand II sind. Unterstellt man einen annähernd gleichmäßigen Rißabstand auch bei nicht abgeschlossenem Rißbild, so gilt am gleichwertigen Ersatzsystem für den geschlossenen Kreisring, dem beidseitig eingespannten Balken, nach dem Kraftgrößenverfahren (Abb. 3.5)

$$M_{\Delta T} = - \frac{\delta_{1T}}{\delta_{11}} \quad (3.13)$$

Die Auflagerverdrehung infolge $k_{\Delta T}$ am statisch bestimmten Hauptsystem beträgt nach der Arbeitsgleichung

$$\delta_{1T} = \int_0^l M_1 k_{\Delta T} dx = k_{\Delta T} \cdot l \quad (3.14)$$

und infolge eines konstanten Momentes $M_1 = 1$

$$\delta_{11} = \frac{1}{E_b I_{bi}} \int_0^l M_1^2 \cdot \frac{E_b I_{bi}}{EI} \cdot dx = \frac{1}{E_b I_{bi}} \cdot (\Sigma \Delta l_i^I + \Sigma \Delta l_i^{II} \cdot \frac{E_b I_{bi}}{EI}) \quad (3.15)$$

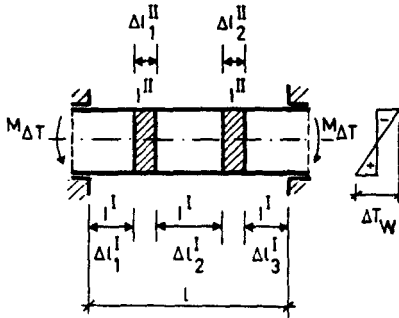
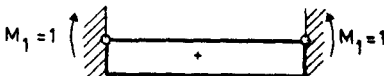


Abb. 3.5:

Annahmen zur Abschätzung des Zwangmomentes bei nicht abgeschlossenem Rißbild



Damit erhält man aus Gl. 3.13

$$M_{\Delta T} = \frac{M_{\Delta T}^I}{\frac{\Sigma \Delta \ell_i^I}{l} + \frac{\Sigma \Delta \ell_i^{II} \cdot E_b^I b_i}{l \cdot (EI)^{II}}} \quad (3.16)$$

Die Größe $(EI)^{II}$ läßt sich für die jeweilige Krümmung aus der M/k-Linie ableiten. Es gilt

$$(EI)^{II} = \frac{M_{\Delta T}^{II}}{M_{\Delta T}^I} \cdot E_b^I b_i \quad (3.17)$$

Beträgt die Steifigkeit $(EI)^{II}$ z. B. 35 % des Ausgangswertes, so ergibt sich aus Gl. 3.16 für das zu 50 % abgeschlossene Rißbild $M_{\Delta T} = M_{\Delta T}^I / 2$.

3.4 Auswirkung von Änderungen der Wandtemperatur auf Rißabstand und -breite in zylindrischen Zellenwänden

Schüttgutbedingte Wanderwärmungen, bei denen die entsprechenden Faserdehnungen unbehindert erfolgen können, bleiben naturgemäß ohne Einfluß auf Rißabstand und Rißbreite; Beton und Stahl besitzen annähernd denselben Temperaturausdehnungskoeffizienten $\alpha_T = 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$, so daß sich aus der Temperaturdehnung auch kein Eigenspannungszustand ergibt.

Zwangbeanspruchungen infolge behinderter Temperaturkrümmung wirken sich dagegen selbstverständlich auf Rißabstand und -breite aus:

Der Rißabstand wird nach Gl. 2.33 von der Form des Spannungsdiagramms beeinflusst. Bei Beanspruchung durch eine Ringzugkraft aus Schüttgutdruck und ein Temperaturzwangmoment, das sich mit zunehmender Rißbildung vermindert, reduziert sich entsprechend auch die Krümmung des Spannungsdiagramms, d.h. mit zunehmender Rißanzahl infolge ansteigender Zugkraft wird der Abstand zwischen den Rissen größer.

Verhältnismäßig sichere Angaben sind demzufolge nur im Hinblick auf den Abstand der zuerst entstehenden Risse möglich. Wie Rostásy, Koch und Leonhardt /108/ auch anhand von Versuchen zeigen konnten, ändert sich die Steifigkeit mit den ersten Rissen nur unwesentlich, so daß für diese Phase mit hinreichender Genauigkeit eine Spannungsverteilung wie beim Erstriß zugrunde gelegt werden kann.

Die Rißbreite wird nach Gl. 2.42 im wesentlichen von der Stahldehnung unter Maximallast ϵ_s^{II} bestimmt; für die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen ist die Stahlspannung bei der Rißbildung ϵ_{sR}^{II} von Einfluß.

Die dem Temperaturgefälle entsprechende Krümmung $k_{\Delta T}$ wird durch das Zwangmoment auch im Zustand II an den Rissen voll kompensiert. Es verbleibt dort eine gleichmäßige Dehnung, während sich der Beton zwischen den Rissen in Abhängigkeit von der Verbundfestigkeit verkürzen kann (Abb. 3.6). Somit wird insgesamt die gleiche Rißbreite meßbar, die der Stahlspannung aus dem Zwangmoment entspricht, d.h. zwischen Lastschnittgrößen und steifigkeitsabhängig bestimmten Zwangschnittgrößen besteht im Hinblick auf ihre Auswirkungen auf Rißbreite und Stahlspannungen σ_s^{II} kein prinzipieller Unterschied.

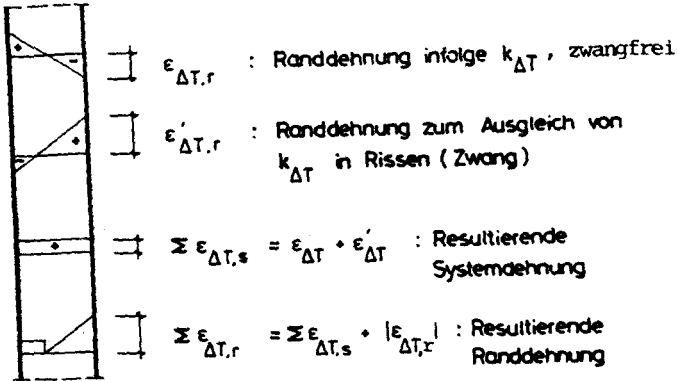


Abb. 3.6: Randdehnung infolge $k_{\Delta T}$ in Rissen

Für die Berechnung von σ_{SR}^{II} bei den ersten Rissen ist anlehnd an /108/ ein Abbau von Zwang zu vernachlässigen.

Der Einfluß der Form des Spannungsdiagramms sowie der Stahlspannung σ_{SR}^{II} auf Rißabstand und Rißbreite macht es notwendig, die Beanspruchungsgeschichte zwischen unbelastetem Zustand und Maximalbelastung bei Silowänden zu berücksichtigen:

Bei heiß eingefüllten Schüttgütern ergibt sich zunächst eine Erhöhung der Wandtemperatur bzw. die entsprechende Zwangbeanspruchung, bevor bei vollem Füllstand und anschließendem Entleeren die maximalen Lastschnittgrößen wirken; Rißbildung wird somit i. a. auf eine Überlagerung von Zwang- und Lastschnittgrößen zurückgehen (Abb. 3.7-a). Da die im einzelnen auslösende Beanspruchung nicht genau angegeben werden kann, bietet sich die Untersuchung der Grenz-

fälle, d. h. Rißbildung infolge reiner Zug- und reiner Biegebeanspruchung an.

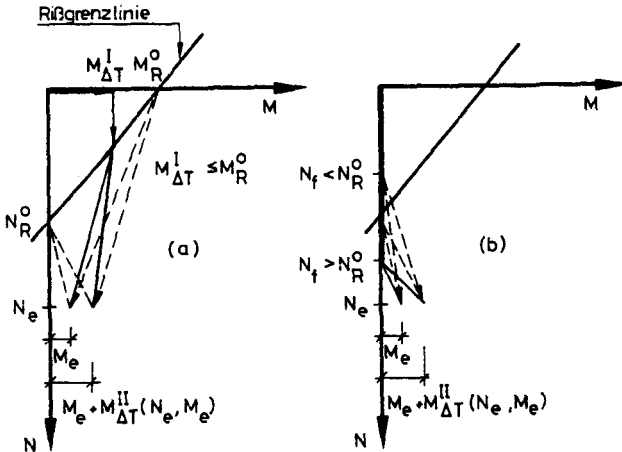


Abb. 3.7: Belastungsgeschichten

Bei biochemisch bedingter Wanderwärmung sind die Verhältnisse etwas anders gelagert. Dort ist zunächst von Füll-
druck oder auch Entleerungsdruck auszugehen; Schüttgut und
Wand erwärmen sich erst bei anhaltender Lagerung. Die ent-
sprechende Belastungsgeschichte und Grenzfälle zeigt Abb. 3.7-b.

Infolge des mit wachsender Rißanzahl zunehmenden Zwangabbaus
kann bei abgeschlossenem Rißbild u. U. eine geringere resul-
tierende Stahldehnung im Riß vorliegen als unmittelbar nach
der Rißentstehung. Für diesen Fall wird die untere Grenze von
 ϵ_{sm} in Gl. 2.42 maßgebend, weil die Mitwirkung des Betons
zwischen den Rissen nicht unbegrenzt anwachsen kann.

4 AUSWERTUNG VON SILOSCHÄDEN

4.1 Allgemeines

Zu jedem der behandelten Schadensfälle werden nach einer kurzen Beschreibung der Bauwerkskonstruktion zunächst die Kenntnisse über den Schadenshergang dargelegt, wobei dem Füllgrad der Zelle und dem Betriebszustand beim Schadenseintritt sowie einer möglicherweise vorhandenen Temperaturdifferenz zwischen Schüttgut und Außenluft eine besondere Bedeutung zukommt. Hieran anschließend wird das Schadensausmaß beschrieben.

Als Schadensursache kommen neben unzureichenden Lastannahmen naturgemäß auch Fehler bei der Berechnung, Konstruktion, Bauausführung oder infolge unplanmäßiger Nutzung in Betracht; eine Zusammenstellung enthält Tab. 4.1. Im Rahmen dieser Arbeit werden die Schadensfälle jedoch insbesondere mit der Zielsetzung behandelt, an ihnen die Wirklichkeitsnähe in Silovorschriften oder -empfehlungen niedergelegter Lastannahmen zu ergründen. Deshalb wird vornehmlich versucht, den jeweils vorhandenen Ausführungszustand, d.h. Beton- und Stahlfestigkeit sowie Bewehrungsanordnung im Bereich des aufgetretenen Schadens festzustellen, um daraus Grenzlinien $N = f(M)$ für die aufnehmbaren Schnittgrößen im Rißzustand und im Versagenszustand abzuleiten. Die notwendigen Grundlagen wurden in Abschnitt 2 erörtert.

Die Grenzlinien für Erstrißbildung, abgeschlossenes Rißbild und Versagenszustand gliedern das M/N-Diagramm in mehrere Bereiche. Anhand des Schadensbildes ist zu erkennen, in welchem Bereich die auslösende Schnittgrößenkombination gelegen haben muß. Durch Gegenüberstellung mit den Schnittgrößen, welche sich aus Schüttgutdrücken nach unterschiedlichen - im Anhang (Teil C) erörterten - Lastannahmen unter Berücksichtigung

Lastannahmen	Statik	Konstruktion	Bauausführung	Sonstiges
<ol style="list-style-type: none"> 1. Unzutreffender Druckansatz 2. fehlerhafte Schüttgutkennwerte 3. Vernachlässigung drucksteigernder Einflüsse aus <ul style="list-style-type: none"> - Entleerung - Auslaufexzentrizitäten - Einbauteilen - pneumatischen Entleerungshilfen - Homogenisierung - schnelles Füllen - Brückenbildung - Brückeneinsturz - biolog. Reaktion organ. Schüttgüter 4. Vernachlässigung des Lastfalles Temperatur 	<ol style="list-style-type: none"> 1. Unzutreffende Systemannahmen 2. Rechenfehler etc. 3. Vernachlässigung von Einbauteilen u. Exzentrizitäten im Hinblick auf <ul style="list-style-type: none"> - Druckumlagerung - Änderung des stat. Systems und - Entstehung von Biegespannungen 4. Vernachlässigung von Temperaturzwang 5. Verwendung hochfester Schläffstahlarmerung (breite Risse) 	<ol style="list-style-type: none"> 1. Unzureichende Wandstärke 2. Unzureichende Mindestbewehrung zur Sicherstellung geringer Rißbreiten 3. fehlerhafte Bewehrungsführung 4. fehlerhafte Detailausbildung 5. Wahl großer Stabdurchmesser mit großem Abstand 6. Unzureichende Stoßlängen und Nichtversatz der Bewehrungsstöße 7. Mißverständliche Pläne 	<ol style="list-style-type: none"> 1. Ungeeignete Betonkonsistenz, fehlende Nachbehandlung (zu geringe Druck-, Zug-, Biegezug- u. Verbundfestigkeit) 2. Mangelnde Sorgfalt, z.B. erkennbar an <ul style="list-style-type: none"> - großen Maßabweichungen - unterschiedl. Betondeckung - Verlegeungenauigkeit der Bewehrung - mangelhafter Betonverdichtung (Lunker) - unverpreßten und beschädigten Spannstahlhüllrohren - nicht oder ungenügend vorgespannten Spanngliedern 3. Arbeitsunterbrechungen und unzureichende Vorbehandlung von Arbeitsfugen 	<ol style="list-style-type: none"> 1. Lagerung urspr. nicht vorges. Güter 2. Nachträgl. Einbau von Entleerungshilfen 3. Nachträgliche Wandbeschichtung (Verminderung der Wandreibung) 4. Versagen der Gründung

Tabelle 4.1: Mögliche Ursachen für Siloschäden

von Temperaturzwang ergeben sowie durch Vergleich des vorhandenen mit dem danach zu erwartenden Rißbild oder Schadensausmaß werden Schlußfolgerungen im Hinblick auf die Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen möglich.

Es werden Schadensfälle an Zellen betrachtet, die sich in der Konstruktion des Auslaufes aber auch im Verhältnis Höhe zu Durchmesser zum Teil erheblich unterscheiden. Die Bearbeitung erfolgt entsprechend dem nach Art des Schüttgutabzuges erwarteten zunehmenden Ausmaß von Druckungleichmäßigkeiten am Zellenumfang in folgender Reihenfolge:

- Zentralsymmetrischer Trichterauslauf, zylindrische Zelle,
- zentralsymmetrischer Trichterauslauf, prismatische Zelle,
- achsensymmetrischer Flachbodenauslauf, zylindrische Zelle,
- achsensymmetrischer Trichterauslauf, zylindrische Zelle (vorgespannt),
- achsensymmetrischer Flachbodenauslauf mit Förderorganen, zylindrische Zelle,
- achsensymmetrischer Trichterauslauf mit Förderorganen und kleinem Einbauteil für Seitenentleerung, zylindrische Zelle,
- pneumatische Entleerung über zentrale Mischkammer in exzentrischen Entleerungstunnel, zylindrische Zelle,
- achsensymmetrischer Trichterauslauf und großer Entlastungsbalken, zylindrische Zelle (vorgespannt).

In den meisten Silovorschriften wird ausdrücklich darauf verwiesen, daß ihre Anwendung auf Zellen mit großen Ein-

bauteilen nicht erlaubt ist. Im Rahmen dieser Arbeit werden sie dennoch - entsprechend den Gepflogenheiten in der Praxis - auch in solchen unzulässigen Fällen herangezogen, weil angestrebt wird, erweiternde Modifizierungen aufzuzeigen, die ihre zukünftige Anwendung auch für Zellen mit großen Einbauteilen ermöglichen.

4.2 Zementklinkersilo mit zentralsymmetrischem Trichter- auslauf

4.2.1 Angaben zum Bauwerk

Es handelt sich um insgesamt vier zylindrische Einzelzellen, in deren unterem Bereich jeweils ein kegelstumpfförmiger Trichter integriert ist, welcher - auf einem Versprung der Zylinderwandung auflagernd - zentrisches Entleeren sicherstellt.

Abb. 4.2.1 zeigt eine der aus Stahlbeton bestehenden Zellen mit ihren wesentlichen Abmessungen und Einzelheiten. Der lichte Durchmesser d beträgt in dem für die Lagerung nutzbaren zylindrischen Bereich 9 m bei einer Wandstärke von 20 cm; die Höhe des Lagerraumes umfaßt einschließlich des Auslauftrichters 27 m, wobei letzterer 5,55 m hoch und mit einer 3 cm dicken Schicht aus Schmelzbasalt gegen Verschleißeinwirkungen beschichtet ist. Die Zelle steht auf einem tief gegründeten Fundamentring.

Alle vier Silos wurden 1962 erbaut und 1963 in Betrieb genommen. Sie wurden für die Lagerung von Zementklinker und Gips projektiert, bisher jedoch ausschließlich für Zementklinker genutzt.

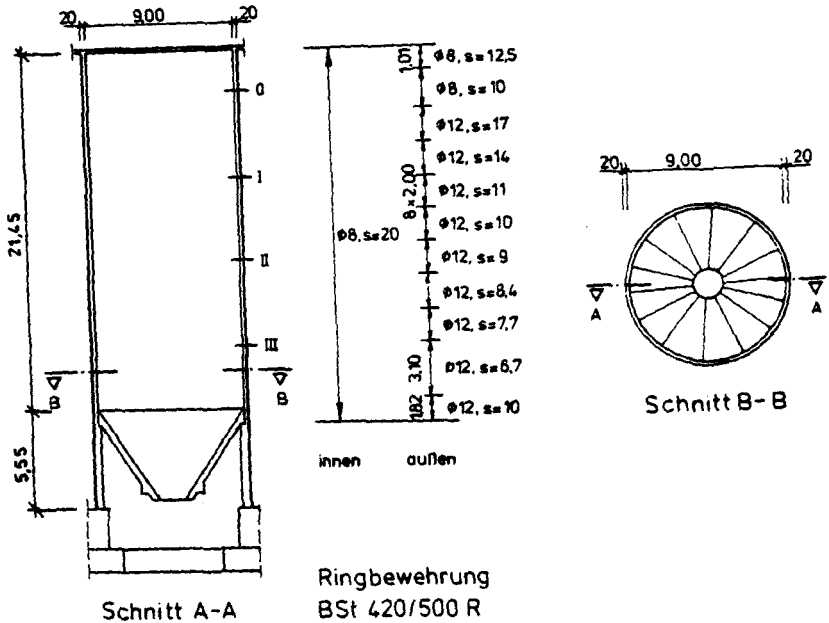


Abb. 4.2.1: Schnitte und planm. Ringbewehrung

4.2.2 Hergang und Ausmaß des Schadens

Im Frühjahr 1970 wurden an den Silos aufgetretene Mängel und Schäden näher untersucht, deren Entstehungszeitraum nur z.T. ergründbar war.

Im Rahmen der exemplarisch an einer Zelle durchgeführten Beweissicherung wurden zunächst vertikale Furchen auf der Innenfläche der Silowand erkannt. Sie wiesen einen regelmäßigen Abstand von etwa 2,0 m, eine Breite von 10 cm sowie eine Tiefe von 3 bis 4 cm auf und konnten auf oberhalb des Wandversprunges in die Innenhaut der Gleitschalung eingelegte Paßbretter zurückgeführt werden. Auf nahezu gesamter Silohöhe war ferner eine starke Oberflächenabnutzung durch den harten Zementklinker erkenn-

bar; z.T. war die Ringbewehrung freigelegt worden. Schließlich fiel an der Innenseite der Silowand eine starke Vertikalrißbildung auf:

Die Risse verliefen oberhalb des Trichters zunächst in einem Abstand von 2,0 m etwa in der Mitte der vorerwähnten Furchen. Weiter nach oben verdoppelte sich ihre Anzahl und der Rißabstand betrug entsprechend nur noch etwa 1,0 m. Ungefähr in der Mitte der Höhe des zylindrischen Lagerraumes lag der Rißabstand zwischen 20 und 50 cm. Die Rißbreiten betragen im entleerten Zustand maximal 0,5 mm. Vereinzelt wurden auch horizontal verlaufende Risse festgestellt.

Außen auf der Zellenwand waren ebenfalls Vertikalrisse zu vermerken; im Vergleich zur Innenseite wurde der Schädigungsgrad nach Augenschein aber als gering beurteilt. Die Rißbreiten waren somit offenbar $\leq 0,2$ mm.

4.2.3 Bauausführung, Baugenaugigkeit und Werkstoffe

Die Herstellung der Zylinderschalen erfolgte in Gleitbauweise; die Abzugstrichter wurden nachträglich in ortsfester Schalung betoniert.

Planmäßig war für beide Konstruktionsteile eine Betongüte B300, d.h. B25 nach DIN 1045 (12.78), vorgesehen. Zwei aus der Zylinderwand eines Silos etwa 11 m über OK Fundament entnommene Bohrkerne zeigten Druckfestigkeiten von 22,2 bzw. 32,5 N/mm². Die realisierte Betonfestigkeit unterliegt somit Streuungen und der planmäßige Mindestwert ist trotz 7-jähriger Nacherhärtung nicht überall erreicht worden.

Die Karbonatisierungstiefe auf der Außenseite der Silowandung wurde mittels Phenolphthalein-Test zu 8 - 10 mm

ermittelt, was für eine befriedigende Qualität des eher mörtelreich und porös erscheinenden Betons spricht.

Die Übereinstimmung der Bauwerksabmessungen mit den Planvorgaben ist nicht überprüft worden. Unbekannt ist auch, ob die eingebaute Bewehrung hinsichtlich Betondeckung, Durchmesser und Abstand mit den Vorgaben des Bewehrungsplans übereinstimmt. Danach müßte der überwiegende Anteil der Ringbewehrung in der äußeren Lage angeordnet sein (vgl. Abb. 4.2.1).

Die im Bewehrungsplan vorgegebenen Mindestwerte für die Stoßlängen der Ringbewehrung genügen den Anforderungen in DIN 1045 (12.78) für den ungünstigen Verbundbereich II und lassen somit keine verminderte Tragfähigkeit erwarten.

4.2.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit

4.2.4.1 Allgemeines

Wegen der überwiegenden Vertikalrißbildung innen wie außen auf der Silowand werden ausschließlich Beanspruchung und Tragfähigkeit in Ringrichtung untersucht. Die genauere Analyse beschränkt sich auf vier kennzeichnende Schnitte, die etwa in den Viertelpunkten der an der Oberfläche eingeebneten Schüttgutsäule liegen (Abb. 4.2.2).

4.2.4.2 Schüttgutdruck

Nach DIN 1055, Bl. 1 (3.63), ist für Zementklinker wie für Zement $\gamma = 17 \text{ kN/m}^3$ und $\varphi = 20^\circ$ anzunehmen. Pieper, Martens, Kroll und Wagner / 98 / weisen darauf hin, daß diese Werte für Zementklinker zu ungünstig sind; sie geben $\gamma = 15 \text{ kN/m}^3$ sowie $\varphi = 36^\circ$ für Zementklinker an, und zwar unabhängig davon, ob es sich um Lepol- oder Schwebegasklinker handelt.

In DIN 1055, Bl. 1 (7.78), wurde $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$ und $\varphi = 36^\circ$ aufgenommen, d.h. nur der innere Reibungswinkel wurde verändert, während die Wichte gegenüber der früheren Fassung sogar angehoben statt vermindert wurde.

Bei der Fülldruckberechnung nach / 98 / sind für Klinker beider o.g. Herstellungsverfahren identische Werte für λ_f und nur geringfügig unterschiedliche Werte μ_f heranzuziehen. Beim Entleeren wird dagegen ein deutlicher Einfluß der Klinkerart erkennbar, d.h. die Werte λ_e und μ_e sind je nach Herstellungsverfahren unterschiedlich. Bei Schwebegasklinker ist ein sog. "Schlagen" zu vermerken, welches die Einführung eines zusätzlichen Stoßfaktors 1,2 - 1,4 notwendig macht. Die Ursache des Schlagens wird im Einsturz sich immer wieder neu bildender Gewölbe gesehen.

In die hier in Frage stehenden Klinkersilos wurde stets im Schwebegas-Wärmetauscher hergestellter Klinker eingelagert; das entsprechende Schlagen ist beim Schüttgutabzug stets deutlich zu vernehmen. Die Kennwerte nach / 98 / sind $\mu_f = 0,53$ und $\mu_e = 0,40$ sowie $\lambda_f = 0,45$ und $\lambda_e = 0,75$.

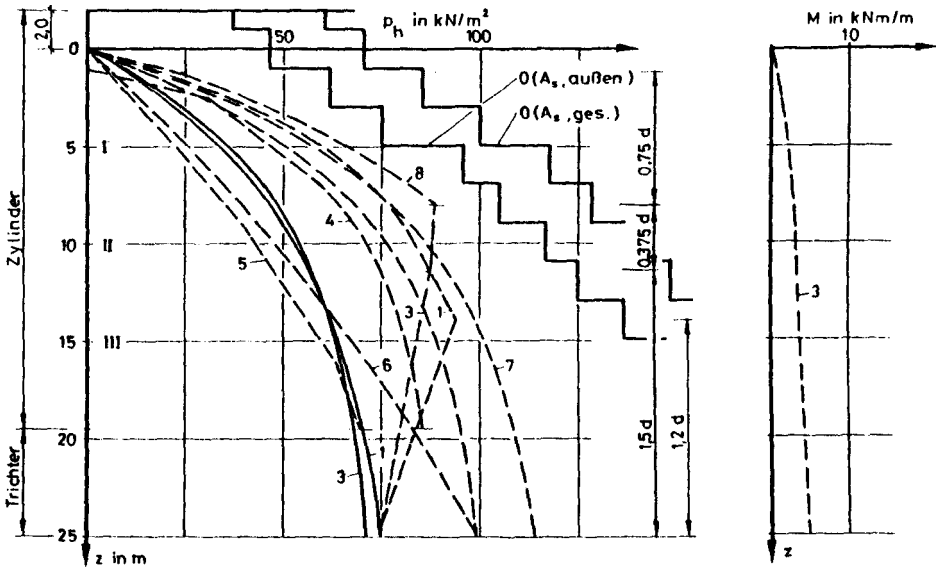
Die Untersuchungen von Pieper et al. erfolgten an einem prismatischen Modellsilo, wobei mittlere Drücke über die Wandlänge gemessen wurden. Wie Ergänzungsversuche von Wagner /117/ am selben, entsprechend umgebauten Modellsilo zeigten, sind die Drücke am Wandumfang jedoch keineswegs konstant, sondern können um 20 - 30% über dem Mittelwert liegen. Dies hängt sicher mit dem andersartigen Bewegungszustand des Schüttgutes im Bereich von Wandecken zusammen und kommt dementsprechend bei den hier in Frage stehenden zylindrischen Zellen nicht vor. Für eine Druckermittlung in Anlehnung an Pieper et al. erscheint es insofern zur Sicherheit geboten, bei zylindrischen Zellen einen Vergrößerungsfaktor 1,4 heranzuziehen, um neben dem Schlagen hiermit dem höheren Druck auf zylindrische Wände im Vergleich zum mittleren Druck auf prismatische Wände gleichzeitig Rechnung zu tragen.

Der Bauwerksstatik liegt ein Lastansatz nach Beyer / 6 / zugrunde, welcher dem von Janssen und Koenen (vgl. Anhang, Teil B) entspricht. γ wurde zu $16,5 \text{ kN/m}^3$ angenommen und mit $\varphi = 30^\circ$ der Horizontaldruckbeiwert $\lambda_a = 0,33$ bestimmt; der Wandreibungsbeiwert wurde mit $\delta = \varphi/3$ zu $\mu = 0,65$ errechnet. In Abb. 4.2.2 ist die Drucklinie nach der Bauwerksstatik jenen gegenübergestellt, die sich nach einigen, im Anhang (Teil C) dieser Arbeit im einzelnen dargelegten Silovorschriften sowie nach / 98 / ergeben. Bei der Ermittlung der Drucklinien wurde planmäßig zentrisches Füllen und Entleeren vorausgesetzt. Da bei der vorliegenden Silogeometrie mit Kolbenfluß gerechnet werden muß, ist die Ausbildung von Druckspitzen infolge Switch in Betracht zu ziehen. Die nach Wagner /117/ (vgl. Anhang, S. 56) hieraus zu erwartende Drucksteigerung gegenüber zentrischem Entleeren nach DIN 1055 ist in Abb. 4.2.2 mit angegeben.

Die Gegenüberstellung der Drucklinien zeigt, daß in der Bauwerksstatik insbesondere für den mittleren Bereich der Silos deutlich geringere Horizontaldrücke zugrundegelegt wurden als nach DIN 1055, nach dem Normentwurf oder auch nach den Franz. Richtlinien bei zentrischem Entleeren zu erwarten sind. Dagegen ist der Horizontaldruck nach dem ACI Standard sogar noch kleiner als die Annahme der Bauwerksstatik, wobei allerdings zu berücksichtigen ist, daß der Lastansatz im ACI Standard den Einfluß von Switch voraussetzungsgemäß nicht abdeckt.

Der Normentwurf liefert im Vergleich zur gültigen Norm DIN 1055 im oberen Bereich etwas kleinere und im unteren Bereich höhere Drücke. Letzteres insbesondere deshalb, weil die lineare Abminderung in einem Bereich der Höhe $1,2 d$ über dem Auslauf auf den Fülldruck zukünftig nur bei Klinkersilos mit flachem Boden zulässig ist.

Beide vorerwähnten Lastannahmen stimmen mit jener der Franz. Richtlinien sowie mit der Drucklinie nach / 98 / trotz zum Teil sehr unterschiedlicher Kennwerte vergleichsweise gut überein.



- Bezeichnungen:
- 0 : $p_{hu} = \text{const.}$ ($\sigma_s = \beta_S$)
 - 1 : DIN 1055, Bl. 6
 - 2 : Erg. Bestimmungen zu DIN 1055, Bl. 6
 - 3 : Normentwurf, 11. Fassung
 - 4 : Franz. Richtlinien
 - 5 : ACI Standard 313/77
 - 6 : Bauwerksstatik
 - 7 : Pieper et al. / 98 /
 - 8 : Wagner /117/
 - : zentrisches Entleeren (e)
 - : zentrisches Füllen (f)

Abb. 4.2.2: Lastannahmen

Da die mit einem Faktor 1,4 ermittelte Drucklinie nach / 98 / auf Meßergebnissen an einem sehr schlanken Silo basiert, sollte sie auch Druckspitzen aus Switch beinhalten. Ihre gute Übereinstimmung mit der Drucklinie nach DIN 1055 im oberen und mittleren Zellenbereich läßt entsprechend für zentrisch entleerte Silos erkennen, daß der Lastansatz der Norm offenbar auch dem Einfluß von Switch und Schlägen im vorliegenden Fall weitgehend gerecht wird.

In Abb. 4.2.2 sind zum Vergleich auch die Drucklinien angegeben, die die planmäßige äußere Bewehrungslage und die Gesamtbewehrung bei gleichmäßiger Auslastung bis zur Streckgrenze aufzunehmen vermögen. Es ist unmittelbar zu erkennen, daß die Gesamtbewehrung allen in Frage stehenden Drucklinien standhalten kann, ohne daß ein Versagen zu befürchten ist. Selbst bei Ausfall der inneren Ringbewehrungslage ist der Sicherheitsabstand gegenüber dem Druckansatz nach / 98 / immer noch $\geq 1,25$. Offenbar wurde die gesamte nach der statischen Berechnung erforderliche Bewehrung in der äußeren Lage konzentriert und die innere Lage konstruktiv gewählt.

In Tab. 4.2.1 sind die Ringzugkräfte bei rotations-symmetrischer Wirkung der Drucklinien in Abb. 7.2.2. für die Schnitte I - III einschließlich der Versagens-sicherheit angegeben. Das α -Verfahren nach Normentwurf liefert für zentrisches Entleeren mit $\alpha = 0,21$ ein Zusatzmoment $M \sim 0,05 p_{he}$.

4.2.4.3 Temperatur

In Anlehnung an die Angaben von Pieper et. al. / 98 / wird der Berechnung eine Klinkertemperatur $T_S \leq 100$ °C zugrundegelegt. Bei einer Außenlufttemperatur $T_L \sim -10$ °C ergibt sich in der Silowand nach Gl. 3.2 ein Temperaturgefälle $\Delta T_W \approx 40$ K und nach Gl. 3.3 eine behinderte Wandkrümmung $k_{\Delta T} \approx 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ m}^{-1}$.

Verbliebe die Wand im ungerissenen Zustand I, so ergäbe sich bei der Steifigkeit $E_{bI} \approx 21,75 \text{ MNm}^2/\text{m}$ ein Zwangsmoment $M_{\Delta T}^I = 55 \text{ kNm/m}$. Durch Rißbildung vermindert sich jedoch die Steifigkeit und entsprechend ergibt sich ein kleineres Zwangsmoment.

Abb. 4.2.3 zeigt die M/k -Linien für die Schnitte I und II bei verschiedenen Normalkräften, und zwar jeweils mit Einfluß der Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Aus den in Abschnitt 3.3 erläuterten Gründen kann für $N \neq 0$ bei unsymmetrischer Bewehrung die Betonmitwirkung nur vergleichsweise grob erfaßt werden.

Erwartungsgemäß erweisen sich Schnitte mit hohen Ringzugkräften vergleichsweise weicher und ziehen somit entsprechend geringere Zwangsschnittgrößen nach sich als solche mit geringen Normalkräften.

Für $N = 0$ bedingt $k_{\Delta T}$ in Schnitt I bei Berücksichtigung des Betons zwischen den Rissen ein Zwangsmoment von 21 kNm/m , d.h. von etwa 40% von $M_{\Delta T}^I$. Die Zwangsmomente infolge $k_{\Delta T}$ bei Schnittgrößen nach Silovorschriften sind in Tab. 4.2.1 mit angegeben.

4.2.4.4 Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung

Für die Ermittlung der Tragfähigkeitsgrenzlinien wird näherungsweise unterstellt, daß die Bewehrung planentsprechend eingebaut ist und die Betongüte annähernd dem Sollwert B25 entspricht.

Der Einfluß der Bewehrung auf die ideellen Querschnittswerte und damit auf den Verlauf der Rißgrenzlinien ist bei den vorliegenden Bewehrungsgraden gering. Es wird deshalb für Biegezug an der Innenseite und an der Außenseite jeweils von einheitlichen Rißgrenzlinien auf ganzer

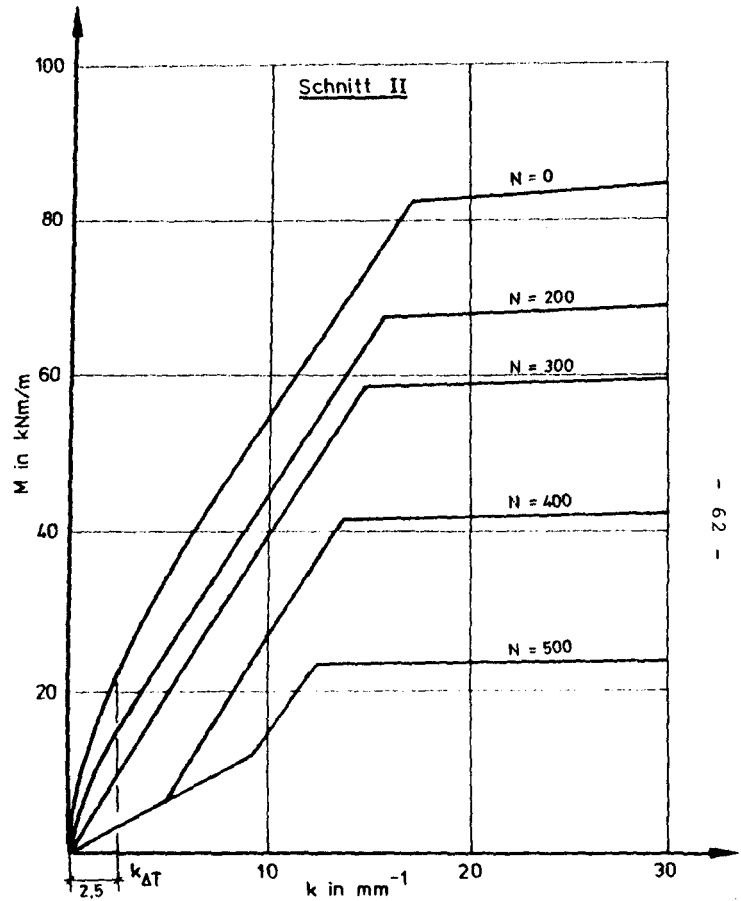
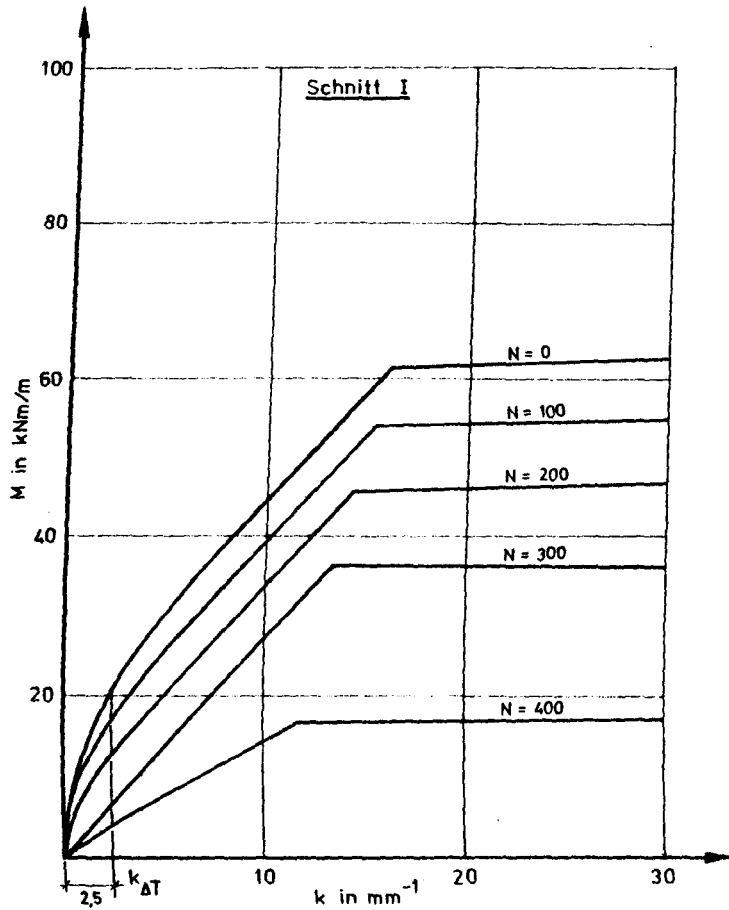


Abb. 4.2.3: M/k-Linien

Wandhöhe ausgegangen; der Berechnung liegt die Bewehrung in Schnitt II zugrunde.

Abb. 4.2.4 zeigt die Grenzklinien $N = f(M)$ bei Biegezug auf der Außenseite der Silowand für den Versagenszustand nach DIN 1045 sowie für beginnende und abgeschlossene Ribbildung in den Schnitten O, I und II. Entsprechende Angaben für Biegezug an der Innenseite in den Schnitten II und III enthält Abb. 4.2.5.

Durch Gegenüberstellung mit den Schnittgrößen nach Silovorschriften unter Einbeziehung von Temperaturzwang sowie der Belastungsgeschichte werden Aussagen zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen möglich.

4.2.5 Erörterung möglicher Schadensursachen

Nach Abb. 4.2.4 genügt bereits allein Temperaturzwang zur Erklärung von Biegezugrissen auf der Außenseite der Silowand; ein abgeschlossenes Ribbild ergibt sich aber nicht, weil das Zwangsmoment $M_{\Delta T}^{II}$ nur geringfügig größer ist als das maximale Biegemoment der 5%-Ribgrenzlinie.

Ein Fließen der Ringbewehrung infolge Temperaturzwang erscheint ausgeschlossen. Dazu hätte im Bereich mit geringster Bewehrung (Schnitt O) ein Zwangsmoment $M_{\Delta T} \geq 35 \text{ kNm/m} \approx 0,64 M_{\Delta T}^I$ geweckt werden müssen, welches größer ist als das Ribmoment an Stellen mit mittlerer Betonzugfestigkeit nach Rüschi; bei dem zugehörigen mehr als 50% abgeschlossenen Ribbild wäre aber bereits ein größerer Abfall der mittleren Steifigkeit als 36% zu verzeichnen.

Wie bereits in Abschnitt 4.2.4.2 herausgestellt wurde, reicht die planmäßige Bewehrung aus, um den Schüttgutdruck nach allen herangezogenen Berechnungsgrundlagen sicher aufzunehmen. Da die äußere Bewehrungslage bisher offenbar

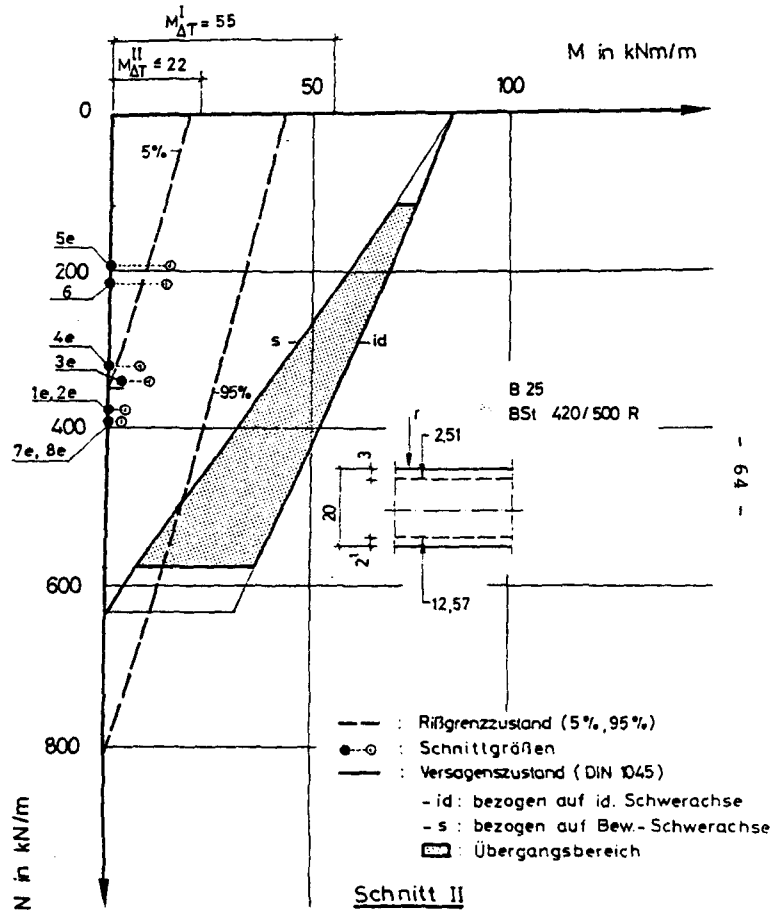
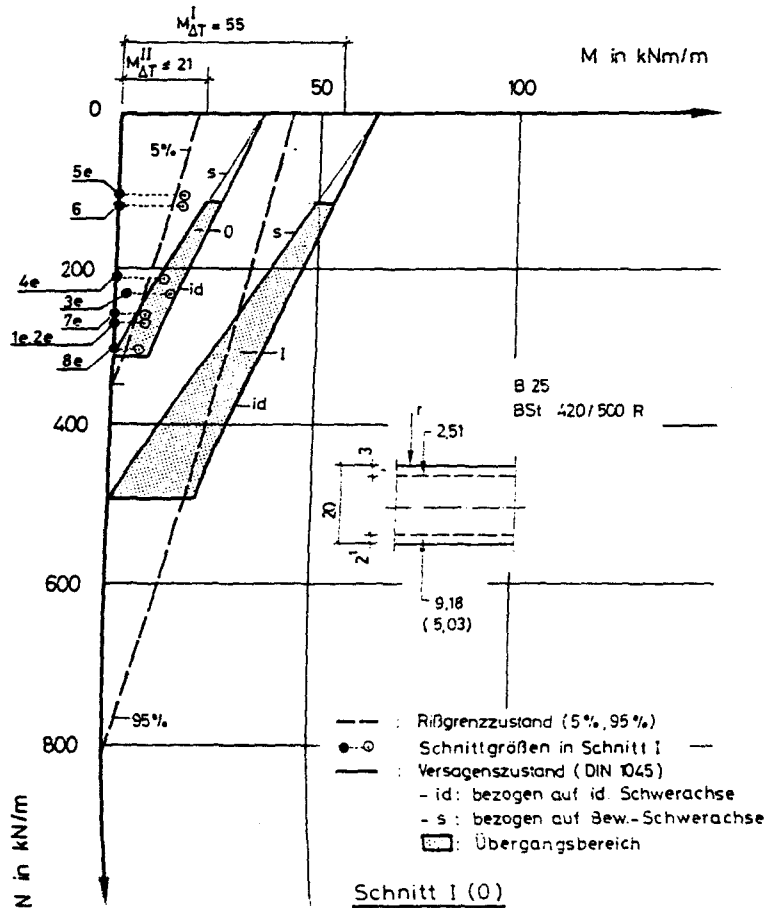


Abb. A 2.4 Tragfähigkeitsgrenzlinien, Biegezug an der Außenseite

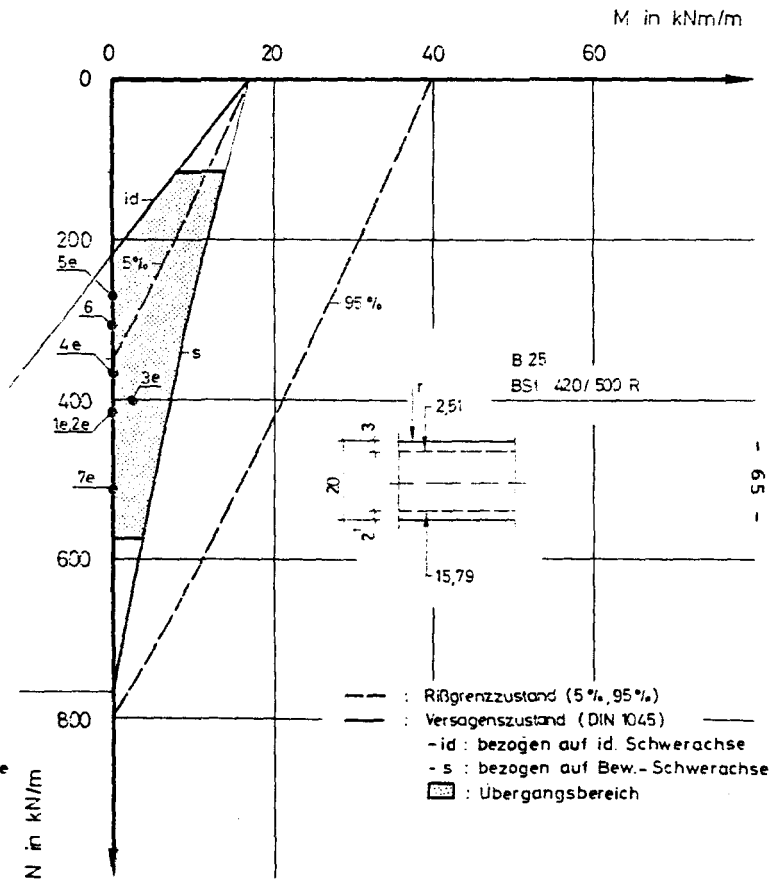
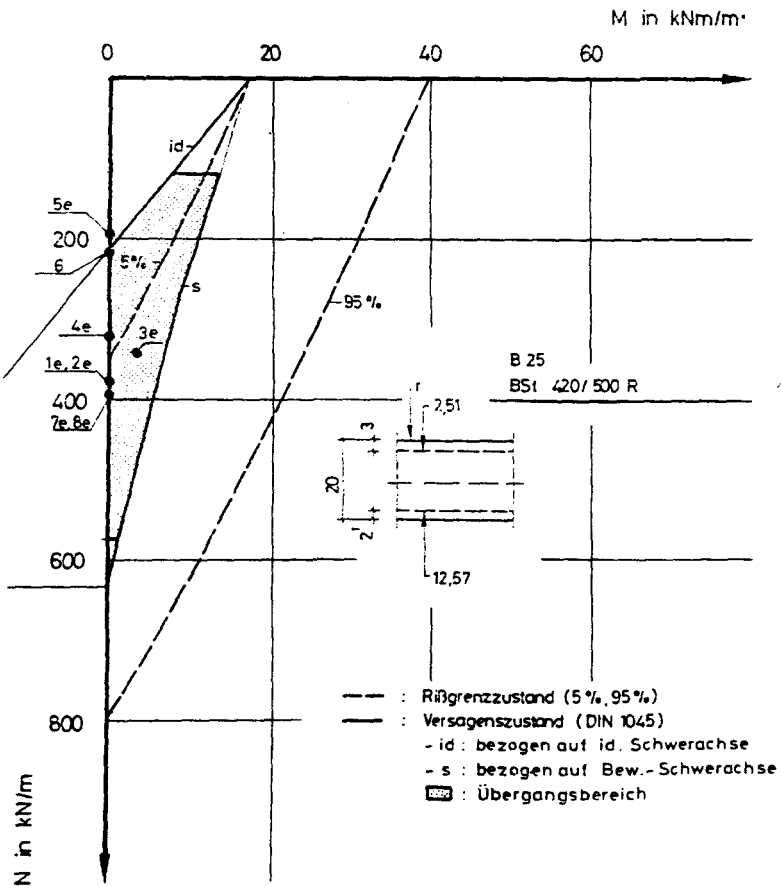


Abb. 4.2.5: Tragfähigkeitsgrenzlinien, Biegezug an der Innenseite
<http://www.digibib.tu-bs.de/?docid=00062796>

nicht bleibend verformt wurde, ist eine genauere Eingrenzung der maximal aufgetretenen Wandbeanspruchung schwierig. Einen Anhalt können die theoretisch-rechnerisch bei Lastannahmen nach Silovorschriften mit und ohne Temperaturzwang zu erwartenden Rißbreiten liefern:

In Tab. 4.2.1 sind die nach CEB bzw. Abschnitt 2.7 bei abgeschlossenem Rißbild zu erwartenden Rißbreiten in den Schnitten I und II infolge $\max k_{\Delta T}$ angegeben. Ein Abbau des Temperaturgefälles bis zur Vollfüllung wurde vernachlässigt, um dem vergleichsweise höheren Zwang infolge des nicht abgeschlossenen Rißbildes Rechnung zu tragen. Da Rißbildung sowohl allein auf Temperaturzwang, aber auch auf die Überlagerung von Zwang- und Lasteinwirkungen sowie auf Lasteinwirkungen allein zurückgehen kann, wurden als Rißbeanspruchungen die Grenzfälle zentrischer Zug und reine Biegung der 5%-Rißgrenzlinie zugrundegelegt, welche gegenüber den entsprechenden Beanspruchungen bei mittlerer Zugfestigkeit vergleichsweise größere Rißbreiten nach sich ziehen.

Bei einem Rißabstand zwischen 12 und 24 cm nach Gl. 2.33 in Schnitt I ergeben sich z.B. infolge Ringzug nach DIN 1055 und Temperaturzwang mittlere Rißbreiten $w_m \leq 0,14$ mm und maximale Rißbreiten $w_{\max} \leq 0,25$ mm; ohne Zwang ist $w_m \leq 0,11$ mm und $w_{\max} \leq 0,19$ mm. In Schnitt II sind die rechnerischen Rißbreiten etwa 10% größer als in Schnitt I. Ohne Berücksichtigung von Zwang sind sie etwa genauso groß wie in Schnitt I mit Zwang.

Das Ergebnis steht mit dem äußeren Erscheinungsbild der Zellen nicht in Widerspruch, d.h. Rißbreiten in der ermittelten Größe könnten außen auf den Silowänden vorhanden sein, ohne besonders bedrohlich zu wirken und ohne daß der Korrosionsschutz unmittelbar in Frage gestellt wird.

Die auf der inneren Wandseite vorhandenen Risse wurden vermutlich in größerer Anzahl durch zunächst außen ent-

standene Biegezugrisse vorgegeben; diese Anrisse setzen sich mit steigender Ringzugkraft und abnehmendem Zwang zum Innenrand fort.

Der Umstand, daß der Rißabstand von 20 - 50 cm in Schnitt II und etwa 1 m in Schnitt III nach unten deutlich abnimmt, läßt erkennen, daß die Zwangbeanspruchung im unteren Silobereich offenbar deutlich geringer ist als im mittleren und oberen Bereich. Gleichzeitig wird hierdurch die Wirklichkeitsnähe von Ringzugkräften nach DIN 1055 bei zentrischem Entleeren angedeutet, weil diese nur geringfügig über der maximalen Reißlast der 5%-Grenzlinie liegen und dementsprechend nur an Stellen mit vergleichsweise geringer Zugfestigkeit, an Querschnittsschwächungen, wie den herstellungsbedingten Furchen, oder aber im Zusammenhang mit zwangbedingten Biegezugspannungen zu Rissen führen.

Die mit maximal 0,5 mm angegebene Breite der Risse im entleerten Zustand ist bei der durch Klinkerabrieb stark beschädigten Oberfläche mit vermutlich abgebrochenen Rißecken sicher nicht frei von Ungenauigkeiten. Bleibende Verformungen der inneren Bewehrungslage können aber wegen ihres vergleichsweise sehr geringen Querschnittes auch nicht ausgeschlossen werden. Nach Abb. 4.2.5 könnten sie z.B. bereits durch geringste Abweichungen des Horizontaldruckes von der Rotations-symmetrie bzw. durch daraus erwachsende Biegebeanspruchungen entstanden sein. Wahrscheinlicher ist aber, daß die plastische Verformung mit der stark unsymmetrischen Bewehrungsverteilung in Zusammenhang steht. Die hierdurch bedingte Verformung der Wandabschnitte zwischen den Rissen (vgl. Abschnitt 2.3) wird durch die zweilagige Bewehrung je nach Länge der Verbundstörung an den Rissen mehr oder minder behindert, was eine erhöhte Stahlspannung der inneren Bewehrungslage gegenüber der äußeren zur Folge hat und insofern dort u.U. Fließen ausgelöst haben könnte.

4.2.6 Zusammenfassung

Die vier in Frage stehenden Silos zeigten weitgehend übereinstimmend nach siebenjähriger Nutzungsdauer auf der Außenseite vom Boden aus erkennbare Rißbildung, deren Schädigungsgrad nach Augenschein gering angesehen wird. Im entleerten Zustand fielen auf der Innenseite neben Betonabtrag Risse von maximal 0,5 mm Breite im mittleren und unteren Bereich auf. Es kann davon ausgegangen werden, daß die Zellen im Nutzungszeitraum den entsprechend ihrer Konstruktionsart und dem zu lagernden Schüttgut maximal zu erwartenden Beanspruchungen ausgesetzt waren.

Risse auf der Außenseite von ca. 0,2 mm lassen sich durch Schnittgrößen infolge Entleerungsdruck nach DIN 1055 und Temperaturzwang erklären. Als Ursache innen festgestellter bleibender Rißbreiten kommen sowohl kurzzeitig während, Biegebeanspruchungen infolge ungleichmäßigen Horizontaldruckes als auch die bei unsymmetrischer Bewehrung erhöhte Beanspruchung der schwächeren inneren Bewehrungslage in Rissen zum Ausgleich der Verformung ungerissener Wandabschnitte infolge Ringzugbeanspruchung in Betracht.

Für die Anwesenheit höherer Schnittgrößen als nach DIN 1055 oder auch nach dem Normentwurf beim zentrischen Entleeren ergeben sich aus dem vorliegenden Schaden keine signifikanten Anhaltspunkte. Der Sicherheitsabstand zwischen Zugtraglast und Ringzugkraft nach DIN 1055 beträgt im maximal beanspruchten Schnitt II $\eta = Z_0/Z_{pi} \geq 1,7$ (Tab. 4.2.1). Offenbar genügt dies, um außen auch optische Ansprüche an das Rißbild zu befriedigen, sofern die Bewehrung in der Lage ist, neben Lastschnittgrößen auch Zwangwirkungen im Zustand II aufzunehmen, ohne zu fließen.

Die Horizontaldrucklinien bei zentrischem Entleeren nach DIN 1055 (ohne Bodenabminderung) und auch nach dem Norment-

wurf erreichen im übrigen näherungsweise die Größe der auf umfangreichen Messungen an einem sehr schlanken Modellsilo basierenden Drucklinie nach Pieper et al.; somit sollten sie auch den Einfluß von Switch und Schlägen weitgehend mit abdecken können. Der Unterschied beträgt $\leq 15\%$. Er ist nur vergleichsweise gering, weil beide vorerwähnten Vorschriften für Zementklinker eine Wichte $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$ zugrunde legen, während nach Pieper et al. $\gamma = 15 \text{ kN/m}^3$ wirklichkeitsnah ist.

Aus dem vorliegenden Schadensfall läßt sich nicht eindeutig ableiten, daß die Lastannahmen nach den Franz. Richtlinien oder auch nach ACI Standard für diese Zellenkonstruktion unzureichend gewesen wären. Allerdings ist im Hinblick auf die Meßergebnisse von Pieper et al. / 98 / davon auszugehen, daß der Druckansatz nach ACI Standard mit minimalen Überdruckfaktoren (vgl. Anhang, S. 113) für schlankere Klinkersilos mit Kolbenfluß oder Massenfluß zu gering ist. Da bei solchen Fließarten mit Switch zu rechnen ist und dieser nach ACI Standard auch voraussetzungsgemäß nicht abgedeckt wird, war dies Ergebnis im übrigen auch zu erwarten.

Bel.	Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}
Nr.	$\frac{\text{kN}}{\text{m}}$	-	$\frac{\text{kNm}}{\text{m}}$
1e/2e	414	1,86	-
3e	401	1,92	4,5
4e	365	2,10	-
5e	266	2,89	-
6	306	2,51	-
7e	459	1,67	-
8e	378	2,03	-
0	$Z_0 = 768 \text{ kN/m}$		

Tab. 4.2.1-a:
Schnittgrößen in
Schnitt III

Bel.	Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}	max M	ϵ_{s}^{II}	ohne Zwang				mit Zwang				
						Grenzfall 1		Grenzfall 2		Grenzfall 1		Grenzfall 2		
						w_m	1,7 w_m	w_m	1,7 w_m	w_m	1,7 w_m	w_m	1,7 w_m	
Nr.	$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$	$\frac{kNm}{m}$	‰	mm	mm	mm	mm	‰	mm	mm	mm	mm
1e/2e	374	1,7	-	4,5	1,19	0,13	0,22	0,10	0,18	1,30	0,16	0,28	0,12	0,20
3e	342	1,86	3,5	10,5	1,17	0,12	0,21	0,10	0,17	1,34	0,17	0,29	0,12	0,20
4e	320	1,98	-	8	1,02	0,08	0,14	0,09	0,15	1,21	0,14	0,23	0,11	0,18
5e	194	3,27	-	15	0,62	0,05	0,08	0,04	0,07	0,97	0,08	0,13	0,08	0,14
6	216	2,94	-	14	0,69	0,06	0,09	0,05	0,09	1,01	0,08	0,14	0,09	0,15
7e	392	1,62	-	3,5	1,25	0,15	0,25	0,11	0,19	1,33	0,17	0,29	0,12	0,20
8e	396	1,61	-	3,5	1,26	0,15	0,26	0,11	0,19	1,34	0,17	0,29	0,12	0,20
0	$Z_0 = 635 \text{ kN/m}$				Grenzfall 1: $N_{R,5\%} = 355 \text{ kN/m}$; $\epsilon_{sR}^{II} = 1,13 \text{ ‰}$; $a_m = 0,20 \text{ m}$ Grenzfall 2: $M_{R,5\%} = 19 \text{ kNm/m}$; $\epsilon_{sR}^{II} = 0,45 \text{ ‰}$; $a_m = 0,095 \text{ m}$									

Tab. 4.2.1-b: Schnittgrößen und Rißbreiten in Schnitt II

Bel.	Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}	max M	ϵ_s^{II}	ohne Zwang				mit Zwang				
						Grenzfall 1		Grenzfall 2		Grenzfall 1		Grenzfall 2		
Nr.	$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$	$\frac{kNm}{m}$	‰	mm	mm	mm	mm	‰	mm	mm	mm	mm
1e/2e	270	1,82	-	8	1,1	0,11	0,18	0,11	0,19	1,37	0,14	0,25	0,15	0,25
3e	230	2,13	2,5	14	1,02	0,10	0,17	0,10	0,17	1,39	0,15	0,26	0,15	0,26
4e	212	2,32	-	12,5	0,86	0,08	0,14	0,08	0,13	1,27	0,12	0,21	0,13	0,23
5e	104	4,72	-	16,5	0,42	0,04	0,07	0,02	0,03	0,95	0,09	0,16	0,09	0,15
6	117	4,20	-	16	0,48	0,05	0,08	0,02	0,04	0,99	0,10	0,16	0,10	0,16
7e	261	1,88	-	8	1,06	0,10	0,17	0,11	0,18	1,34	0,13	0,23	0,14	0,25
8e	306	1,61	-	6,5	1,25	0,12	0,21	0,13	0,22	1,47	0,18	0,31	0,16	0,27
0	$Z_0 = 491 \text{ kN/m}$				Grenzfall 1: $N_{R,5\%} = 355 \text{ kN/m}$; $\epsilon_{SR}^{II} = 1,45 \text{ ‰}$; $a_m = 0,24 \text{ m}$ Grenzfall 2: $M_{R,5\%} = 19 \text{ kNm/m}$; $\epsilon_{SR}^{II} = 0,61 \text{ ‰}$; $a_m = 0,12 \text{ m}$									

Tab. 4.2.1-c: Schnittgrößen und Rißbreiten in Schnitt I

4.3 Getreidesilo mit zentralsymmetrischem Trichterauslauf

4.3.1 Angaben zum Bauwerk

Die Siloanlage wurde 1956 erbaut. Sie hat eine Grundfläche von etwa $15 \cdot 15$ m und gliedert sich in 17 Zellen, von denen 10 einen quadratischen Querschnitt und 7 einen rechteckigen Querschnitt aufweisen. Die Zellenwände bestehen aus Stahlbeton; ihre Solldicke beträgt 15 cm. Die Außenwände der Anlage sind mit einer 11,5 cm dicken verputzten Mauerwerkschale verkleidet; zwischen Mauerwerk und Stahlbeton liegt eine 4 cm dicke Luftschicht. Einschließlich der unter 45° geneigten Auslauftrichter sind die Zellen etwa 18 m hoch. Der Gesamtkomplex ist auf einer Platte flach gegründet. Abb. 4.3.1 zeigt die Konstruktion mit ihren wesentlichen Abmessungen.

4.3.2 Hergang und Ausmaß des Schadens

Zwölf Jahre nach der Inbetriebnahme wurde in den nördlichen Zellen 5, 6 und 8 jeweils ein durchgehender Riß zwischen Zellentrennwand und Außenwand festgestellt, dessen Ursache zunächst in ungleichmäßigen Setzungen des Bauwerks gesehen wurde. Die Risse wurden mit Kunststoffmörtel geschlossen und sollten in nicht näher bezeichneten Zeitabständen überprüft werden.

Im Januar 1972 brachen die Außenwände der mit Weizen vollgefüllten Zellen 6 und 8; der mittlere Teil fiel unmittelbar nach unten, während die seitlichen Wandteile wie Torflügel auseinanderklappten (Abb. 4.3.1). Nach Angaben des Anlagenbetreibers soll das Raumgewicht des Weizens etwa 8 bis $8,2 \text{ kN/m}^3$ betragen haben. An den Tagen vor Eintritt und im Augenblick des Versagens wurde in beiden betroffenen Zellen der Weizen mit Unterbrechungen umgelagert, d.h. es wurde zwecks Durchlüftung und Kontrolle unten Material abgezogen und oben wieder zugeführt.

4.3.3 Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe

Die Silowandherstellung erfolgte in Gleitbauweise, der untere Bauwerksteil einschließlich der Trichter in ortsfester Schalung.

Die Druckfestigkeit des Betons wurde an Würfeln bestimmt, die aus Bruchstücken herausgesägt worden waren. Die Festigkeit lag zwischen 17,5 und 20 N/mm². Somit wurde die ehemals angestrebte Betongüte B225 bzw. B17,5 nach DIN 1045 (12.78) im wesentlichen erreicht. Die augenscheinliche Prüfung des Betons ergab örtlich ungleichmäßige Betonverdichtung und Porenbildung.

Eine Wiedergabe der planmäßigen Bewehrungsführung bereitet Schwierigkeiten:

Zwei Bewehrungspläne zeigen Momentendeckungslinien sowie die gewählte Bewehrung nach Durchmesser und Abstand. Ein dritter Plan enthält die positionierten Biegeformen, die Systemlinie der im Horizontalschnitt rahmenförmigen Konstruktion mit Positionsnummern sowie Stückzahllisten der Bewehrung. Die Lage der Bewehrung in der Wand ist mithin nur aus der Lage der Positionsnummern zur Systemlinie und den zwangsläufig ins Bauteilinnere weisenden Endhaken abzuleiten. Hiernach ergibt sich die in Abb.

4.3.2 aufgeführte planmäßige Bewehrung.

Die tatsächlich angeordnete Bewehrung in den Versagensschnitten A und B ist gutachtlich festgehalten und für den besonders interessierenden Versagensbereich ebenfalls in Abb. 4.3.2 wiedergegeben. Sie weicht nach Querschnitt und Biegeform z.T. erheblich von der planmäßigen Bewehrung ab. Im Schadenszentrum etwa 12 m über OK Gelände macht die innere Bewehrungslage der Außenwand nur 25% der nach der statischen Berechnung dort notwendigen Bewehrung aus. Dagegen wurden am Anschnitt der Trennwand zwischen den Zellen 6 und 8 und der Außen-

8
9
10
11
z

Planmäßige Bewehrung				Vorhandene Bewehrung an den Bruchstellen							
Schnitt D		Schnitte A,B,C		Schnitt A		Schnitt B (Z.8)		Schnitt B (Z.6)		Schnitt C	
Pos.	Bew.	Pos.	Bew.	Pos.	Bew.	Pos.	Bew.	Pos.	Bew.	Pos.	Bew.
1 und 3	$\varnothing 7, s = 14$	5, 13 6	$\varnothing 7, s = 14$ $\varnothing 7, s = 14$	13	$3 \varnothing 7$	5 + 6 30	$3 \varnothing 7$ $5 \varnothing 7$	5 + 6 20	$3 \varnothing 7$ $8 \varnothing 7$	5 + 6	$3 \varnothing 7$
	$\varnothing 8, s = 16$	5, 13 6	$\varnothing 8, s = 16$ $\varnothing 8, s = 16$		$3 \varnothing 7$	5 + 6 30	$3 \varnothing 7$ $4 \varnothing 7, 1 \varnothing 10$	5 + 6 20	$2 \varnothing 7, 1 \varnothing 10$ $5 \varnothing 7, 2 \varnothing 10$		$3 \varnothing 7$
	$\varnothing 8, s = 15,5$	5, 13 6	$\varnothing 8, s = 15,5$ $\varnothing 6, s = 15,5$		$5 \varnothing 7$	5 + 6 30	$3 \varnothing 7, 1 \varnothing 10$ $3 \varnothing 8, 2 \varnothing 7$	5 + 6 20	$3 \varnothing 7, 1 \varnothing 10$ $5 \varnothing 7, 1 \varnothing 8, 3 \varnothing 10$		$3 \varnothing 7, 1 \varnothing 10$

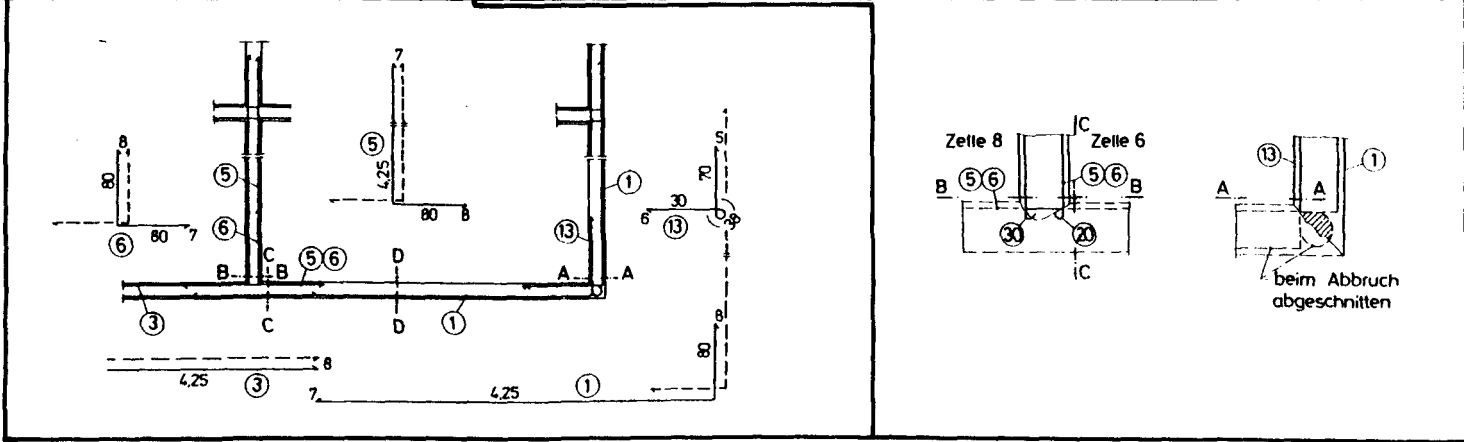


Abb. 4.3.2: Planmäßige und vorhandene Bewehrung

wand herausragende Hakenenden festgestellt, die dort nach den Bewehrungsplänen nicht zu erwarten waren. Es ist nicht eindeutig ergründbar, ob hier evtl. Pos. 5 seitenverkehrt eingebaut wurde, wozu die 80 cm langen Schenkel hätten abgeschnitten werden müssen, oder ob u.U. später das Fehlen einer Aufhängebewehrung zur Rückverankerung der Auflagerkräfte der Außenwand bemerkt und eine solche (mit Endhaken) örtlich angeordnet wurde. Vermutlich wegen des Gleitstangenrohres im Zentrum der Wandknoten ragen die Haken nur etwa 5 cm in die Außenwand hinein, was eine dauerhafte Wirkungsweise als Aufhängebewehrung natürlich beeinträchtigt.

Über die außen liegende Horizontalbewehrung in der herabgefallenen Wand liegen keine Aufzeichnungen vor. Die Wandstärke betrug i.M. 17 cm statt der vorgesehenen 15 cm. Die Betondeckung lag zwischen 2 und 5,5 cm; auf den Bewehrungsplänen war ein Sollwert nicht angegeben.

4.3.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit

4.3.4.1 Allgemeines

Es werden ausschließlich Beanspruchung und Tragfähigkeit in Horizontalrichtung ergründet, die eindeutig für das Versagen ausschlaggebend waren. Die genauere Untersuchung konzentriert sich auf den als maßgebend anzusehenden Schnitt im Zentrum des herausgebrochenen Wandstückes (Abb. 4.3.1).

4.3.4.2 Schüttgutdruck

Die Lastannahmen der Bauwerksstatik entsprachen den z.Zt. der Planung, d.h. im Jahre 1955/56 üblichen. Sie lehnen sich an Empfehlungen von Nakonz / 73 / im Betonkalender 1955, Teil II, an, welche auf Janssen und Koenen zurückgehen.

Bedingt durch einen Rechenfehler wurde nicht ein Horizontaldruck entsprechend einem Wandreibungswinkel $\delta = \psi / 2$ zugrundegelegt sondern ein nur unerheblich größerer Druck als bei $\delta = 3/4 \psi$.

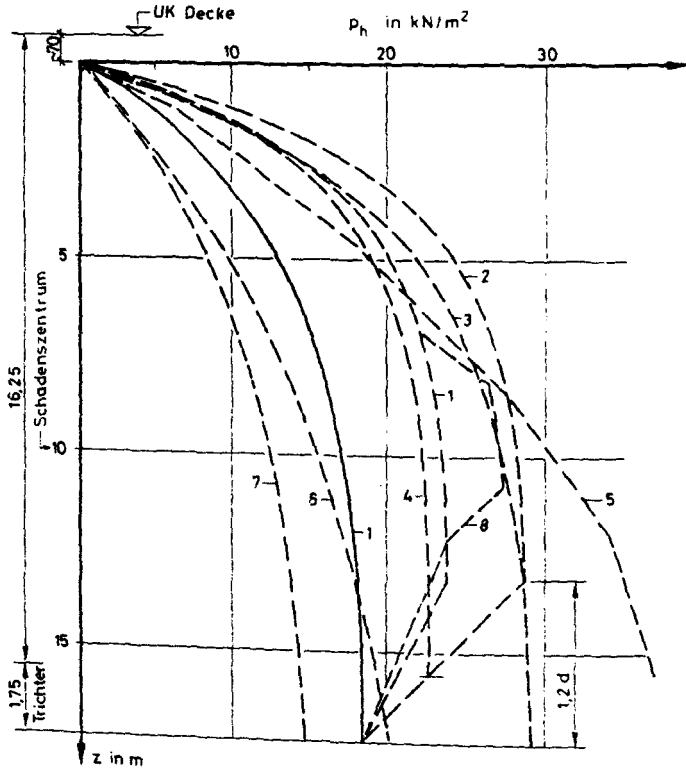
In Abb. 4.3.3 ist die Drucklinie nach Janssen und Koenen für $\gamma = 7,5 \text{ kN/m}^3$ und $\delta = 3/4 \psi$ jenen gegenübergestellt, die sich nach den im Anhang, Teil C, dargelegten Silovorschriften ergeben. Bei den vergleichsweise schlanken Zellen mit eher flachen Trichtern ist von Kolbenfluß und damit auch von Switch auszugehen. Die entsprechende Drucksteigerung nach Wagner /117/ ist deshalb in Abb. 4.3.3 in Betracht gezogen worden.

Wie die Gegenüberstellung der Drucklinien zeigt, ändern sich die Horizontaldrücke nach Silovorschriften im Bereich des Schadenszentrums überwiegend nur noch unerheblich mit der Schüttguthöhe. Sie weichen von den ehemals üblichen Vorstellungen über die Größe der Horizontaldrücke deutlich ab; die Druckabszissen nach Janssen und Koenen sind noch kleiner als jene nach DIN 1055 für den Füllzustand.

Gute Übereinstimmung zeigen die Drucklinien bei zentrischem Entleeren nach DIN 1055 und nach den franz. Richtlinien. Der Normentwurf führt auf eine Drucklinie zwischen DIN 1055 und den Erg. Best.. Die Druckerhöhung um 15% infolge Switch nach Wagner gleicht die Abweichung zwischen den Drucklinien nach DIN 1055 und Erg. Best. bereichsweise wieder aus.

Der ACI Standard liefert schließlich im Vergleich zum Normentwurf im oberen Bereich des Silos deutlich kleinere und im unteren Bereich größere Horizontaldrücke.

Infolge Schüttgutdruckes werden die Silowände in horizontaler Richtung auf Biegung mit Längszug beansprucht.



- Bezeichnungen:
- 1 : DIN 1055, Bl. 6
 - 2 : Erg. Bestimmungen zu DIN 1055, Bl. 6
 - 3 : Normentwurf, 11. Fassung
 - 4 : Franz. Richtlinien
 - 5 : ACI Standard 313/77
 - 6 : Bauwerksstatik (ohne Rechenfehler)
 - 7 : Janssen/Koenen
 - 8 : Wagner /117/
 - : zentrisches Entleeren (e)
 - : zentrisches Füllen (f)

Abb. 4.3.3: Lastannahmen

In Tab. 4.3.1 sind die Schnittgrößen bei Vollbelastung beider Zellen in allgemeiner Form bezogen auf die Wandachsen angegeben und für die Druckabszissen nach Abb. 4.3.3 im Schadenszentrum ausgewertet.

Da ohne Nachgeben der Rückverankerung in der Zellenwand ein Versagen der Außenwand infolge Biegebruch erst auftritt, wenn innere und äußere Bewehrung örtlich fließen, ist auch das Gesamtmoment angegeben, welches von beiden Bewehrungslagen insgesamt aufgenommen werden muß.

4.3.4.3 Temperatur

Infolge der ausgleichenden Wirkung der Vormauerschale ist davon auszugehen, daß das Temperaturgefälle in den Stahlbetonwänden stets gering und für den Schadenseintritt unerheblich war.

4.3.4.4 Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung

Abb. 4.3.4 zeigt die M/N-Linien für den definierten Versagenszustand nach DIN 1045 bezogen auf die Systemachse bei tatsächlicher Wandstärke für vorhandene und planmäßige Bewehrung im Schadenszentrum. Weiter sind die Grenzlinien für beginnende und abgeschlossene Ribildung angegeben.

Es fällt auf, daß die vorhandene Bewehrung in Schnitt C bei der überwiegend biegebeanspruchten Wand nicht ausreicht, die Schnittgrößen bei Erstrißbildung aufzunehmen, d.h. mit der Entstehung eines Risses mußte sie sich plastisch verformen.

Für die Ermittlung der Tragfähigkeitsgrenzlinien in Schnitt D (Abb. 4.3.5) wird mangels Kenntnis der tatsächlich eingebauten Bewehrung davon ausgegangen, daß

sie annähernd planmäßig und mit 2 cm Betondeckung verlegt wurde. Die größer ausgefallene Wanddicke bedingt naturgemäß eine erhöhte Biegetragfähigkeit gegenüber der geplanten Ausführung. Abb. 4.3.5 enthält auch die Grenzlinie, bei der Gesamtversagen der Wand durch Biege-Zug-Bruch eintritt; sie ergibt sich durch Aufsummation der M-Tragfähigkeit in den Schnitten C und D.

Durch Gegenüberstellung der Grenzlinien in den Abb. 4.3.4 und 4.3.5 mit den Schnittgrößen nach Silovorschriften werden Rückschlüsse im Hinblick auf den Schadensablauf sowie zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen möglich.

4.3.5 Erörterung möglicher Schadensursachen

Die vorhandene Bewehrung in Schnitt C und entsprechend auch die Tragfähigkeit ist deutlich kleiner als planmäßig vorgesehen war.

Aus Abb. 4.3.4 ist abzulesen, daß mit einiger Wahrscheinlichkeit die Zellenwand nur unter dem Lastansatz nach Janssen/Koenen ungerissen bleiben konnte, und zwar auch nur dann, wenn die Zugfestigkeit am Wandknoten deutlich über dem 5%-Fraktilwert lag. Bei Schnittgrößen nach DIN 1055 für zentrisches Entleeren oder nach den Erg. Best. hätte die Zellenwand dagegen unmittelbar reißen und die innere Wandbewehrung bis zur Fließgrenze ausgenutzt werden müssen.

Abb. 4.3.5 zeigt, daß auch bei einem Horizontaldruck nach Janssen/Koenen ein Gleichgewichtszustand nach Eintritt des Fließens der vorhandenen Bewehrung am Wandanschnitt durch Beanspruchungsumlagerung ins Feld nur knapp möglich war. Druckabszissen nach DIN 1055 oder nach den Erg. Best. bei zentrischem Entleeren hätten selbst bei planmäßiger Bewehrung unmittelbar zum Versagen führen müssen.

Unter diesen Umständen ist es erstaunlich, daß das Bauwerk erst nach einer sechzehnjährigen Betriebsdauer versagte. Folgende Gründe sind möglich:

Das Bauwerk war bis zum Teileinsturz zu keiner Zeit über die Wandlänge einem konstanten Entleerungsdruck nach DIN 1055 oder nach den Erg. Best. ausgesetzt. Vermutlich ist bis zum Jahre 1968, als zum ersten Mal ein Abriß der Trennwand von der Außenwand festgestellt wurde, die Wand im Zustand I verblieben, was für deutlich kleinere Horizontaldrücke als nach den vorerwähnten Siloverschriften spricht.

Seit 1968 mußte die auf den Bewehrungsplänen nicht angegebene Bewehrung mit Endhaken die Rückverankerung der Auflagerkräfte aus Schüttgutdruck auf die Außenwände vollständig übernehmen. Versagen trat dadurch ein, daß die ungenügend verankerten Haken aus der Außenwand herauscherten. Daß dies erst nach weiteren vier Jahren erfolgte, hängt vermutlich damit zusammen, daß die ungünstige Zugbeanspruchung durch gleichzeitiges Umfördern in den benachbarten Zellen betriebsbedingt nur selten oder evtl. zu vor überhaupt nicht auftrat und die Verbundfestigkeit unter Dauerbeanspruchung abnahm.

Der Querschnitt der Rückverankerungsbewehrung war im übrigen vergleichsweise groß, was eine geringe Stahlspannung und entsprechend eine geringe Verbundspannung am Umfang zur Folge hat. Auch dies wird dazu beigetragen haben, daß die kurze Einbindelänge in der Außenwand so lange standhielt. Unterstellte man einen konstanten Schüttgutdruck nach Janssen und Koenen über die gesamte Wandlänge, so betrüge die Stahlspannung nur $\sim 72 \text{ N/mm}^2$ (Tab. 4.3.1).

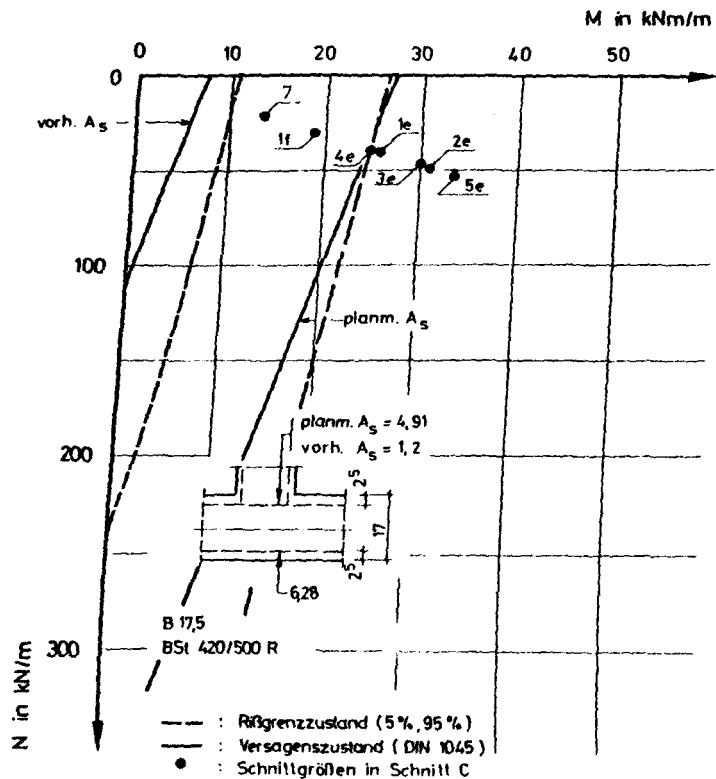


Abb. 4.3.4: Tragfähigkeitsgrenzlinien und Schnittgrößen in Schnitt C

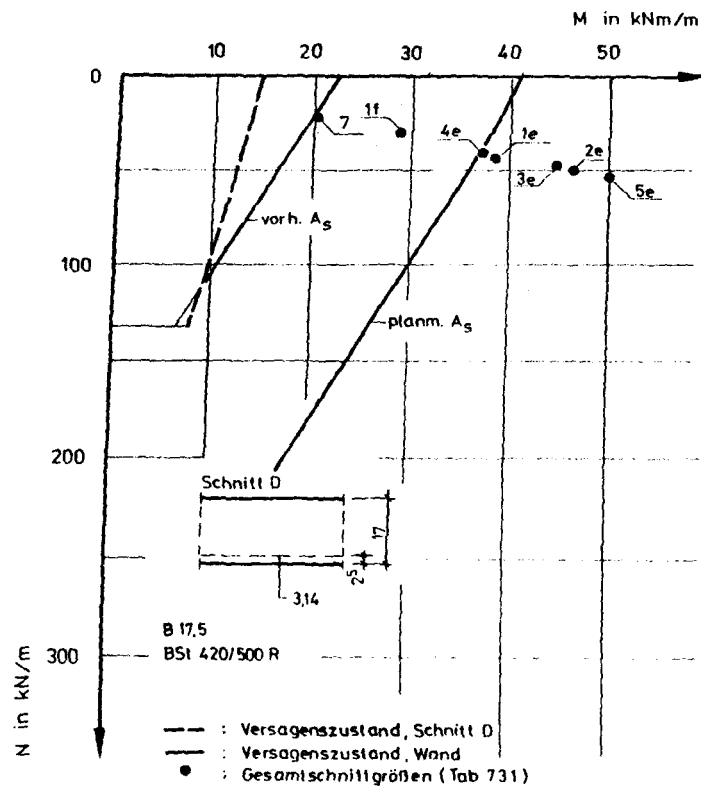


Abb. 4.3.5: Versagensgrenzlinien und Gesamtschnittgrößen

4.3.6 Zusammenfassung

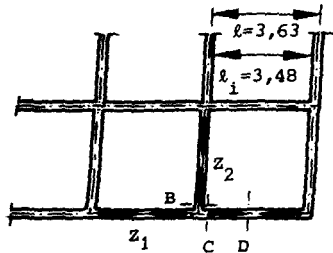
Als Hauptschadensursachen sind Planungs-, Ausführungs- und Statikfehler anzusehen. Die Bewehrungspläne waren nicht eindeutig lesbar und eine Aufhängebewehrung fehlte dort völlig.

Aus dem vorliegenden Schadensfall ergeben sich keine eindeutigen Hinweise, daß der Schaden auch bei hinreichender, konstruktiv einwandfrei angeordneter Bewehrung für einen Horizontaldruck nach Janssen und Koenen eingetreten wäre. Es läßt sich dagegen beweisen, daß zentrischer Entleerungsdruck nach allen vorstehend herangezogenen Silovorschriften zumindestens nicht am gesamten Umfang der Wand wirkte, weil dies zu einem frühzeitigen Biegebruch geführt haben müßte.

Nach Beobachtungen des Fließverhaltens von Schüttgütern in zentrisch entleerten Zellen bildet sich nach Öffnen des Auslaufs ein steiler kegelförmiger Trichter aus, in welchem sich Schüttgut in Richtung auf den Auslauf bewegt; außerhalb desselben verbleibt es zunächst im Zustand der Ruhe. Der Trichter erreicht erst in größerem Abstand vom Auslauf die Zellenwand und oberhalb dieser Schnittlinie besitzt das bewegte Schüttgut eine annähernd zylindrische Oberfläche. Dies könnte eine Erklärung dafür liefern, daß die hohen Entleerungsdrücke nach allen Silovorschriften im unteren Bereich der Zelle nicht und im Schadenszentrum möglicherweise nur in Wandmitte auftraten, während in den Zwickeln zwischen den prismatischen Zellenwänden und der bewegten zylindrischen Schüttgutsäule die Horizontaldrücke auf die Wand nur unerheblich vom Fülldruck abwichen.

Die Lastvorgaben neuerer Silovorschriften, wie z.B. der Erg. Best., liegen für zentrisch entleerte prismatische Zellen mit Kolbenfluß offenbar nicht unerheblich auf der sicheren Seite und genügen daher vermutlich auch zur Abdeckung des Horizontaldruckes in prismatischen Zellen mit steilen Trichtern, d.h. bei Massenfluß.

Statisches System:



Schnittgrößen:

$$\max m_D = p_h \cdot l^2 / 24$$

$$\min m_C = p_h \cdot l^2 / 12$$

$$\text{ges } m = p_h \cdot l^2 / 8$$

$$Z_1 = p_h \cdot l_i / 2$$

$$Z_2 = p_h \cdot l_i$$

		1		2	3	4	5	7
		DIN 1055, Bl. 6 füllen		Erg. Best.	Normentw.	Franz. Rili.	ACI St.	Janssen/K.
		entl.	entl.	entl.	entl.	entl.	entl.	
max p_h	kN/m ²	17,25	23,5	28,3	27,3	22,3	30,5	12,5
m_C	kNm/m	18,9	25,8	31,0	29,9	24,4	33,5	13,7
ges m	kNm/m	28,4	38,7	46,5	44,9	36,6	50,2	20,6
Z_1	kN/m	30,0	40,9	49,2	47,4	38,7	53,1	21,8
Z_2	kN/m	60,0	81,8	98,3	94,8	77,4	106,1	43,5
$A_{s,B}$	cm ² /m	5,8						
$\sigma_{s,B}$	N/mm ²	103	141	169	163	133	182	74,7

Tab. 4.3.1: Schnittgrößen im Schadenszentrum bei Vollbelastung beider Zellen

4.4 Zementklinkersilo mit Flachboden und achsensymmetrischen Ausläufen

4.4.1 Angaben zum Bauwerk

Das Silo wurde 1930 für die Lagerung von Zementklinker entworfen und seit seiner Fertigstellung im Jahre 1931 entsprechend genutzt. Es handelt sich um eine Kreiszyinderschale mit Kegelstumpfschale als Dachabschluß. Beide Konstruktionsteile bestehen aus Stahlbeton.

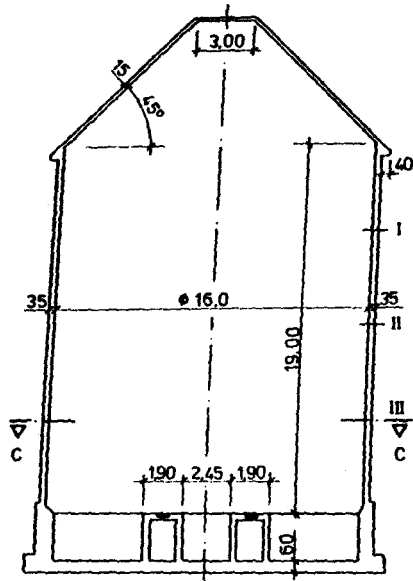
In Abb. 4.4.1 ist die Zelle mit ihren wesentlichen Abmessungen dargestellt. Sie weist einen Innendurchmesser $d = 16$ m, eine Wandstärke von 35 cm und eine zur Lagerung nutzbare Höhe von 19 m auf; die Gesamthöhe ab OK Fundament beträgt etwa 28 m. Das Bauwerk ist auf einer Stahlbetonplatte flach gegründet.

Die Entleerung erfolgt über 10 in den flachen Siloboden eingelassene Öffnungen in zwei Abzugskanäle. Die vollständige Entleerung der Zelle ist auf diesem Wege naturgemäß nicht möglich.

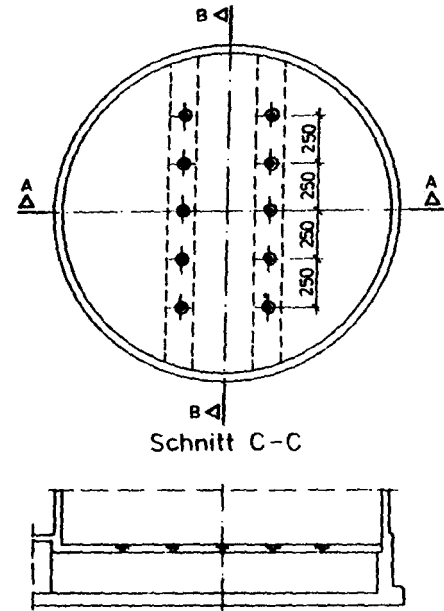
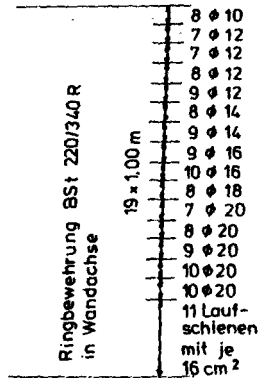
4.4.2 Hergang und Ausmaß des Schadens

Seit der Inbetriebnahme im Jahre 1931 bis 1965 wurde das Silo uneingeschränkt genutzt. Später diente es nurmehr als "Puffer", wobei eine Vollfüllung als Ausnahmefall anzusehen ist.

Bei einer Werksbegehung im Jahre 1970 waren außen auf der Silowandung eine große Anzahl von Vertikalrissen festzustellen, deren Entstehungszeitraum nicht genau ergründet werden konnte. Es wurde angeordnet, bis zu einer Wiederinstandsetzung nur maximal 60% des Fassungsvermögens auszunutzen.



Schnitt A-A



Schnitt B-B

Abb. 4.4.1: Schnitte und planmäßige Ringbewehrung

Eine genauere Untersuchung erfolgte erst unmittelbar vor der Sanierung im Jahre 1978. Außen auf der Silowand betrug der Rißabstand 60 - 80 cm bei Rißbreiten von mehrheitlich 3 - 5 mm und Maximalwerten von etwa 8 mm. Die Risse besaßen eine Länge von ca. 10 - 15 m; zum Siloboden und zur Dachschale hin liefen sie auf Null aus.

An der Innenseite zeigten sich umlaufend Anbackungen von maximal 30 cm Dicke, so daß dort Risse nicht festgestellt werden konnten. Die Anbackungen gehen sicher überwiegend auf Feuchtigkeit zurück, die durch die Trennrisse eindringen konnte.

Skizzen oder Fotos vom Schadensausmaß liegen nicht vor. Inzwischen ist das Silo durch eine außen aufgetragene, bewehrte Spritzbetonschicht instandgesetzt worden. Die inneren Anbackungen wurden wegen ihrer Gleichmäßigkeit als unbedenklich erachtet und deshalb nicht beseitigt. Sie sind geeignet, die Betonwände vor eventuellen, bei der hier vorliegenden gedungenen Konstruktion aber weniger ausgeprägten Erosionswirkungen des Schüttgutes zu schützen.

4.4.3 Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe

Die Herstellung des zylindrischen Zellenbereiches erfolgte in Gleitbauweise, die des Daches in ortsfester Schalung.

Über die planmäßige Betongüte finden sich weder in der Bauwerksstatik noch auf den zugehörigen Plänen irgendwelche Hinweise. Auch im Rahmen der Vorbereitungsmaßnahmen für die vorerwähnte Instandsetzung wurde die Druckfestigkeit des Wandbetons nicht überprüft. Hierauf und auf eine Kontrolle der Übereinstimmung von eingebauter und planmäßiger Ringbewehrung wurde verzichtet, weil die vorhandene Bewehrung als überdehnt betrachtet

wurde und die alte Zellenwand in Ringrichtung nicht mehr als mittragend herangezogen werden sollte.

Entsprechend der Vorgabe in der Statik liegt die Ringbewehrung aus BSt 220/340 G bzw. aus sog. Laufschielen in der Mittelfläche der Silowand konzentriert (Abb. 4.4.1).

Die wesentlichen Bauwerksabmessungen wurden vor der Wiederinstandsetzung überprüft, wobei weitgehende Übereinstimmung zwischen den ursprünglichen Bauvorgaben und der Ausführung festgestellt werden konnte.

4.4.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit

4.4.4.1 Allgemeines

Die breiten Vertikalrisse lassen eindeutig eine unzureichende Bewehrung in Ringrichtung erkennen. Mit Sicherheit ist bei den vorliegenden Rißbreiten davon auszugehen, daß der Bewehrungsstahl kurzzeitig bis zu seiner Streckgrenze beansprucht wurde. Durch den dabei naturgemäß auftretenden Abbau der Haftung zwischen Beton und glatter Bewehrungsfläche ergibt sich eine zusätzliche Vergrößerung der Rißbreiten auch durch die elastische Stahldehnung.

Da sich die Risse über einen großen Bereich der Zylinderhöhe erstreckten und dabei weitgehend gleichmäßig auf den Umfang verteilt waren, ist auszuschließen, daß sie auf eine örtlich begrenzte Überbeanspruchung zurückgehen. Vielmehr wird deutlich, daß sie mit einer in Umfangsrichtung eher gleichmäßigen Beanspruchung in Zusammenhang stehen, die in einem größeren Höhenbereich in Nähe der Grenztragfähigkeit gelegen haben muß.

Als Ursache kommen neben Lasteinwirkungen zunächst auch Zwangbeanspruchungen in Betracht. Zur Ergründung der den

Schaden möglicherweise auslösenden Schnittgrößen ist das Tragvermögen im gerissenen Bereich der Silowand zu untersuchen. Exemplarisch soll die Analyse insbesondere in den Viertelpunkten der Zylinderhöhe erfolgen (Abb. 4.4.2).

4.4.4.2 Schüttgutdruck

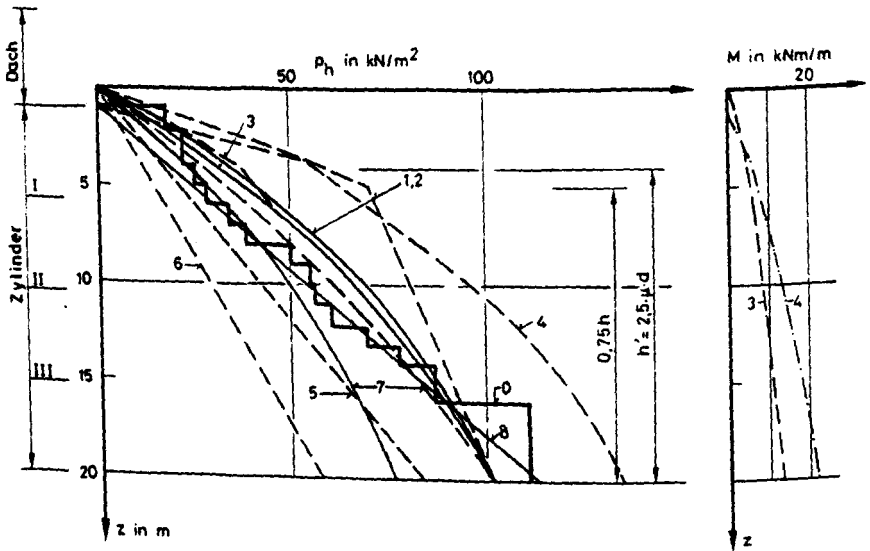
Die Zelle diente ausschließlich zur Lagerung von Lepol-Klinkern, welche nach Pieper et al. / 98 / keine besonderen dynamischen Lastwirkungen zeigen.

Der Schüttgutabzug durch Öffnungen im flachen Boden ermöglicht - wie bereits eingangs erwähnt - keine vollständige Entleerung des Silos; beidseitig der Abzugskanäle unter dem Siloboden verbleiben Bereiche mit Schüttgut, deren Oberflächen etwa im Neigungswinkel der inneren Reibung zwischen Silowand und den Achsen der Auslauföffnungen verlaufen. Bei $\varphi = 36^\circ$, entsprechend DIN 1055, Bl. 1 (7.78), erreichen diese Schüttguttoträume an der Silowandung eine Höhe von maximal 4 m.

Bei den hier vorliegenden geometrischen Verhältnissen darf die Zelle nach dem ACI Standard (vgl. Anhang, Teil C) als Bunker, d.h. unter Anwendung der Erddrucktheorie gerechnet werden, wobei von $\gamma = 14,1 \text{ kN/m}^3$ und $\lambda_a = 0,295$ auszugehen ist. Peter und Lochner / 84 / befürworten dagegen, für solche Fälle die Silotheorie mit der im Gleichgewichtsansatz erhaltenen Wandreibungskomponente heranzuziehen.

Peter und Lochner bezeichnen die maximale Schüttguthöhe bei eingeebener Oberfläche einschließlich des nicht entleerbaren Totraumes mit $\max h$ und raten dazu, erst ab einem Verhältnis $\max h/d \leq 1$ den Horizontaldruck mit Erddruckansätzen zu ermitteln. Dabei kann dann die Tatsache Berücksichtigung finden, daß der rotationssymmetrische Massenkörper gegenüber dem ebenen Problem geringere Wanddrücke bewirkt. Im vorliegenden Fall ist $\max h/d = 1,3$.

In der Bauwerksstatik wurde als Horizontaldruck aktiver Erddruck angesetzt, wobei $\gamma = 10 \text{ kN/m}^3$ und $\lambda_a = 0,29$ angenommen wurde. Abb. 4.4.2 zeigt diese Drucklinie zusammen mit jenen nach den im Anhang, Teil C, aufgeführten Silovorschriften sowie nach Pieper et al. / 98 /. Ferner dargestellt ist die Drucklinie infolge Ruhedruck mit Kennwerten nach dem Normentwurf unter Berücksichtigung der Rotations-symmetrie des Schüttgutvolumens sowie die Grenzlinie des maximal aufnehmbaren rotationssymmetrischen Druckes bei Fließen der Bewehrung.



Bezeichnungen:

- | | | | |
|-----|---|-----------|------------------------|
| 0 : | $P_{hu} = \text{const.} (\sigma_s = \beta_s)$ | 6 : | Bauwerksstatik |
| 1 : | DIN 1055, Bl. 6 | 7 : | Pieper et al. / 98 / |
| 2 : | Erg. Best. zu DIN 1055 | 8 : | Ruhedruck |
| 3 : | Normentw., 11. Fassung | — : | zentr. Füllen (f) |
| 4 : | Franz. Richtlinien | - - - : | zentr. Entleeren (e) |
| 5 : | ACI Standard 313/77 | - · - · : | exzent. Entleeren (ee) |

Abb. 4.4.2: Lastannahmen

Schließlich sind auch die nach einzelnen Vorschriften zu erwartenden Biegemomente in Abb. 4.4.2 mit angegeben.

Obwohl ein Verstopfen einzelner Auslauföffnungen praktisch kaum auszuschließen ist, wird wegen ihrer großen Anzahl und der dadurch bedingt vergleichsweise geringen resultierenden Exzentrizität bei Verstopfen einzelner Öffnungen für die Drucklinien nach DIN 1055 bzw. nach den Erg. Best. zentrisches Entleeren unterstellt; selbst bei Annahme der Unwirksamkeit von zwei Öffnungen mit maximaler Entfernung vom Zellenmittelpunkt ergibt sich nur eine Exzentrizität $e \approx 1,25 \text{ m} < d/10$. Nach den Franz. Richtlinien ist allerdings eine geometrisch anomale Entleerung mit $\xi > 0,6$ zu berücksichtigen.

Der Vergleich der Drucklinien zeigt im oberen Zellenbereich, etwa bis zu Schnitt I, eine gute Übereinstimmung zwischen den Drucklinien nach DIN 1055 und nach den Franz. Richtlinien für zentrisches Entleeren. Darunter ergeben sich jedoch zunehmende Abweichungen infolge unterschiedlicher Bewertung einer druckmindernden Wirkung der Ausläufe.

Nach Normentwurf ergeben sich bei zentrischem Entleeren deutlich kleinere Drücke als nach DIN 1055, und zwar insbesondere deshalb, weil der Faktor e_h , durch dessen Multiplikation mit dem Fülldruck der Entleerungsdruck bestimmt wird, bei den vorliegenden Siloabmessungen mit $h < 5 \text{ m}$ nicht mehr voll anzusetzen ist; er beträgt 1,1 statt $\max e_h = 1,4$. Die konsequente Durchführung der bei körnigen Schüttgütern und flachem Siloboden nach Normentwurf zulässigen linearen Abminderung des Entleerungsdruckes ab einer Höhe $h < 2,5 \text{ m}$ über dem Auslauf auf den Fülldruck in Höhe des Auslaufes führt im vorliegenden Fall dazu, daß der Entleerungsdruck bereichsweise kleiner wird als der Fülldruck. Dies ist sicher auszu-

schließen, so daß im entsprechenden Bereich eine Übereinstimmung von Füll- und Entleerungsdruck anzunehmen ist.

Die Drucklinie nach ACI Standard weicht insbesondere wegen des größeren Wertes für die Wichte γ von der Drucklinie nach der Bauwerksstatik um etwa 44% ab; im unteren Viertel der Zelle kommt sie dem Fülldruck nach Pieper et al. / 98 / nahe.

Tab. 4.4.1 enthält eine Gegenüberstellung der Schnittgrößen in den Untersuchungshorizonten I, II und III nach den verschiedenen Lastannahmen. Außerdem ist dort die Versagenssicherheit bei rotationssymmetrischer Wirkung der Horizontaldrucklinien mit angegeben.

4.4.4.3 Temperatur

In der Bauwerksstatik wurde dieser Lastfall nicht näher untersucht. Nach Pieper et al. / 98 / ist von einer mittleren Schüttguttemperatur von $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ auszugehen. Bei einer Außenlufttemperatur $T_L = -10\text{ }^{\circ}\text{C}$ ergibt sich in einer $0,35\text{ m}$ dicken Betonwand aus B25 ein Temperaturgefälle $\Delta T = 55\text{ K}$, welches einer Krümmung $\max k_{\Delta T} \approx 2 \cdot 10^{-3}\text{ m}^{-1}$ entspricht und im ungerissenen Zustand I mit $E_b I_{bi} \approx 107\text{ MNm}^2/\text{m}$ ein Zwangmoment $M_{\Delta T} \approx 214\text{ kNm/m}$ nach sich ziehen würde.

Der Querschnitt reißt jedoch bereits bei einem sehr viel kleineren Biegemoment auf (vgl. Abschnitt 4.4.4.4). Aus den M/k -Linien für die Schnitte I und II in Abb. 4.4.3 sind die Zwangmomente infolge $\max k_{\Delta T}$ bei abgeschlossenem Rißbild in Abhängigkeit von der Normalkraft N sowie möglicherweise vorhandenen Lastmomenten ableitbar (vgl. Abschnitt 3.3). Für $N \neq 0$ liegen sie allerdings auf der sicheren Seite, weil unberücksichtigt bleibt, daß sich ein Teil der Temperaturverformung bei der zentrisch an-

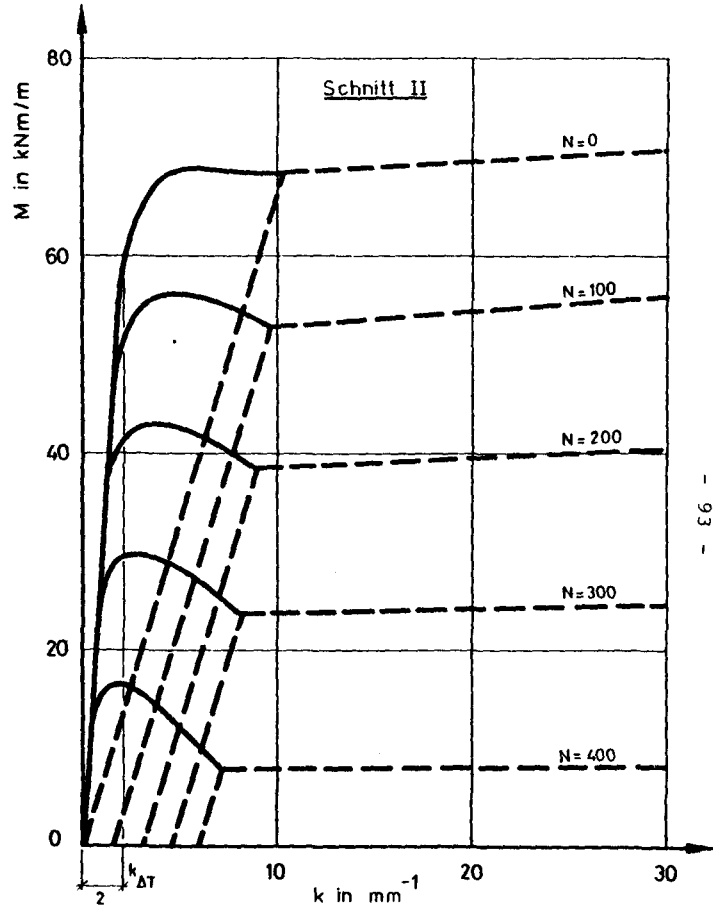
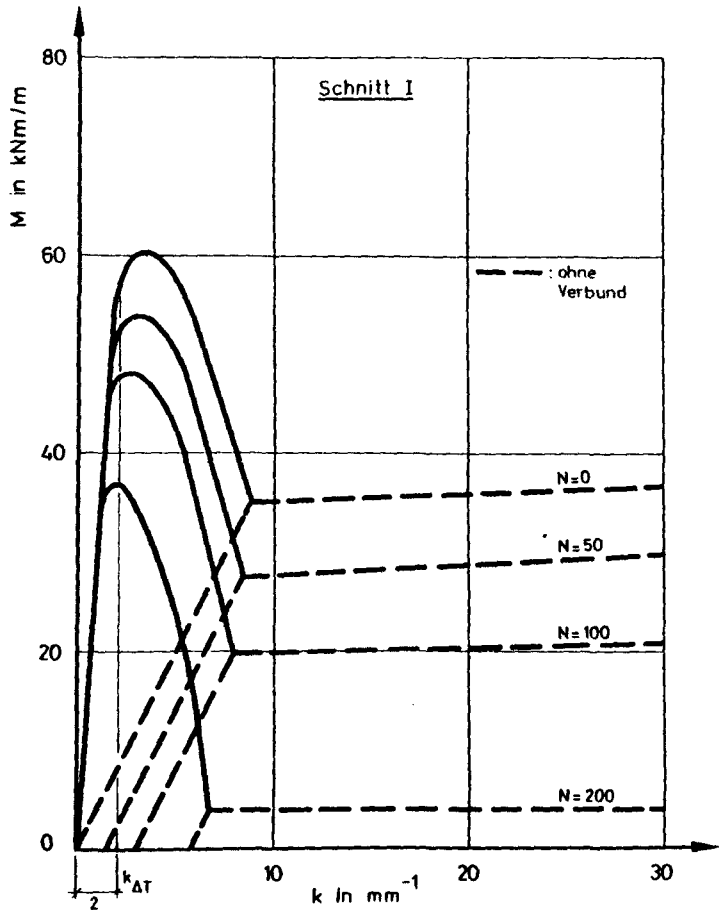


Abb. 4.4.3: M/k-Linien
<http://www.digibib.tu-bs.de/?docid=00062796>

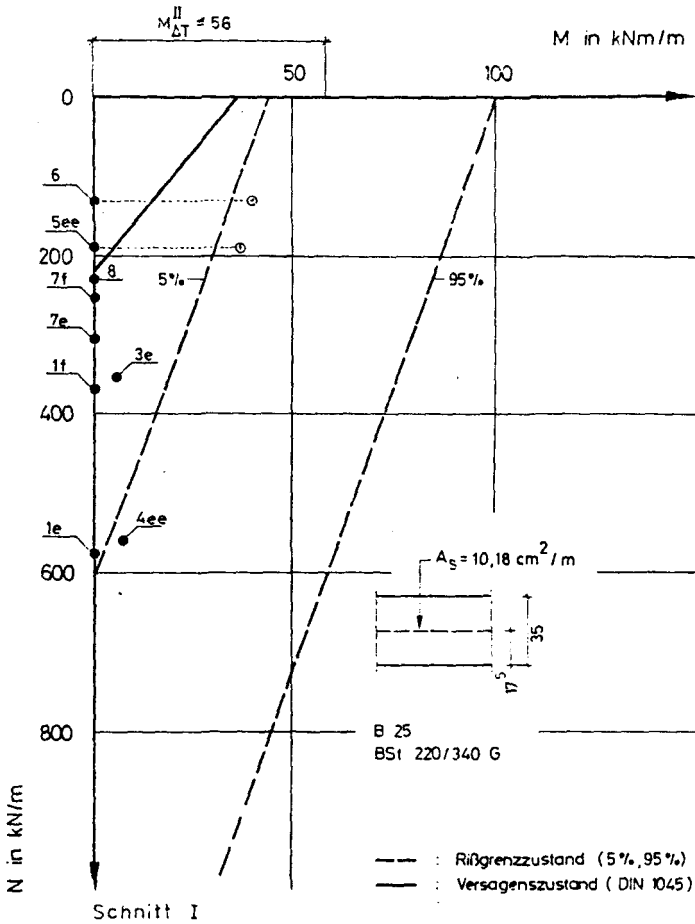
geordneten Bewehrung infolge von Trennrissen unbehindert einstellen kann; bei großen Rißbreiten entsteht hierdurch u.U. überhaupt kein Zwang mehr.

In Tab. 4.4.1 sind die Zwangsmomente angegeben, wie sie sich aus den M/k-Linien bei Lastschnittgrößen nach Silovorschriften unter Berücksichtigung der Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen infolge $\max k_{\Delta T}$ ergeben. Mit Ausnahme der Lastannahmen nach Bauwerksstatik und ACI Standard genügen in allen anderen Fällen die Lastschnittgrößen zur Erklärung des Fließens der Bewehrung, d.h. dort ist $M_{\Delta T}^{II} = 0$. Läßt man die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen außer Ansatz, was bei dem glatten hoch ausgelasteten Bewehrungsstahl nicht ausgeschlossen werden kann, ergibt sich für alle in Frage stehenden Schüttgutdrücke nach Silovorschriften kein Zwangsmoment mehr.

4.4.4.4 Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung

Zur Ermittlung der Tragfähigkeitsgrenzlinien wird mangels gesicherter Kenntnisse über die erzielte Betonfestigkeit der im Herstellungszeitraum für Ingenieurbauten bevorzugt verwendete B300, d.h. B25 nach DIN 1045, zugrundegelegt. Weiter wird unterstellt, daß die Bewehrung entsprechend den Angaben in der Bauwerksstatik (Abb. 4.4.1) verlegt wurde. Ein Nachgeben der Übergreifungsstöße ist aus dem Schadensbild nicht abzuleiten.

Abb. 4.4.4 zeigt die Rißgrenzlinien sowie die Grenzlinie für den Versagenszustand nach DIN 1045 in den Schnitten I bis III. Die Gegenüberstellung mit den Schnittgrößen nach Silovorschriften erlaubt Aussagen zur Wirklichkeitsnähe dieser Lastannahmen.



Bezeichnungen:

- | | | | |
|-----|------------------------|-----|----------------------|
| 1 : | DIN 1055, Bl. 6 | 7 : | Pieper et al. / 98 / |
| 2 : | Erg. Best. zu DIN 1055 | 8 : | Ruhedruck |
| 3 : | Normentw., 11. Fassung | f : | zentr. Füllen |
| 4 : | Franz. Richtlinien | e : | zentr. Entleeren |
| 5 : | ACI Standard 313/77 | ee: | exzentr. Entleeren |
| 6 : | Bauwerksstatik | | |

Abb. 4.4.4-1: Tragfähigkeitsgrenzlinien und Schnittgrößen, Schnitt I

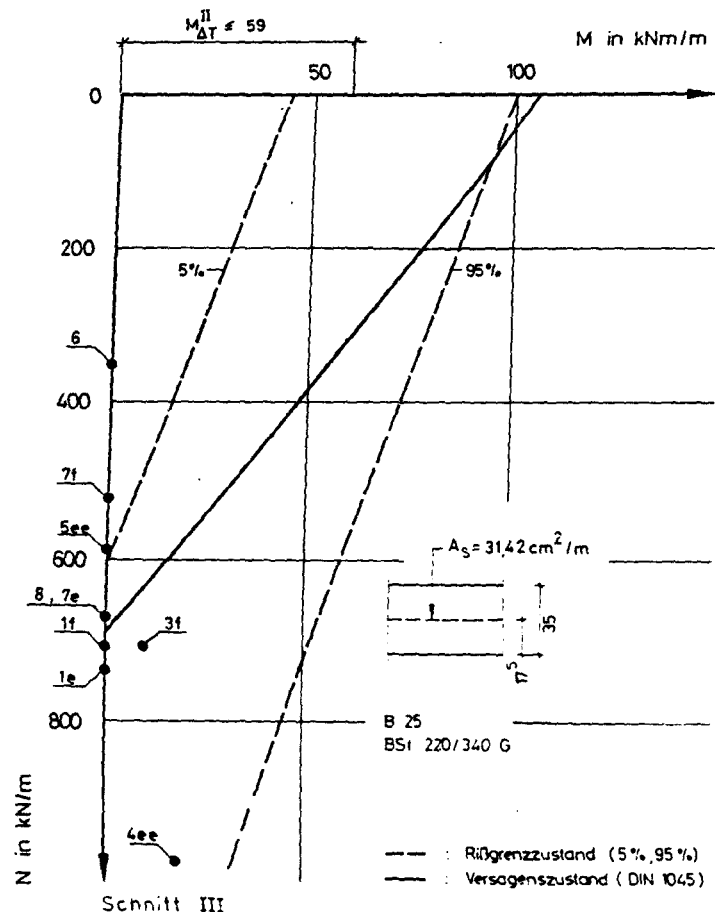
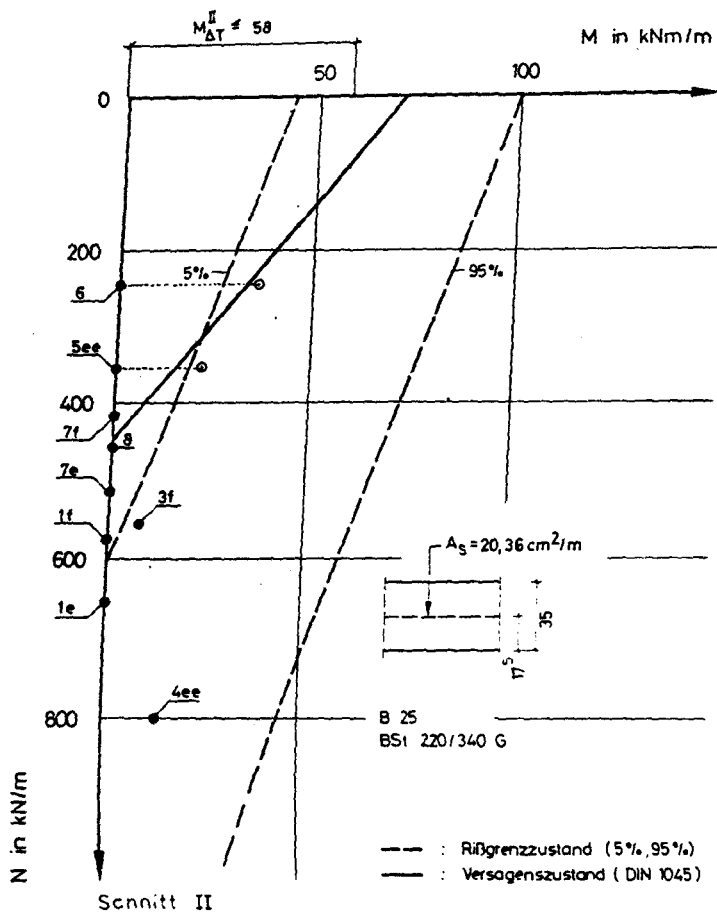


Abb. 4.4.4-2: Tragfähigkeitsgrenzlinien und Schnittgrößen, Schnitte II und III

4.4.5 Erörterung möglicher Schadensursachen

Die Entstehung von Rissen kann in allen drei Untersuchungshorizonten durch reinen Biegezwang erklärt werden; das Moment $M_{R,5\%} = 44 \text{ kNm/m}$, bei dem erste Risse auftreten, ist erheblich kleiner als $M_{\Delta T}^I$. Bei abgeschlossenem Rißbild beträgt das Zwangsmoment in den Schnitten I und II maximal, d.h. bei $N = 0$ und Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen, $M_{\Delta T}^{II} \leq 60 \text{ kNm/m}$, so daß auch eine größere Anzahl von Rissen im Temperaturzwang ihre Ursache haben kann.

In Schnitt I ist die Rißbildung infolge Zwang unmittelbar mit dem Fließen der Bewehrung verknüpft. Weder $M_{R,5\%}$ noch $M_{\Delta T}^{II}$ können dort im Zustand II aufgenommen werden. Bei dieser hohen Auslastung der glatten Bewehrungsstäbe ist aber die Haftung des Betons am Stahl und insofern auch die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen weitgehend abgebaut. Ohne Verbund beträgt das Zwangsmoment nur noch maximal 8 kNm/m , d.h. durch Verminderung der Verbundwirkung kann ebenso wie durch plastische Verformung der Bewehrung die Zwangbeanspruchung abgebaut worden sein.

Nach Vollenfüllung des Silos und Wirkung maximaler Lastbeanspruchungen hat sich der Temperaturgradient in Schnitt I gegenüber dem Maximalwert bereits deutlich vermindert. Die Zwangmomente infolge $\max k_{\Delta T}$ sind jedoch bei Lastschnittgrößen nach Silovorschriften entsprechend Tab. 4.4.1 ohnehin gering und ohne Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen gleich oder nahezu Null.

Aus Abb. 4.4.4 ist abzulesen, daß in Schnitt I nur Ringzugkräfte im Gleichgewicht gehalten werden können, wie sie sich nach ACI Standard, d.h. bei aktivem Erddruck ergeben. Ringzugkräfte nach den anderen Vorschriften leiten dagegen das Fließen der Ringbewehrung ein.

In den Schnitten II und III genügt reiner Temperaturzwang nicht zur Erklärung des Fließens der Bewehrung; insbesondere in Schnitt III kann $M_{\Delta T}^{II}$ ($N = 0$) sicher aufgenommen werden. Da der Temperaturzwang hier bei Vollfüllung abgebaut ist, muß die Ursache der plastischen Verformung der Bewehrung überwiegend in Lastschnittgrößen liegen.

Eine Abschätzung der maximal aufgetretenen Stahlspannung ist anhand des Rißbildes möglich. Geht man davon aus, daß im Bereich der breitesten Risse die Verbundwirkung bei Fließen der Bewehrung praktisch aufgehoben war, so betrug die Stahldehnung bei einer Rißbreite $w \approx 8$ mm und einem Rißabstand $a \geq 60$ cm insgesamt etwa 1,3%. Damit kann davon ausgegangen werden, daß der naturharte Stahl nicht wesentlich über seine Streckgrenze hinaus beansprucht wurde; der Anstieg zur Zugfestigkeit erfolgt erst bei Dehnungen oberhalb von 3%.

Die das Fließen auslösenden Lastschnittgrößen können demnach nur kurzzeitig gewirkt haben, weil anderenfalls größere Dehnungen hätten auftreten müssen. Damit liegt die Vermutung nahe, daß die Grenztragfähigkeit erst bei Vollfüllung erreicht wurde und der Druck durch Abzug von Schüttgut sowie durch Übergang vom Ruhedruck zum aktiv plastischen Druck im Zusammenhang mit vergleichsweise großen Wandverformungen abgebaut wurde; eine mittlere Dehnung der Zellenwand von 1% entspricht einer Vergrößerung des Durchmessers von etwa 15 cm.

Nach Abb. 4.4.2 liefert von allen auf der Grundlage des Ansatzes von Janssen ermittelten Drucklinien der Fülldruck nach dem Normentwurf die beste Annäherung an die Fließgrenzlinie und kommt somit den wahrscheinlichen Maximaldrücken in dem gedrungenen Silo nahe. Keinesfalls kann in der Zelle ein zentrischer Entleerungsdruck nach DIN 1055 oder gar exzentrischer Entleerungsdruck nach den Franz.

Richtlinien aufgetreten sein; dies hätte im oberen Zellenbereich mit Sicherheit zum Versagen der Bewehrung und damit zum Teileinsturz führen müssen.

Die Drucklinie nach ACI Standard kann das festgestellte Fließen der Bewehrung nicht erklären. Eine wesentlich bessere Annäherung liefert der Ansatz von Ruhedruck mit $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$ und $\varphi = 33^\circ$ nach dem Normentwurf unter Berücksichtigung der Rotationssymmetrie des Schüttgutvolumens (vgl. Anhang, S. 88). Da die Zellenwand für einen linearen Druckanstieg mit der Schüttguttiefe bemessen worden ist und abgesehen von Übergangsbereichen zu angrenzenden Bauteilen ein weitgehend gleichmäßiges Schadensausmaß zeigte, spricht vieles dafür, daß ein annähernd linearer Druckanstieg mit der Schüttguttiefe bei der vorliegenden gedrungenen Zelle die wirklichen Verhältnisse gut wieder spiegelt.

Die Ursache dafür, daß die Rißbreiten zum Dach wie zum Siloboden hin auf Null ausliefen, ist in der versteifenden Wirkung von Ringträger und Auflagersockel (Abb. 4.4.1) bzw. deren entlastendem Einfluß auf die angrenzenden Wandbereiche zu suchen. Am Übergang zum Sockel wurde im übrigen eine besonders starke Bewehrung angeordnet.

4.4.6 Zusammenfassung

Etwa 29 Jahre nach der Inbetriebnahme wurden außen auf der Wand des Klinkersilos klaffende Vertikalrisse festgestellt. Zu dieser Zeit diente es bereits mehrere Jahre als "Puffer", d.h. es wurde nur eingesetzt, wenn die übrige Lagerkapazität nicht mehr ausreichte. Eine vollständige Füllung war somit der Ausnahmefall, wobei sich nachteilig auswirken konnte, daß das Silo u.U. ohne Unterbrechung mit heißem Klinker gefüllt und gleichzeitig Material in die Zementmühle abgezogen wurde. Ein solch ungünstiger Betriebszu-

stand ist möglicherweise nur selten, wenn nicht gar einmalig vorgekommen und könnte damit das sehr späte Eintreten des Schadens im mittleren und unteren Silobereich erklären.

Bei der vergleichsweise hohen Zwangbeanspruchung im Zustand I ist allerdings sicher, daß Risse bereits bei Teilfüllung kurz nach der Inbetriebnahme der Zelle entstanden. Offenbar wurden sie jedoch als unbedenklich eingestuft oder fielen nur wenig ins Auge, weil sie nur im oberen Silobereich eine größere Breite aufwiesen. Auch die innen anhaftende Klinkerschicht spricht dafür, daß über einen langen Zeitraum zumindest im oberen Zellenbereich Feuchtigkeit durch Risse eindringen konnte.

Nach der Größe der aus Reißbreiten und -abständen näherungsweise ableitbaren Stahldehnung kann davon ausgegangen werden, daß der Bewehrungsstahl nicht wesentlich über seine ausgeprägte Streckgrenze hinaus beansprucht wurde. Als schadenauslösender Druck kommt neben Fülldruck nach Normentwurf insbesondere Ruhedruck in Betracht, sofern die Schüttgutkennwerte nach dem Normentwurf zugrundegelegt werden und die Rotationssymmetrie der Zelle berücksichtigt wird. Letzteres spricht für die Wirklichkeitsnähe von Erddruckansätzen bei gedregungenen Zellen; zentrischer Entleerungsdruck nach DIN 1055 hätte vermutlich zum Einsturz der Zelle geführt.

Der Schadensfall verdeutlicht, daß es bei der Berechnung von Silos zur Lagerung heißer Schüttgüter u.a. auch wesentlich ist, den Auswirkungen von Temperaturzwang nachzugehen, und zwar insbesondere in solchen Bereichen, wo zur Aufnahme des Schüttgutdruckes nur geringe Bewehrungsmengen erforderlich sind. Die Anordnung einer einzigen Ringbewehrungslage mit überdies glatter Oberfläche kann naturgemäß keine kleinen Reißabstände und Reißbreiten sicherstellen.

Nr.	Lastansatz	Betriebs- zustand	Schnitt I				Schnitt II				Schnitt III		
			Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}	$M_{\Delta T}^{II}$	Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}	$M_{\Delta T}^{II}$	Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}
			$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$	$\frac{kNm}{m}$	$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$	$\frac{kNm}{m}$	$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$
1/2	DIN 1055, Bl.6 Erg. Best.	f	368	0,62	-	-	576	0,78	-	-	712	0,98	-
		e	576	0,40	-	-	656	0,68	-	-	736	0,95	-
3	Normentwurf	f	344	0,66	-	-	552	0,81	-	-	712	0,98	-
		e	352	0,65	6	-	-	0,81	8,5	-	-	0,98	11
4	Franz. Rili.	ee	560	0,41	8	-	800	0,56	14	-	968	0,72	18,5
5	ACI Stand.	ee	192	1,19	-	37	352	1,27	-	22	592	1,18	-
6	Bauw. Statik	-	132	1,73	-	40	244	1,84	-	36	352	1,98	-
7	Pieper et al. / 98 /	f	256	0,89	-	-	416	1,08	-	-	524	1,33	-
		e	304	0,75	-	-	512	0,88	-	-	672	1,04	-
8	Ruhedruck	-	232	0,98	-	-	456	0,98	-	-	672	1,03	-
0	Grenzzustand		$Z_{OI} = 228 \text{ kN/m}$				$Z_{OII} = 448 \text{ kN/m}$				$Z_{OIII} = 696 \text{ kN/m}$		

Tab. 4.4.1: Schnittgrößen

4.5 Getreidesilo mit achsensymmetrischem Auslauf

4.5.1 Angaben zum Bauwerk

Die Zelle wurde 1972 zur Lagerung von Getreide erbaut. Ihre wesentlichen Einzelheiten und Abmessungen zeigt Abb. 4.5.1. Sie ist 75,5 m hoch, hat eine lichte Weite $d = 15,50$ m und eine Wanddicke von 25 cm; in Ringrichtung ist die Zellenwand gegen Lisenen vorgespannt. Die Gründung besteht aus einer Pfahlkopfplatte auf Stahlbetonpfählen.

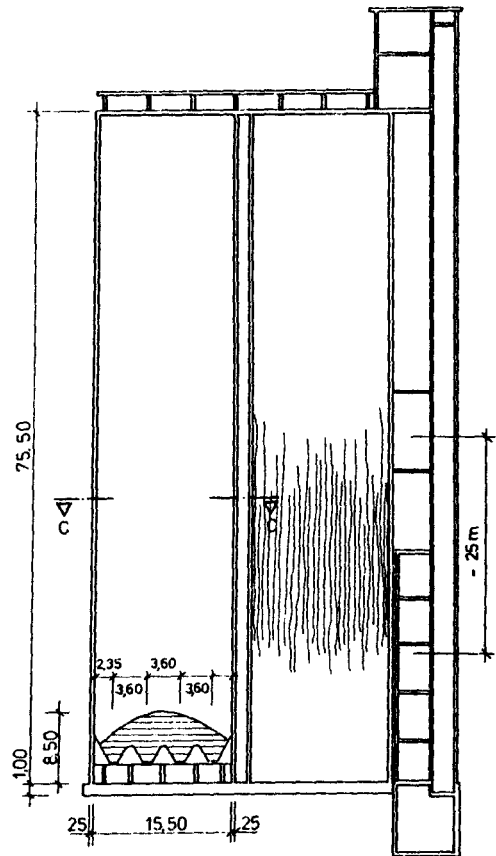
Für die Entleerung von Schüttgut sind im Zellenboden vier Abzugsöffnungen angeordnet, von denen die beiden äußeren nur zur Restentleerung verwendet werden. Der Boden ist so geneigt, daß das Schüttgut durch Schwerkrafteinwirkung vollständig entleert werden kann.

4.5.2 Hergang und Ausmaß des Schadens

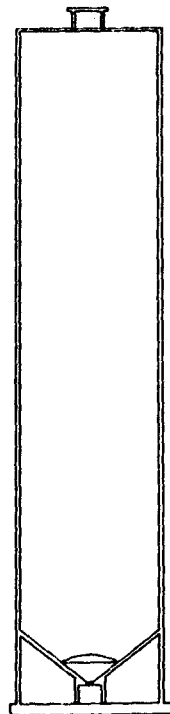
Im Herbst 1976 wurde vom Elevatorschacht aus eine größere Anzahl von Vertikalrissen festgestellt: Die Risse waren 20 bis 25 m lang (Abb. 4.5.1). Der Rißabstand betrug etwa 35 bis 65 cm und die Rißbreite etwa 0,2 bis 1 mm.

Da zum Zeitpunkt der Rißerkenung das Silo mit 9500 t US-Gelbmais nahezu gefüllt war und dies als Ursache der Risse angesehen wurde, erfolgte die Entleerung im Hinblick auf die Versagensgefahr durch Absaugen von oben, um die sonst auftretenden Druckerhöhungen bei Schüttgutbewegung zu umgehen.

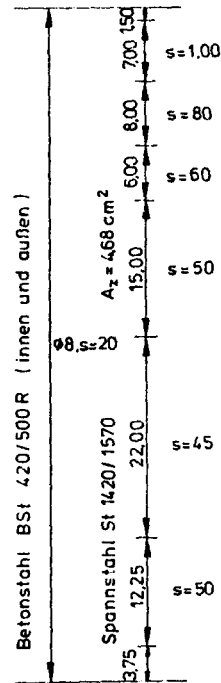
Während des Entleerens wurde die Rißbreitenverminderung mittels Setzdehnungsmessern beobachtet; bei ca. 20 m Füllhöhe waren die meisten Risse nur noch 0,05 mm breit. Auf der inneren Wandoberfläche wurden die Rißbreiten bei einer Schüttguthöhe von ca. 40 m in Augenschein genommen; die Meß-



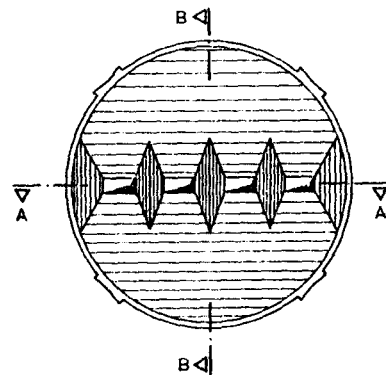
Schnitt A-A



Schnitt B-B



Ringbewehrung



Schnitt C-C

lupenablesung ergab Werte zwischen 0,2 und 0,4 mm. Außen betrug die Rißbreite beim gleichen Füllstand noch 0,1 bis 0,8 mm.

4.5.3 Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe

Die Herstellung des Silomantels erfolgte in Gleitbauweise; für den zugfesten Anschluß der Trichterschrägen an die Zellenwand wurden dabei Aussparungen mit später herauszubiegender Anschlußbewehrung belassen.

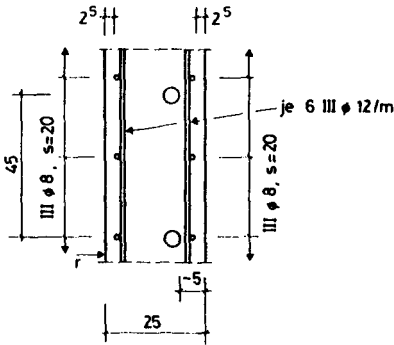
Drei Bohrkerne, die nach der Schadenserkenkung zur Überprüfung der Betonqualität entnommen wurden, wiesen keine Besonderheiten wie schlechte Verdichtung oder Rißflächen parallel zur Wandoberfläche auf. An einem unmittelbar auf einem Riß entnommenen Bohrkern verlief letzterer durch einen der unverfüllt gebliebenen Hohlräume für die Kletterstangen. Die mittlere Druckfestigkeit nach den Ergebnissen der Bohrkernprüfung betrug $36,5 \text{ N/mm}^2$, d.h. die angestrebte Betongüte B300 bzw. B25 nach DIN 1045 (12.78) wurde erreicht.

Die Betonstahlbewehrung in Ringrichtung wies in dem Bereich, wo zur Kontrolle des Erhaltungszustandes Spannglieder freigelegt wurden, überwiegend die planmäßige Betondeckung auf, während die vertikale Bewehrung und z.T. auch die Spannglieder offenbar bereichsweise mit erhöhter Betondeckung eingebaut worden waren. In Abb. 4.5.2 sind Soll- und Istausführung einander gegenübergestellt:

Die Abstände der Ringbewehrung sind ungleichmäßig und weichen i.M. von den Angaben des Bewehrungsplanes ab; in der äußeren Lage ist der Bewehrungsquerschnitt etwa 17% kleiner als der Sollwert. Die Kontrolle erfolgte zerstörungsfrei mit einem elektrischen Eisensuchgerät. Stoßlängen waren auf diese Weise naturgemäß nicht überprüfbar; nach

dem Bewehrungsplan sind sie ≥ 70 cm und damit größer als der für Verbundbereich II nach DIN 1045 (12.78) erforderliche Wert.

Planm. Konstruktion



Vorh. Konstruktion

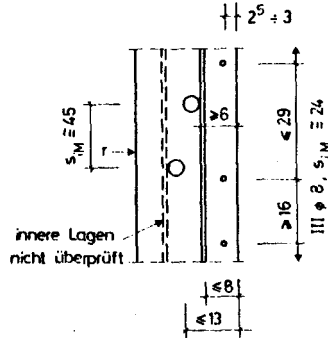


Abb. 4.5.2: Gegenüberstellung von planmäßiger und vorhandener Wandkonstruktion

Die Spannglieder wurden an den Lisenen exakt verlegt; im Bereich zwischen den Verankerungspunkten war dagegen z.T. ein Durchhang festzustellen. Für die Größe der Reibungsverluste beim Spannen war dies von untergeordneter Bedeutung, weil der zusätzliche Umlenkwinkel im Vergleich zum planmäßigen Wert gering ist und sich beide vektoriell addieren. Somit kann als mittlere Vorspannkraft zum Zeitpunkt $t = 0$, d.h. unmittelbar nach dem Spannen, entsprechend den Angaben in der Statik $Z_{v,0} \approx 307$ kN je Spannglied unterstellt werden.

Durch den Schüttgutdruck wurde die Wandstauchung aus Vorspannung reduziert. Da er größeren Veränderungen unterliegt, ist eine exakte Aussage über die Spannkraftverluste durch Kriechen nicht möglich. In der Bauwerksstatik wurde

angenommen, daß die Zelle während 75% der Standzeit leer ist und in der übrigen Zeit Fülldruck nach DIN 1055, Bl. 6, wirkt. Auf dieser Grundlage ergibt sich zum Zeitpunkt der Rißerkennung ein Spannkraftverlust von etwa 9%, bzw. eine Vorspannkraft $Z_{v,t} = 279 \text{ kN}$ je Spannglied; die Stahlspannung beträgt entsprechend $\sigma_{z,t} \approx 596 \text{ N/mm}^2$.

Zur Prüfung der Restvordehnung bei entleerter Zelle nach dem eingetretenen Schaden wurden einige Spanndrähte örtlich freigelegt und durchgetrennt. Nach der dabei mittels Dehnmessstreifen gemessenen Dehnungsänderung betrug die Stahlspannung der im Verpreßmörtel liegenden Stäbe zuvor $\sigma_{z,t} = 600 \text{ N/mm}^2$ bzw. die Zugkraft je Spannglied $Z_{v,t} \approx 280 \text{ kN}$.

In Anbetracht der sehr guten Übereinstimmung mit dem rechnerischen Wert kann davon ausgegangen werden, daß die Spannglieder überwiegend ordnungsgemäß vorgespannt waren. Von insgesamt 13 geöffneten Hüllrohren waren allerdings vier unverpreßt und eines nicht vorgespannt. Der Spannstahl wies zwar noch keine erkennbare Rostbildung auf, doch dies ist nicht mit Sicherheit langfristig gewährleistet. Sofern durch Risse Feuchtigkeit in die Hüllrohre eindringt, können sowohl Stahlkorrosion als auch Frostschäden entstehen.

4.5.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit

4.5.4.1 Allgemeines

Untersucht wird nur die Ringrichtung, weil insbesondere Vertikalrisse auftraten, deren Breiten eine unzureichende Bewehrung erkennen lassen.

Genauer gegenübergestellt werden die Tragfähigkeit im Zentrum des beschädigten Bereichs und die dort nach Silovorschriften zu erwartenden Beanspruchungen.

4.5.4.2 Schüttgutdruck

4.5.4.2.1 Meßwerte

Die Messungen wurden 1974 durchgeführt / 79 /; Risse waren damals noch nicht vorhanden. Mittels auf der äußeren Wandseite in verschiedenen Untersuchungshorizonten aufgeklebter Dehnmeßstreifen (Abb. 4.5.3) wurden die Dehnungsänderungen im Verlauf von Füll- und Entleerungsvorgängen gemessen und parallel dazu die Ganglinien des Zelleninhalts und die Temperaturen von Schüttgut und Außenluft verfolgt. Wie beim späteren Schaden war das Schüttgut US-Gelbmais.

Der Umstand, daß in keiner Ebene an mehreren Stellen des Umfangs gemessen wurde, läßt erkennen, daß die Wirkung eines rotationssymmetrischen Druckes als gesichert angenommen wurde. Insbesondere wegen des achsensymmetrischen Schüttgutabzugs wäre eine Überprüfung dieser Voraussetzung aus heutiger Sicht sinnvoll gewesen.

Die Ableitung wirklichkeitsnaher Schüttgutdrücke aus den Meßwerten stößt außerdem auf Schwierigkeiten, weil der Verlauf der Nullpunktdrift des Meßgerätes über die Versuchsdauer nicht bekannt ist und auch keine unbelastete Meßstelle parallel beobachtet wurde. Zwischen dem Nullabgleich bei Füllbeginn und dem Zeitpunkt maximaler Dehnungsänderungen vergingen aber 62 Stunden und als weitere 13 Stunden später die obere Meßstelle unbelastet war, so daß dort die Nullpunktdrift abgelesen werden konnte, betrug sie immerhin 20% des Maximalwertes.

Schließlich wäre für die Umrechnung der Meßwerte in Spannungen eine Verwendung des tatsächlichen Elastizitätsmoduls des Betons und der Poissonzahl ν erforderlich, welche aber nicht zur Verfügung stehen.

Unterstellt man einen linearen Temperaturverlauf über die Wanddicke und eine lineare Nullpunktdrift über die

ZEIT	MESSSTELLENBEZEICHNUNG									
	H10	H11	V1	H20	H21	V2	H30	H31	V3	H40
18 ³⁰	105	202	-804	-195	-121	780	-	+1011	-313	541
19 ⁰⁰	96	186	-761	-193	-117	797	-	+1080	-258	700
19 ³⁰	88	178	-739	-198	-128	834	-	+930	-239	755
20 ⁰⁰	76	174	-702	-208	-143	865	-	+646	-313	730
20 ³⁰	69	160	-662	-248	-186	928	-	+452	-295	656
21 ⁰⁰	56	153	-613	-297	-249	972	-	+177	-461	545
21 ³⁰	-	126	-581	-288	-267	955	+41	+150	-440	429
21 ⁴⁵	-	118	-576	-228	-276	955	+26	+139	-453	411
22 ⁰⁰	47	123	-575	-317	-273	908	+23	+137	-436	392
	Silz in Ruhe			Entleerung Ende			Peilung ~21 m			
23 ⁰⁰	46	123	-577	-321	-273	968	+23	+137	-412	371
1 ⁰⁰	48	122	-586	-321	-271	942	+9	+118	-412	338
3 ⁰⁰	50	124	-587	-316	-262	948	+8	+115	-374	305
5 ⁰⁰	55	125	-581	-313	-262	946	+4	+105	-399	299
6 ⁰⁰	58	125	-583	-236	-228	908	+10	+116	-378	311
	Entleerung Beginn			~550 t/Std			Peilung ~21 m			
6 ³⁰	-	130	-576	-	-248	953	-20	+87	-383	324
7 ⁰⁰	-	128	-523	-	-309	994	-24	+26	-339	266
7 ³⁰	-	121	-503	-	-313	1028	-50	-2	-355	209
8 ⁰⁰	-	116	-490	-	-304	1042	+1	+40	-303	198
	Entleerung Ende			Peilung ~28 m						
9 ⁰⁰	-	112	-470	-	-315	1048	0	+44	-273	208

Meßwerte in Skalenteilen

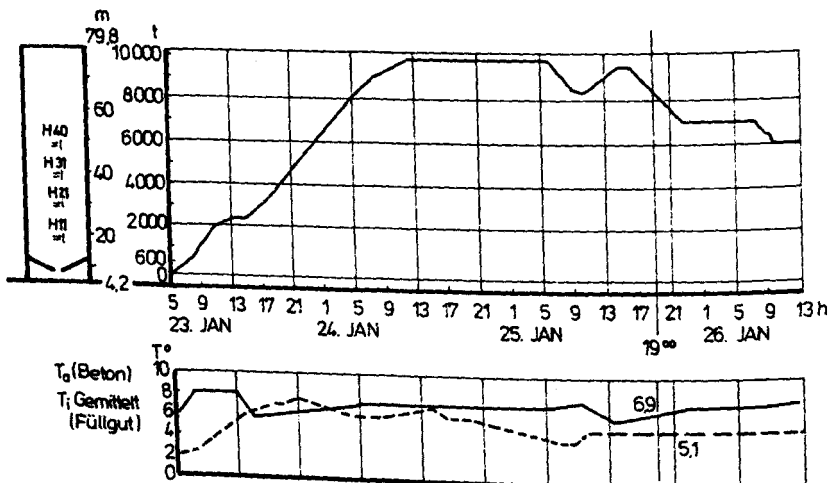


Abb. 4.5.3: Meßwerte, Ganglinien des Zelleninhalts und Temperaturen nach / 79 /

Versuchsdauer, so ergibt sich aus den maximalen Meßwerten bei Unterstellung rotationssymmetrischen Schüttgutdruckes ein Maximalwert beim Entleeren $p_{he} \cong 184 \text{ kN/m}^2$ in Höhe der Meßstelle H31 (Abb. 4.5.4); sie liegt innerhalb des Bereiches, in dem später Risse auftraten.

4.5.4.2.2 Silovorschriften

In Abb. 4.5.5 sind die Horizontaldrucklinien nach den im Anhang beschriebenen Silovorschriften sowie die Grenztragfähigkeitslinie für rotationssymmetrischen Horizontaldruck einander gegenübergestellt. Der Bauwerksstatik liegen die Vorgaben von DIN 1055 für zentrisches Entleeren von Mais zugrunde, d.h. es wurde stets gleichmäßiger Abzug des Schüttgutes unterstellt. Der Abstand der Spannglieder wurde so gestaffelt, daß die resultierende Ringkraft aus Entleerungsdruck und Vorspannung über die Silohöhe annähernd Null war.

Durch Verstopfen eines der beiden mittleren Ausläufe bzw. durch ungleichmäßigen Abfluß von Schüttgut kann jedoch eine Exzentrizität $e \leq 1,80 \text{ m}$ auftreten. Diese ist kleiner als $d/6$, so daß sich hieraus nach DIN 1055 noch kein zu berücksichtigender Druckanstieg ergibt; läßt man diesen willkürlich erscheinenden Grenzwert einmal außer Betracht, so führt die Exzentrizität zu einer maximalen Drucksteigerung von etwa 12% des Wertes bei zentrischem Entleeren.

Nach den Erg. Best. ergibt sich bei Berücksichtigung der Auslaufexzentrizität für Mais ein 64% höherer Horizontaldruck als in der Bauwerksstatik zugrundegelegt wurde.

Die Drucklinie bei zentrischem Entleeren nach dem Normentwurf liegt zwischen denen nach DIN 1055 und den Erg. Best.; sie beinhaltet einen Faktor $c_s = 1,20$ nach Tab. C.2 (An-

Meßwerte:

25.01.74, 9.00 h, s. Abb. 7.5.3: $\kappa_{\varphi} = 1080$ SKT
 $\kappa_x = -258$ SKT

Nullpunktdrift:

26.01.74, 8.00 h, nach 75 Std.: $\kappa_{\varphi 0} = 198$ SKT
 25.01.74, 19.00 h, nach 62 Std.: $\kappa_{\varphi 1} = 165$ SKT

Bereinigte Meßwerte:

$$\bar{\kappa}_{\varphi} = 1080 - 165 = 915 \text{ SKT}$$

$$\bar{\kappa}_x = -258 - 165 = -423 \text{ SKT}$$

Bereinigte Dehnungen:

$$\bar{\kappa}_{\varphi} = 915 = \kappa'_{\varphi} - 0,2 \kappa'_x \rightarrow \kappa'_{\varphi} = 865 \text{ SKT}$$

$$\bar{\kappa}_x = -423 = \kappa'_x - 0,2 \kappa'_{\varphi}$$

mit $\varepsilon'_{\varphi} = 0,19 \cdot 10^{-6} \cdot \kappa'_{\varphi}$ ist $\varepsilon'_{\varphi} = 164 \cdot 10^{-6}$

Temperaturkompensation:

$\Delta T_a = 5,1 - 2 = 3,1^{\circ}\text{C}$ wurde kompensiert,

$\Delta T_m = 2^{\circ}\text{C}$ war zu kompensieren:

Korrektur

$$\Delta \varepsilon'_{\varphi} = 1,1 \cdot 10^{-5}$$

Druckkoordinaten:

Annahme von rotationssymmetrischer Wirkung des Horizontaldruckes:

$$P_h = \frac{EA_{bl}}{r} \cdot \varepsilon'_{\varphi}$$

Mit $A_{bl} = 0,259 \text{ m}^2$,

$E = 3,2 \cdot 10^7 \text{ kN/m}^2$ und

$r = 7,87 \text{ m}$

wird

$$P_h(\varepsilon'_{\varphi}) = 164 \cdot 10^{-6} \cdot 10,53 \cdot 10^5 = 173 \text{ kN/m}^2$$

$$P_h(\Delta \varepsilon'_{\varphi}) = 1,1 \cdot 10^{-5} \cdot 10,53 \cdot 10^5 = 11 \text{ kN/m}^2$$

$$\Sigma P_h = 184 \text{ kN/m}^2$$

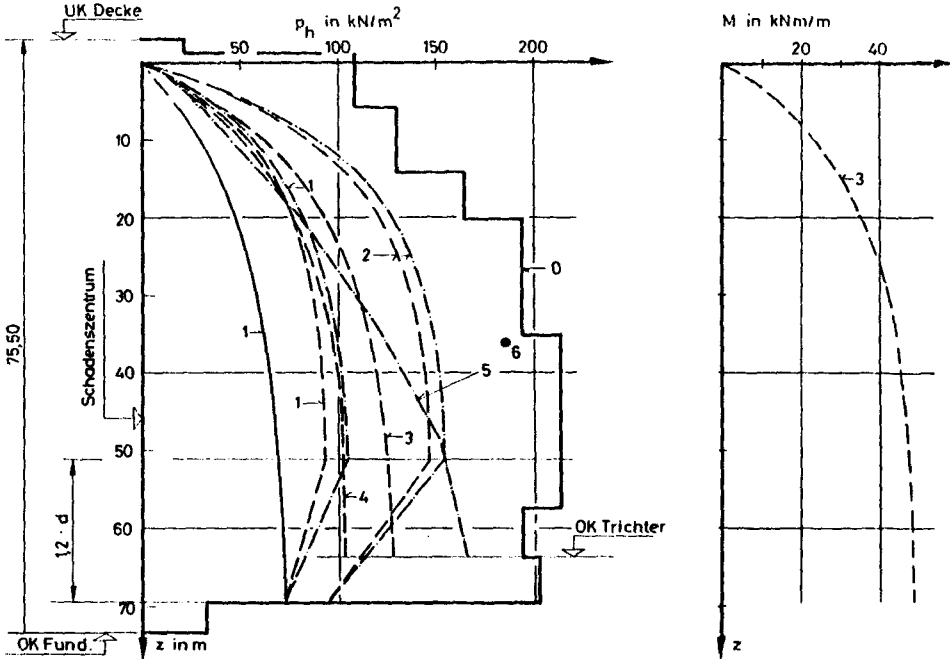
Nullpunktdrift und Schüttgutdruck:

$$198 \text{ SKT} \approx \varepsilon'_{\varphi} = 198 \cdot 0,19 \cdot 10^{-6} = 37,62 \cdot 10^{-6}$$

$$P_h(\varepsilon'_{\varphi}) = 37,62 \cdot 10^{-6} \cdot 10,53 \cdot 10^5 = 40 \text{ kN/m}^2$$

Abb. 4.5.4: Umrechnung von Meßwerten nach / 79 / in Horizontaldrücke

hang S. 104) zur Berücksichtigung des Schlagens von Mais in schlanken Silos. Nach dem α -Verfahren ergibt sich ein Zusatzmoment $M = 0,38 p_{he}$; die entsprechende Momentenlinie ist in Abb. 4.5.5 mit angegeben.



Bezeichnungen:

- | | | | |
|-----|---|-----------|-------------------------|
| 0 : | $p_{hu} = \text{const.} (\sigma_s = \beta_s)$ | 5 : | ACI Standard 313/77 |
| 1 : | DIN 1055, Bl. 6 | 6 : | Meßwert |
| 2 : | Erg. Best. zu DIN 1055 | — : | zentr. Füllen (f) |
| 3 : | Normentw., 11. Fassung | - - - : | zentr. Entleeren (e) |
| 4 : | Franz. Richtlinien | - · - · : | exzentr. Entleeren (ee) |

Abb. 4.5.5: Lastannahmen

Hervorzuheben ist noch einerseits die vergleichsweise gute Übereinstimmung der Drucklinien bei zentrischem Entleeren nach den Franz. Richtlinien und nach DIN 1055 sowie andererseits die Tatsache, daß exzentrisches Entleeren nach ACI Standard im oberen Silobereich einen kleineren Horizontaldruck als nach den anderen Lastannahmen liefert; mit zunehmender Tiefe nimmt der Druck jedoch vergleichsweise stärker zu und erreicht im Schadenszentrum eine Größe wie nach den Erg. Best..

Alle in Frage stehenden Drucklinien können von der vorhandenen Ringbewehrung aufgenommen werden, ohne daß der Spannstahl fließt. Ein Einsturz war insofern kaum zu befürchten.

Die Schnittgrößen im Schadenszentrum nach den verschiedenen Silovorschriften sind in Tab. 4.5.1 zusammengestellt. Ferner ist dort die Versagenssicherheit bei rotationssymmetrischer Wirkung der Drucklinien angegeben.

Nr.	Lastansatz	Betriebszustand	Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}
			$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$
1	DIN 1055, Bl.6	f	520	3,18	-
		e	713	2,32	-
2	Erg. Best.	e	1124	1,47	-
		ee	1186	1,39	-
3	Normentwurf	e	783	2,11	47
4	Franz. Rili.	e	783	2,11	-
5	ACI Standard	ee	1132	1,46	-
0	Grenzzustand		$Z_0 = 1653 \text{ kN/m}$		

Tab. 4.5.1: Schnittgrößen

4.5.4.3 Temperatur

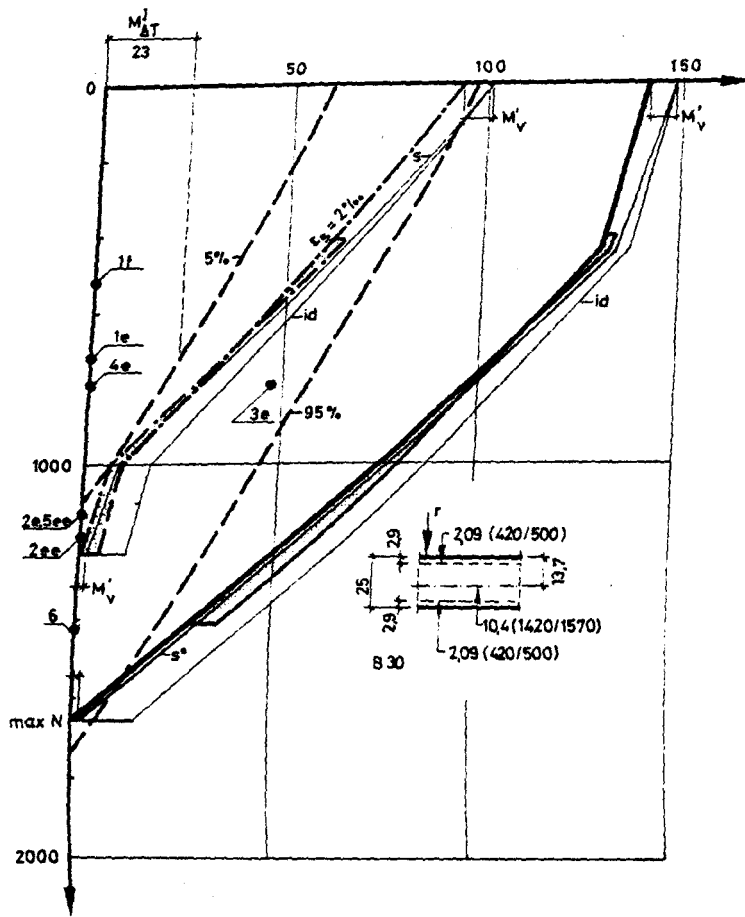
Dieser Lastfall wurde in der Bauwerksstatik nicht näher untersucht.

Zum Zeitpunkt der Rißerkennung betrug die Schüttguttemperatur nach vorliegenden Meßergebnissen 25 - 30 °C. Für eine geschtzte Außenlufttemperatur $T_L \approx 5 \text{ °C}$ und eine Schüttguttemperatur $T_S = 30 \text{ °C}$ ergibt sich in der 25 cm dicken Wand ein Temperaturgefälle von etwa 10,5 K und mit $E_b I_{bi} \approx 43 \text{ MNm}^2/\text{m}$ im Schadenszentrum ein Zwangmoment $M_{\Delta T}^I \approx 23 \text{ kNm/m}$. Durch Rißbildung wird dieses Moment vermindert; wegen seiner vergleichsweise geringen Größe bereits im Zustand I kann das Zwangmoment im Zustand II als unerheblich angesehen werden.

4.5.4.4 Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung

In Abb. 4.5.6 sind die Grenzlinien $N = f(M)$ für Rißbildung (5% und 95% Fraktile der Zugfestigkeit), für das Fließen der schlaffen Bewehrung sowie für das Fließen des Spannstahls ($\epsilon_s \geq 142/21 = 6,76\text{‰}$) angegeben. Die Biegemomente der beiden letztgenannten Grenzlinien sind bezogen auf die Lage der Ringzugkraft infolge rotationssymmetrischen Schüttgutdruckes angegeben, wobei berücksichtigt wird, daß sich diese Lage mit der Entstehung von Trennrissen ändert (vgl. Abschnitt 2.3). Weiterhin wird der Tatsache Rechnung getragen, daß das Vorspannmoment infolge Spannstahlvordehnung (M_V) durch ein Zwangmoment M'_V kompensiert wird und keine Tragfhigkeitserhhung bewirkt.

Die Gegenüberstellung der Grenzlinien mit den Schnittgrößen nach Silovorschriften läßt Rückschlüsse im Hinblick auf den Schaden auslösende Beanspruchungen zu.



Bezeichnungen:

- 1 : DIN 1055, Bl. 6
- 2 : Erg. Best. zu DIN 1055
- 3 : Normentwurf, 11. Fassung
- 4 : Franz. Richtlinien
- 5 : ACI Standard 313/77
- 6 : Meßwert
- f : zentrisches Füllen
- e : zentrisches Entleeren
- ee: exzentrisches Entleeren
- : Rißgrenzzustand (5%, 95%)
- .- : Betonstahl fließt ($\epsilon_s = 2\text{‰}$)
- : Grenztragfähigkeit
- : Schnittgrößen
- : Grenzlinie einschließlich M_v bezogen auf
- id : ideale Schwerachse
- s : Bewehrungsschwerachse
- s^0 : Schwerachse der Stahlkräfte bei max N ohne Anteil aus Vordehnung

Abb. 4.5.6: Tragfähigkeitsgrenzlinien und Schnittgrößen

4.5.5 Erörterung möglicher Schadensursachen

Die Kontrollprüfung der Restvordehnung des Spannstahls nach dem eingetretenen Schaden ergab Übereinstimmung mit dem planmäßig zu erwartenden Wert. Hieraus ist zu folgern, daß die Spannglieder keinesfalls über ihre Streckgrenze hinaus beansprucht wurden. Die z.T. breiten Risse (0,2 - 1 mm) müssen somit mit einem Nachgeben des Verbundes zwischen Spannstahl und Verpreßmörtel in Zusammenhang stehen.

Da ein Verbundversagen zwischen schlaffer Bewehrung und Beton nach dem vorliegenden Schadensbild und der augenscheinlichen Kontrolle an den Bohrkernen nicht in Betracht kommt, muß der Betonstahl geflossen sein. Es ist leicht nachzuweisen, daß die einer elastischen Dehnung von $\geq 2\text{‰}$ entsprechende Spannstahlkraft ausreicht, um bei nachlassendem Schüttgutdruck den Betonstahl so zu stauchen, daß wieder Druckkontakt zwischen den Rißufern eintritt bzw. daß - in Übereinstimmung mit der Beobachtung am Bauwerk - im entleerten Zustand Rißbreiten $\leq 0,05$ mm entstehen.

Aus Abb. 4.5.6 ist abzulesen, daß zentrischer Entleerungsdruck nach DIN 1055 oder nach den Franz. Richtlinien in Zusammenhang mit Zwang zwar einzelne Risse, aber nicht die festgestellte Rißhäufung mit Fließen der schlaffen Bewehrung bewirkt haben kann. Zentrisches Entleeren nach Normentwurf mit Zusatzmoment nach α -Verfahren reicht zwar sowohl zur Erklärung von Rissen als auch als Ursache des Fließens der schlaffen Bewehrung aus, in Anbetracht des gleichmäßigen Rißbildes erscheint es jedoch wahrscheinlicher, daß ein annähernd rotationssymmetrischer Druck in der Größe des zentrischen oder exzentrischen Entleerungsdruckes nach den Erg. Best. oder nach ACI Standard möglicherweise zusammen mit einer Zwangbeanspruchung den Schaden auslöste.

Auch die Dehnungsmessungen deuten trotz der Unwägbarkeiten bei der Auswertung darauf hin, daß Drücke entsprechend

den Erg. Best. für zentrisches oder exzentrisches Entleeren im Bereich des Wahrscheinlichen liegen. Das Auftreten noch höherer Drücke läßt sich aus den Meßwerten allerdings auch nicht nachweisen; nach Abb. 4.5.6 hätte der in Abb. 4.5.5 abgeleitete Spitzendruck bereits zum Zeitpunkt der Messungen zu Rissen Anlaß geben müssen. Da dies nicht eingetreten ist, ist davon auszugehen, daß bei den Messungen tatsächlich kleinere Drücke auftraten als die Rechnung ergibt.

Schließlich zeigt Abb. 4.5.6, daß die Grenzlinien für Erstrißbildung und Fließen des Betonstahls im Bereich von Normalkräften nach den Erg. Best. dicht beieinander liegen. Insofern erscheint durchaus plausibel, daß lange Zeit keine Risse und schlagartig durch eine Belastung in dieser Größe Risse von größerer Breite auftraten.

4.5.6 Zusammenfassung

Der näherungsweise gleichmäßige Rißabstand auf der Innen- und Außenseite der Silowand läßt darauf schließen, daß überwiegend Ringzugkräfte und weniger lastbedingte Wandbiegung für den Schaden ausschlaggebend waren.

Ein rotationssymmetrischer Horizontaldruck in der Größe des zentrischen oder exzentrischen Entleerungsdruckes nach den Erg. Best. oder nach ACI Standard in Zusammenhang mit Temperaturzwang kann das festgestellte Schadensbild erklären; mit Abbau des Zwangs durch zunehmende Rißbildung werden aus Biegerissen Trennrisse.

Für das Auftreten höherer Drücke als nach den Erg. Best. gibt der Schaden keine signifikanten Hinweise. Die Lastannahmen nach DIN 1055, Bl. 6, sowie nach den Franz. Richtlinien können den Schadenseintritt nicht erklären und sind infolgedessen unzureichend.

Der Umstand, daß der erhöhte Schüttgutdruck erst nach mehrjährigem Silobetrieb auftrat, ist so zu erklären:

- Mit zunehmender Nutzungsdauer ändert sich der Wandreibungswinkel des Schüttgutes in ungünstiger Richtung, weil die Oberfläche durch Reibung organischer Schüttgüter glatter wird.
- Der Vorspanngrad nimmt mit zunehmendem Alter des Silos durch Kriechen und Schwinden des Betons ab.
- Die Betonzugfestigkeit vermindert sich durch Dauerbelastung.

Eine gewisse Diskrepanz besteht allerdings darin, daß der Ort der maximalen gemessenen Drücke nicht mit dem der größten Rißhäufigkeit übereinstimmt; bei den Messungen war ein Druckabfall zwischen den beiden Horizonten zu vermerken. Hierfür gibt es folgende Erklärungen:

- Die maßgebenden Messungen entstanden nicht beim Entleeren sondern beim Umlagern. Hierdurch konnten Veränderungen des Ortes mit maximalen Silodrücken u.U. nicht erfaßt werden.
- Die Verteilung der Zugfestigkeit unterliegt stochastischen Gesetzmäßigkeiten.
- Mängel der Bauausführung, z.B. nicht vorgespannte Spannlieder, sind ebenfalls nicht gleichmäßig verteilt.

4.6 Zementsilo mit Flachboden und Förderorganen

4.6.1 Angaben zum Bauwerk

Die zylindrische Zelle mit einer Kegelschale als Dach wurde 1939 in Betrieb genommen und seitdem ausschließlich zur Lagerung von Zement genutzt.

Die wesentlichen Maße und Einzelheiten zeigt Abb. 4.6.1: Der lichte Durchmesser beträgt 14 m und die Wandstärke 25 cm. Zwischen Siloboden und Oberkante des Ringbalkens zur Aufnahme des Dachschubs ist die Zelle 24 m hoch. Beide Konstruktionsteile, d. h. Zylinder und Kegeldach, bestehen aus Stahlbeton. Das Bauwerk ist auf einer Stahlbetonplatte flach gegründet.

Die Zellenfüllung erfolgt über eine Rohrleitung weitgehend zentrisch durch das Dach. Entleert wird mittels im Boden eingelassener Förderschnecken, die den Zement in einen diametral verlaufenden Transportgang fördern. Fünf Schnecken befinden sich auf jeder Seite des Transportganges; sie sind im halben Abstand gegeneinander versetzt.

4.6.2 Hergang und Ausmaß des Schadens

Etwa 18 Jahre nach der Inbetriebnahme brach das Silo schlagartig zusammen während gerade kontinuierlich Schüttgut abgezogen wurde; die Trümmerlage ließ keine deutliche Richtung des Zerstörungsvorganges erkennen. Beim Entleeren zum Zeitpunkt des Einsturzes waren einige Schneckenförderer außer Betrieb.

Nach einer Zeitungsmeldung war das Silo mit 4000 t Zement gefüllt. Die Angabe wurde vermutlich aus der näherungsweise bekannten Füllhöhe und einer damals üblicherweise nach Löser / 65 / angenommenen Zementwichte $\gamma = 12 \text{ kN/m}^3$ abgeleitet. Die angegebene Zementmasse entspricht damit einer Aus-

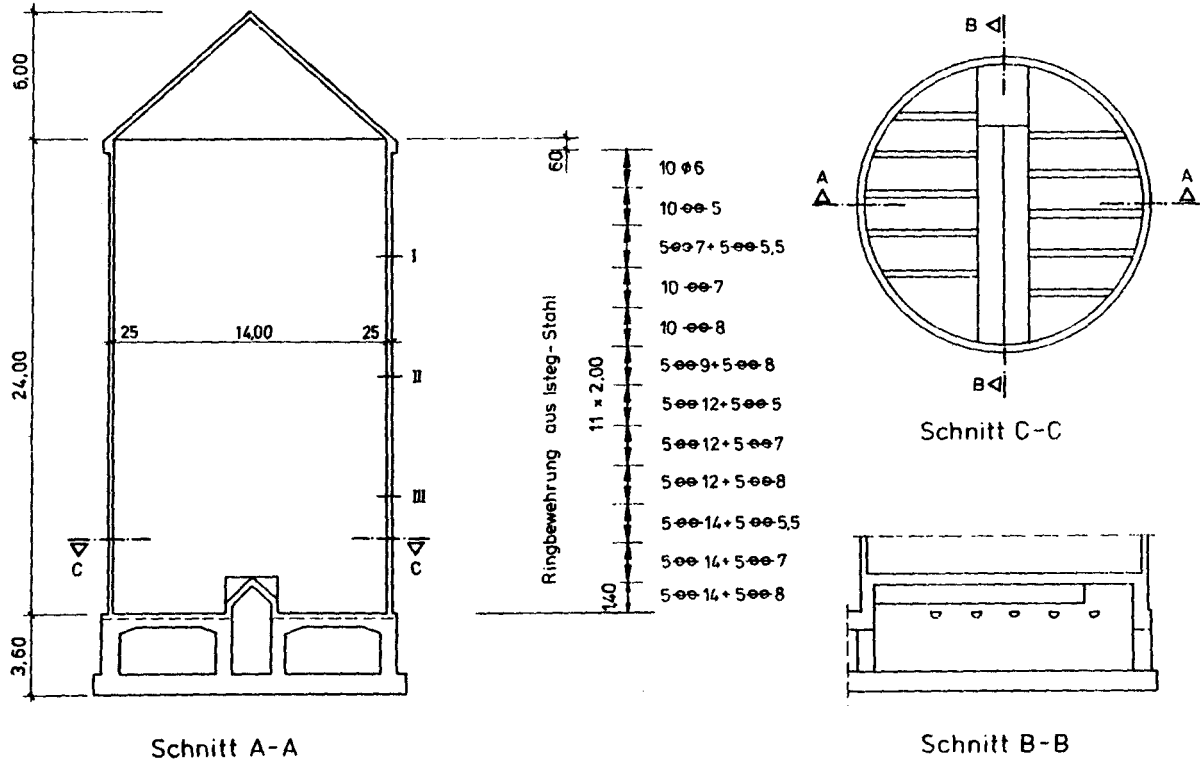


Abb. 4.6.1: Schnitte und planmäßige Ringbewehrung

nutzung von etwa 95 % beim Einsturz.

4.6.3 Bauausführung, Baugenaugigkeit und Werkstoffe

Die Herstellung der kreiszylindrischen Zelle erfolgte in Gleitschalung.

An größeren Wandbruchstücken wurden die Betondruckfestigkeit, die Verlegegenauigkeit der Bewehrung sowie die Stoßlängen in Ringrichtung überprüft. Eine Gegenüberstellung mit der nach der statischen Berechnung notwendigen Bewehrung war jedoch nicht möglich, weil die ursprüngliche Lage der Bruchstücke in der Bauwerkswand nicht mehr feststellbar war.

Die Druckfestigkeit wurde mit dem Einbeckschen Pendelhammer überprüft; der Beton war danach zumindestens als B 25 nach DIN 1045 (12.78) einzustufen. Er zeigte augenscheinlich eine gleichmäßige Körnungsstruktur mit geringem Porenanteil.

Die Ringbewehrung aus Isteg-Stahl, bestehend aus jeweils zwei miteinander verwundenen glatten Rundstäben gleichen Durchmessers, war mit ungleichmäßigem Abstand verlegt; an den Bruchstücken wurden Werte zwischen 6 und 32 cm festgestellt. Im Mittel ergab sich jedoch in jedem untersuchten Bruchstück für innere und äußere Bewehrungslage ein Stababstand von 20 cm, was mit der statischen Vorgabe von insgesamt 10 Bewehrungsstäben je steigendem Meter übereinstimmt.

Auch die Übergreifungsstöße mit Haken an den Stabenden zeigten unterschiedliche Längen. Im Mittel lagen sie jedoch über dem nach DIN 1045 für glatten Stahl im Verbundbereich I erforderlichen Wert bei Zugrundelegung einer Streckgrenze $R_{s} = 350 \text{ N/mm}^2$ entsprechend den Annahmen in der Bauwerksstatik. Da bei Isteg-Stahl sicher eine höhere Verbundfestigkeit vorhanden ist, liegen die Stoßlängen im Mittel auf

der sicheren Seite. Einzelne Unterschreitungen sind nicht als gravierend anzusehen; die Stöße wurden gegeneinander versetzt, so daß ein Reißverschlußeffekt auszuschließen ist.

Der Bewehrungsplan der Zylinderwand lag bei einer gutachtlichen Stellungnahme nach dem Schadenseintritt noch vor. Da damals kein Unterschied zwischen Angaben in der Statik und auf dem Bewehrungsplan vermerkt wurde, wird diesbezüglich Identität unterstellt.

In Abb. 4.6.1 ist die gemäß Statik einzubauende Ringbewehrung mit angegeben. Die an den Betonbruchstücken festgestellte Betondeckung wich z. T. deutlich von dem Vorgabewert (2,5 cm) ab.

4.6.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit

4.6.4.1 Allgemeines

Es wird nur die Tragfähigkeit in Ringrichtung untersucht; eine primäre Überbeanspruchung in Vertikalrichtung war aus den Bruchstücken nicht ableitbar.

Nach dem Schadensbild ist davon auszugehen, daß die Silowandung in einem größeren Bereich nahezu gleichzeitig versagte. Für eine genauere Untersuchung bieten sich die Viertelspunkte der Zylinderhöhe (Abb. 4.6.2) an. Ein Versagen im oberen Viertel hätte vermutlich nicht zum Totaleinsturz geführt; am Silofuß lagen wegen der biegesteifen Verbindung zwischen Silowand und Boden statisch günstigere Verhältnisse vor.

4.6.4.2 Schüttgutdruck

In der Bauwerksstatik wurde der Horizontaldruck in Anlehnung an Löser / 65 / ermittelt; der Ansatz entspricht dem von Janssen und Koenen. Ausgehend von $\varphi = 40^\circ$ wurde der

Horizontaldruckbeiwert zu $\lambda_a = 0,217$ bestimmt. Wandreibungsbewert und Zementwichte wurden zu $\mu = 0,30$ bzw. $\gamma = 14 \text{ kN/m}^3$ angenommen; LÖser empfiehlt $\gamma = 12 \text{ kN/m}^3$, $\mu = 0,30$ und $\lambda_a = 0,406$ bei Zement zugrunde zu legen.

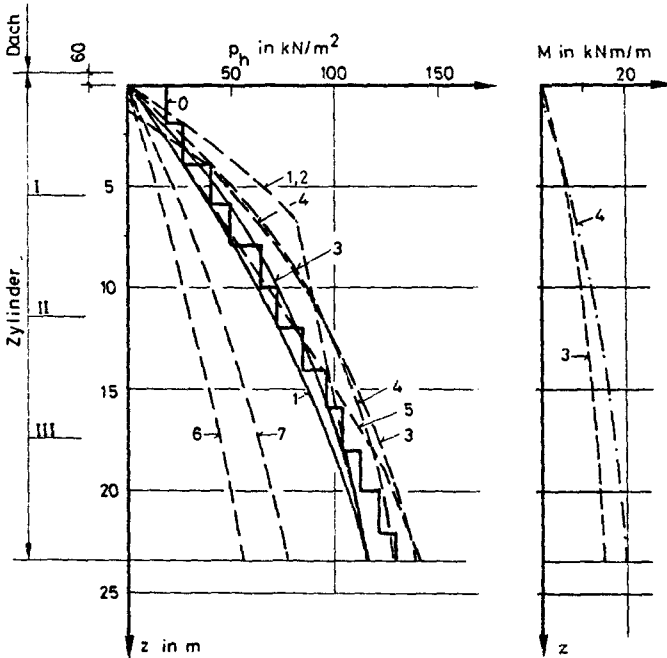
In Abb. 4.6.2 ist die in der Bauwerksstatik vorausgesetzte Drucklinie denjenigen gegenübergestellt, die sich nach LÖser sowie nach Silovorschriften (vgl. Anhang, Teil C) ergeben. Außerdem ist die Grenzlinie des aufnehmbaren rotationssymmetrischen Druckes bei Fließen der Bewehrung dargestellt.

Das Verhältnis h/d bei 95 %-iger Auslastung des Silos beträgt etwa 1,7. Bei dieser Zellenschlankheit ist auch nach ACI Standard die Verwendung von Erddruckansätzen nicht mehr zulässig.

Da feststeht, daß einzelne Förderschnecken beim Schadenseintritt nicht betriebsfähig waren, wurde der Zement naturgemäß ungleichmäßig bzw. exzentrisch abgezogen. Auch bei einwandfreier Funktion aller Schnecken war zumindestens im unteren Silobereich ein achsensymmetrischer Schüttgutstrom zu erwarten. Unterstellt man den Ausfall von 50 % der Schnecken auf einer Seite des Abzugskanals und berücksichtigt zusätzlich den insbesondere in Wandnähe erfolgenden Schüttgutabzug der Schnecken (vgl. Anhang, S. 81), so läßt sich eine Exzentrizität $e = 1,25 \text{ m} < d/6$ ableiten. Nach DIN 1055, Bl. 6 zieht dies noch keine nennenswerte Druckerhöhung gegenüber zentrischem Entleeren nach sich, zumal auch die Bedingung $h/d \leq 2$ erfüllt ist. Nach den Erg. Best. bewirkt die Exzentrizität eine Druckerhöhung $\leq 5\%$, so daß hinreichend genau Übereinstimmung mit DIN 1055 angenommen werden kann.

Die Drucklinie für zentrisches Entleeren nach dem Normentwurf, die mit einem Erhöhungsfaktor $e_h = 1,2 < \max e_h = 1,3$ aus dem Fülldruck abgeleitet wurde, steht in guter Übereinstimmung mit der Drucklinie nach den Franz. Richtlinien.

Wegen der überwiegend in Wandnähe aufnehmenden Schnecken ist die Zelle nach den Franz. Richtlinien als geometrisch anomal anzusehen, d. h. neben dem rotationssymmetrisch angesetzten Entleerungsdruck ist ein Zusatzmoment zu berücksichtigen.



Bezeichnungen:

- | | | | |
|-----|---|-----------|--------------------|
| 0 : | $p_{hu} = \text{const.} (\sigma_s = \beta_s)$ | 6 : | Bauwerksstatik |
| 1 : | DIN 1055, Bl. 6 | 7 : | Löser / 65 / |
| 2 : | Erg. Best. zu DIN 1055 | — : | zentr. Füllen |
| 3 : | Normentw., 11. Fassung | - - - : | zentr. Entleeren |
| 4 : | Franz. Richtlinien | - · - · : | exzentr. Entleeren |
| 5 : | ACI Standard 313/77 | | |

Abb. 4.6.2: Lastannahmen

Die Drucklinie nach ACI Standard bei exzentrischem Entleeren erreicht erst im unteren Zellenbereich die Größenordnung nach Normentwurf und Franz. Richtlinien; im oberen Bereich ist der Druck kleiner und nahezu identisch mit dem Fülldruck nach DIN 1055.

Der vergleichsweise größte Druck im oberen Zellenbereich ergibt sich bei zentrischem Entleeren nach DIN 1055; wegen der Abminderung auf den Fülldruck in einem Höhenbereich $1,2 \cdot d \leq 0,75 h$ über den Auslauf ist er in der unteren Zellenhälfte aber kleiner als zentrischer Entleerungsdruck nach Normentwurf, Franz. Richtlinien oder ACI Standard.

Mit Ausnahme der Drucklinien nach Bauwerksstatik und Löser / 65 / liegen alle in der Nähe der Grenzlinie für Fließen infolge rotationssymmetrischen Druckes bzw. darüber. Tab. 4.6.1 enthält eine Zusammenstellung der Schnittgrößen in den Schnitten I bis III nach den vorerwähnten Lastannahmen.

Nr.	Lastansatz	Schnitt I			Schnitt II			Schnitt III		
		Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}	Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}	Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}
		$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$	$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$	$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$
1f	DIN 1055, Bl. 6	266	0,96	-	490	1,04	-	686	1,04	-
1e		504	0,51	-	637	0,80	-	728	0,98	-
3f	Normentwurf	322	0,80	6	553	0,92	10	714	1,00	13
3e		392	0,66	6	658	0,78	10	854	0,84	13
4ee	Fr. Rili.	374	0,69	7	658	0,78	13	833	0,86	17,5
5ee	ACI Stand.	266	0,97	-	525	0,97	-	826	0,86	-
6	Bauw.Stat.	112	2,30	-	210	2,43	-	315	2,27	-
7	Löser	168	1,54	-	315	1,62	-	441	1,62	-
0	Grenzzust.	$Z_{OI} = 258 \text{ kN/m}$			$Z_{OII} = 510 \text{ kN/m}$			$Z_{OIII} = 714 \text{ kN/m}$		

Tab. 4.6.1: Schnittgrößen

4.6.4.3 Temperatur

Die Beanspruchung aus Temperaturzwang wurde in der Bauwerksstatik nicht weiter verfolgt. Bei Annahme einer Zementeinfülltemperatur von ca. 100°C nach Martens / 68 / und einer geschätzten Außenlufttemperatur von etwa 10°C ergibt sich in der Wand ein Temperaturgefälle von $\sim 40\text{K}$ und bei einer mittleren Wandsteifigkeit $E_b I_{bi} \approx 40 \text{ MNm}^2/\text{m}$ ein Zwangsmoment $M_{\Delta T}^I \approx 80 \text{ kNm/m}$.

Aufgrund vorher auftretender Ribbildung wird jedoch nur ein geringeres Zwangsmoment erreicht. Bei Berücksichtigung der Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen ergibt sich infolge der behinderten Temperaturkrümmung $k_{\Delta T} = 2 \text{ mm}^{-1}$ maximal, d.h. bei $N = 0$, nur noch $M_{\Delta T}^{II} = 27 \text{ kNm/m}$ (Abb. 4.6.3).

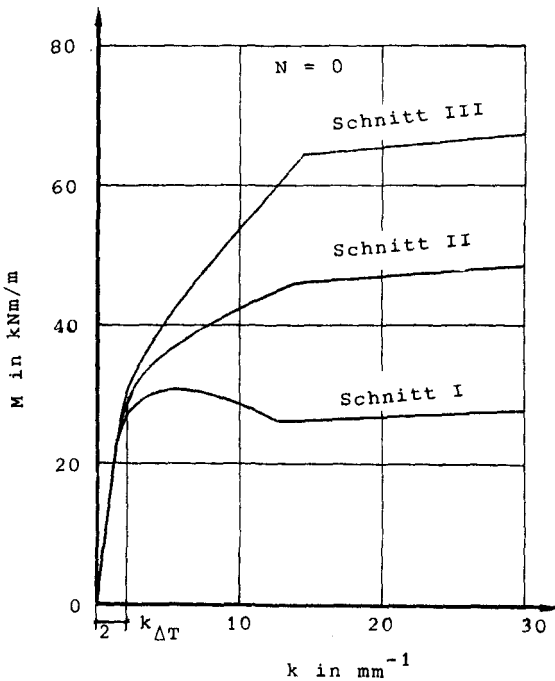


Abb. 4.6.3:
M/k-Linien

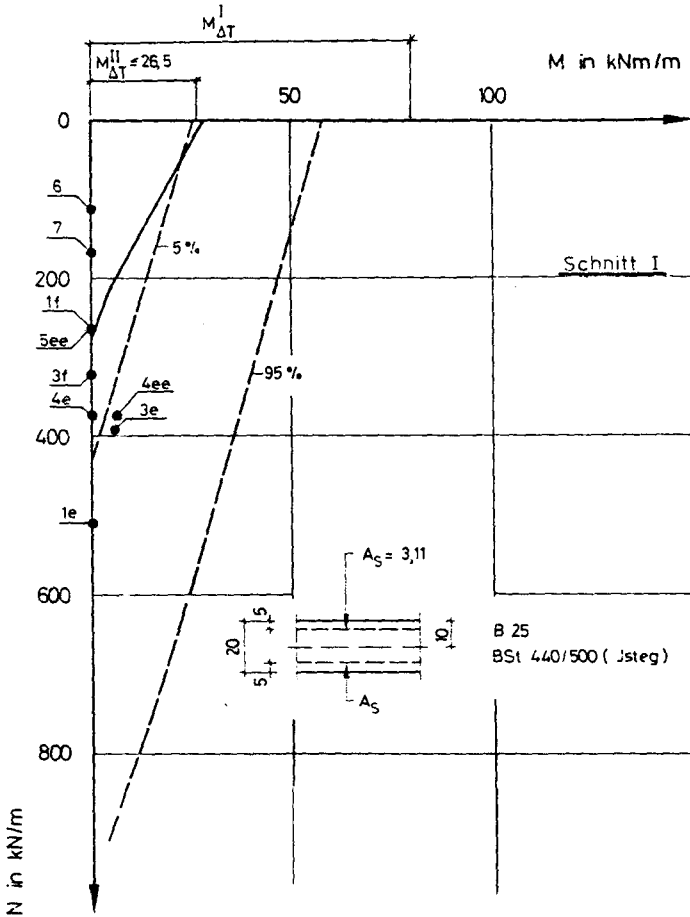
Für den Einsturz ist Temperaturzwang sicher nicht maßgeblich, weil sich einerseits das Temperaturgefälle zumindestens im unteren und mittleren Bereich der Zelle bereits abgebaut hat, wenn das Silo voll ist und andererseits mit Fließen der Bewehrung und Entstehen klaffender Risse, die Wand sich dem Temperaturgefälle entsprechend unbehindert krümmen kann.

4.6.4.4 Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung

Da die Untersuchung der Bruchstücke keine besondere Bewehrungskonzentration in der äußeren Lage erkennen ließ, wird von annähernd gleichmäßiger Verteilung auf beide Bewehrungslagen auf gesamter Wandhöhe ausgegangen. Die Betondeckung der Ringbewehrung wird innen und außen mit ≤ 5 cm angenommen.

Die Streckgrenze β_S und die Zugfestigkeit β_Z des Isteg-Stahls mußten mangels entsprechender Normvorgaben aus Untersuchungsberichten / 9 ,101/ entnommen werden; die entsprechenden Stahlproben entstammten Bauteilen, die wie die Zelle im Jahre 1936 hergestellt wurden. β_S und β_Z unterliegen offenbar starken Streuungen: Die ausgeprägte Streckgrenze liegt zwischen 350 und 440 N/mm² und die Zugfestigkeit zwischen 420 und 500 N/mm².

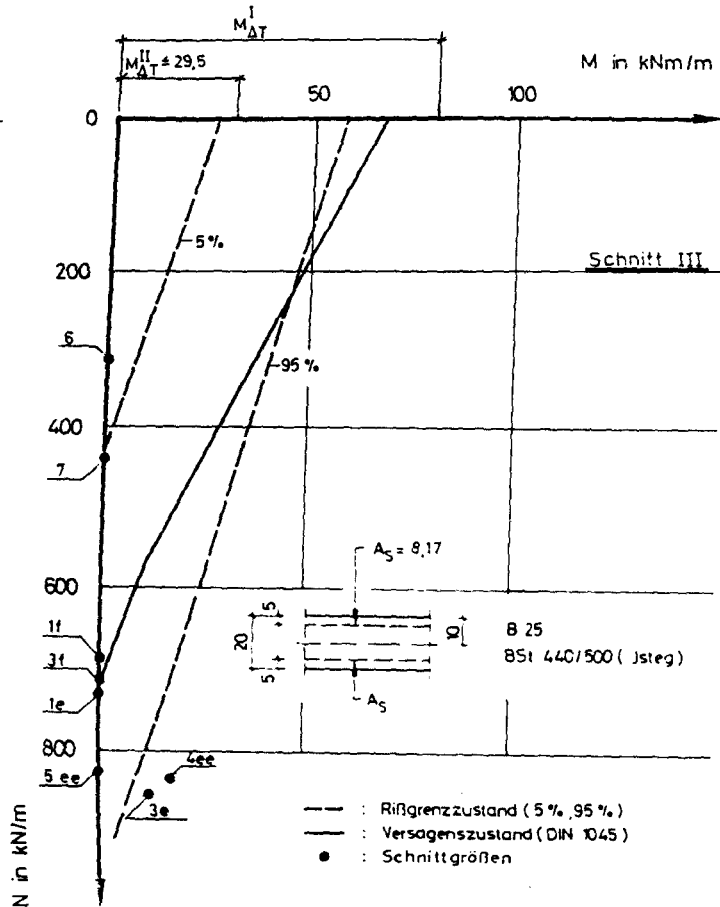
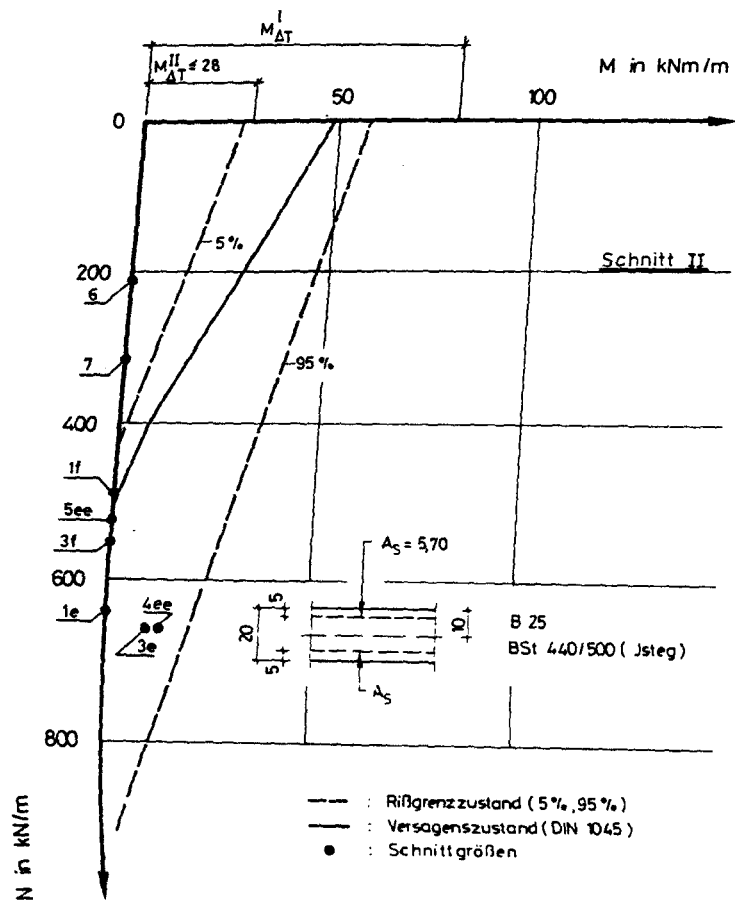
Für die Ermittlung von Tragfähigkeitsgrenzlinien wird der Maximalwert der an Einzelversuchen festgestellten Streckgrenzen, d. h. $\beta_S = 440$ N/mm² zugrunde gelegt, weil beabsichtigt ist, Aussagen über größtmögliche schadensauslösende Beanspruchungen zu machen. In Abb. 4.6.4 sind die Linien $N = f(M)$ für den Fließzustand der Bewehrung in den Schnitten I bis III angegeben. Die dort ebenfalls dargestellten Rißgrenzlinien gelten hinreichend genau für alle Schnitte, weil der Bewehrungseinfluß auf die Querschnittswerte gering ist. Die Gegenüberstellung dieser Grenzlinien mit den Schnittgrößen nach Silovorschriften ist wesentliche Grundlage der nachfolgenden Diskussion zur Schadensursache.



Bezeichnungen:

- | | | | |
|-----|------------------------|-----|---------------------------|
| 1 : | DIN 1055, Bl. 6 | f : | zentr. Füllen |
| 2 : | Erg. Best. zu DIN 1055 | e : | zentr. Entleeren |
| 3 : | Normentw., 11. Fassung | ee: | exzentr. Entleeren |
| 4 : | Franz. Richtlinien | --- | Rißgrenzzust. (5%,95%) |
| 5 : | ACI Standard 313/77 | — | Versagenszust. (DIN 1045) |
| 6 : | Bauwerksstatik | | |
| 7 : | Löser / 65 / | | |

Abb. 4.6.4-1: Tragfähigkeitsgrenzlinien und Schnittgrößen, Schnitt I



4.6.5 Erörterung möglicher Schadensursachen

Nach Abb. 4.6.4 ist davon auszugehen, daß die Silowand lange vor dem Einsturz Risse zeigte. Sie treten bereits allein bedingt durch Temperaturzwang auf, wobei im oberen Bereich sogar ein unmittelbares Fließen der Bewehrung mit der Entstehung erster Risse einhergeht; dabei wird die Zwangbeanspruchung abgebaut. Der Umstand, daß die Risse nicht zu einer Nutzungseinschränkung Anlaß gaben, läßt erkennen, daß das Rißbild in dem vom Boden aus einsehbaren Bereich offenbar nicht bedrohlich wirkte.

Zur Zeit des Einsturzes war das Silo nahezu gefüllt und es wurde laufend Zement zur Verpackungsanlage abgezogen. Gleichzeitig wurde evtl. heißer Zement von oben zugeführt. Bedingt durch die Schneckenförderer ergab sich zumindestens im unteren Silobereich ein ungleichmäßiger Horizontaldruck am Wandumfang, insbesondere weil einige Förderer defekt waren.

Demnach hat das Silo in einem Betriebszustand versagt, bei dem maximale Drücke auftreten. Dabei erscheint es wenig wahrscheinlich, daß nach 18 Jahren plötzlich eine Beanspruchung der Bewehrung auftrat, die erheblich über der definierten Versagensgrenzlinie lag. In diesem Fall wäre sicher bereits früher einmal zumindest die Fließgrenze erreicht worden, was durch breite Risse aufgefallen wäre. Eher liegt die Vermutung nahe, daß der Einsturz mit einer erstmaligen lastbedingten Ausnutzung der Bewehrung bis zur Fließgrenze oder nur wenig darüber in Zusammenhang steht.

Bei dem vergleichsweise hohen Füllgrad im Augenblick des Versagens hatte sich Biegezwang in den Schnitten II und III mit Sicherheit weitgehend abgebaut. Die Ursache für den vollständigen Einsturz ist somit allein im Schüttgutdruck zu suchen, wobei zumindestens im unteren Bereich die An-

wesenheit von Biegemomenten infolge ungleichmäßigen Horizontaldruckes am Umfang nicht völlig ausgeschlossen werden kann. Die aufgetretene Druckverteilung ist jedoch qualitativ wie quantitativ unbekannt, so daß keine wirklichkeitsnahe Abschätzung von Biegemomenten möglich ist.

Aus Abb. 4.6.2 kann abgelesen werden, welcher rotations-symmetrische Schüttgutdruck die Grenzlinie, bei der die Bewehrung fließt, gut annähert. Abb. 4.6.3 zeigt, welches Biegemoment ggf. zusammen mit einem mittleren rotations-symmetrischen Horizontaldruck nach den Silovorschriften noch aufgenommen werden kann. Danach ergibt sich folgendes Bild:

Fülldruck nach DIN 1055 oder Normentwurf sowie exzentrischer Entleerungsdruck nach dem ACI Standard besitzen in größeren Bereichen der Silohöhe eine Größe, bei der Fließen der Bewehrung gerade zu erwarten ist. Entleerungsdruck nach Normentwurf und den Franz. Richtlinien, insbesondere aber Entleerungsdruck nach DIN 1055, Bl. 6 liegen im oberen und mittleren Bereich der Zelle dagegen offenbar deutlich auf der sicheren Seite.

Der Umstand, daß der Schaden durch rotationssymmetrischen Fülldruck nach einzelnen Silovorschriften hinreichend erklärt werden kann, dokumentiert, daß diese Lastannahmen im vorliegenden Fall offenbar hinreichend groß sind, sowohl Laststeigerungen durch den Entleerungsvorgang als auch Biegebeanspruchungen aus ungleichmäßigem Druck mit abzudecken. Dies führt zu der Schlußfolgerung, daß entweder die genannten Fülldrucklinien für den Füllzustand der gedruckten Zelle auf der sicheren Seite liegen oder daß Drucksteigerungen und Biegemomente durch das Entleeren bei der vorliegenden Silokonstruktion nur vergleichsweise gering bzw. vernachlässigbar sind.

Da als Fließgrenze der Bewehrung der höchste in Zugversuchen ermittelte Einzelwert und nicht der Mittelwert zugrunde gelegt wurde, könnten u. U. auch bereits kleinere Drücke als vorstehend besprochen den Schaden ausgelöst haben.

4.6.6 Zusammenfassung

Das Zementsilo mit einer Schlankheit $h/d \cong 1,7$ stürzte nach 18 Jahren in einem ungünstigen Betriebszustand ein; es war weitgehend gefüllt und Zement wurde abgezogen. Die infolge der achsensymmetrisch angeordneten Förderschnecken bedingte Abweichung des Schüttgutdruckes von einem rotationssymmetrischen Zustand war verstärkt, dadurch daß einige Schnecken nicht betriebsfähig waren.

Der Einsturz des Silos wurde durch Fließen der Bewehrung aus Isteg-Stahl eingeleitet. Ringzugkräfte aus rotationssymmetrischem Fülldruck nach DIN 1055, Bl. 6, oder Normentwurf aber auch aus Entleerungsdruck nach ACI Standard beanspruchen die Bewehrung in dieser Größenordnung und sind somit in der Lage, sowohl Drucksteigerungen durch Entleeren als auch Biegemomente infolge ungleichmäßigen Druckes bei der in Frage stehenden eher gedrungenen Silokonstruktion mit abzudecken.

Größere Druckerhöhungen beim Entleeren von Silos gegenüber dem Füllzustand ergeben sich bei Kolbenfluß oder Massenfluß des Schüttgutes (vgl. Anhang, S. 43); die vorliegende Zellenkonstruktion bzw. die Art der Entleerung läßt solche Schüttgutbewegungen offenbar nicht entstehen.

4.7 Zementsilo mit achsensymmetrischer Trichteranordnung, Förderorganen und kleinem Einbauteil

4.7.1 Angaben zum Bauwerk

Die Herstellung erfolgte im Zeitraum Herbst 1959 bis Frühjahr 1960. Das Silo war ausschließlich zur Zementlagerung bestimmt und wurde uneingeschränkt genutzt.

Abb. 4.7.1 zeigt die Zelle mit ihren wesentlichen Einzelheiten und Abmessungen. Sie ist insgesamt 26 m hoch, hat einen lichten Durchmesser $d = 10$ m und eine Wanddicke von 20 cm; die nutzbare Lagerraumhöhe beträgt etwa 23 m. Die Zelle ist flach gegründet.

Der Zellenboden wurde so ausgebildet, daß der Zement drei in parallelen Kanälen angeordneten Kettenförderern zufließt, welche ihn nach außen leiten. Auf diese Weise kann das Silo vollständig entleert werden.

Etwa 4 m oberhalb der Kettenförderer befindet sich eine Wandöffnung zur unmittelbaren Beladung von Transportfahrzeugen; sie liegt den Abzugsöffnungen der Kettenförderer in der Silowand diametral gegenüber. Im Inneren ist vor dieser Öffnung eine trogförmige zur Wand geneigte Konsole angeordnet, die bei entsprechendem Füllgrad ein seitliches Abziehen von Zement ermöglicht.

4.7.2 Hergang und Ausmaß des Schadens

Im April 1975, d.h. 15 Jahre nach der Inbetriebnahme, wurden auf der äußeren Manteloberfläche der Zelle Vertikal- und Horizontalrisse festgestellt. Es ist denkbar, daß sie bereits längere Zeit zuvor vorhanden waren und eher zufällig, z.B. bei nasser Wandfläche besonders ins Auge fielen.

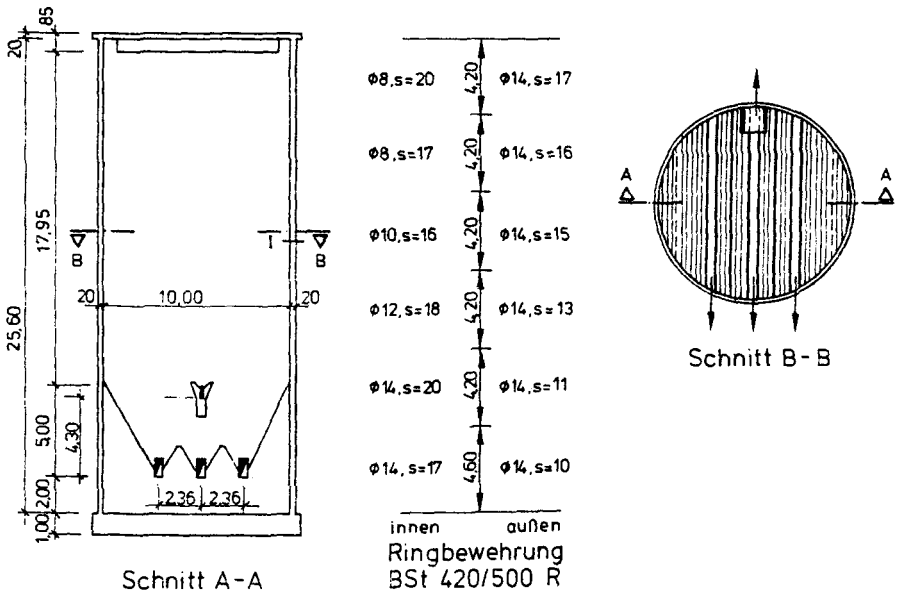


Abb. 4.7.1: Schnitte und planmäßige Ringbewehrung

Die Horizontalrisse verliefen mehrheitlich um den gesamten Siloumfang. Bei den Vertikalrissen war auf der Seite, wo die Kettenförderer das Schüttgut austragen, eine geringe Konzentration zu vermerken. Der Abstand der Risse betrug etwa 30 bis 60 cm und die Rißbreiten nach Meßpluvenablesung etwa 0,1 bis 0,3 mm bei hohem Füllgrad.

Auf der inneren Wandoberfläche wurden bei einer offenbar notwendigen Instandsetzung der Förderorgänge im Dezember 1975 mehrere überwiegend horizontal am Wandumfang verlaufende Kiesnestbereiche mit einer Maximaltiefe von 50 mm aber nur geringer Höhenausdehnung entdeckt. Es wurde nicht überprüft, ob sie auf gleicher Höhe lagen wie die außen festgestellten Horizontalrisse. Vermutlich wegen des Zusatzens mit Zementstaub waren innen keine Risse zu erkennen.

4.7.3 Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe

Die Herstellung der Zellenwand erfolgte in Gleitschalung; zur Formgebung des Bodens wurde nachträglich unbewehrter Beton eingebracht.

Im Bewehrungsplan ist die Betongüte mit B300, bzw. B25 nach DIN 1045 (12.78) angegeben. Die Bewehrung besteht aus Betonstahl BST 420/500 R.

Zur stichprobenartigen Überprüfung des Erhaltungszustandes wurde entlang einiger Vertikal- und Horizontalrisse die Betondeckung abgestemmt. Dabei ergaben sich weder Hinweise auf eine örtliche Überdehnung der Bewehrung in den Rissen noch war eine Nachgiebigkeit des Verbundes zwischen Beton und Rippenstahl zu erkennen. Die Bewehrung war in guter Übereinstimmung mit den Vorgaben des Bewehrungsplanes verlegt.

Angesichts des guten Eindruckes nach Augenschein erfolgte keine Bestimmung der tatsächlichen Betongüte. Ebenso wurde auch auf eine Kontrolle der Bauwerksabmessungen verzichtet.

Die Ringbewehrung der Zelle ist etwa im Verhältnis 2/3 zu 1/3 auf die äußere und die innere Lage verteilt. Diese Anordnung wird insbesondere bei heißen Schüttgütern wegen der besonderen Empfindlichkeit des Außenrandes im Hinblick auf Temperaturzwang vielfach empfohlen. Sie soll im übrigen auch die Gefahr des Abplatzens der inneren Betondeckung infolge von Umlenkpressungen vermindern.

Die planmäßigen Übergreifungslängen an Bewehrungsstößen genügen den Anforderungen für Verbundbereich II nach DIN 1045 (12.78).

4.7.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit

4.7.4.1 Allgemeines

Wegen des vergleichsweise großen Abstandes der umlaufenden Horizontalrisse und angesichts der Tatsache, daß im oberen Bereich des Silos keine - durch die geringe Auflast zu erklärende - Rißhäufung festzustellen war, scheidet Temperaturzwang als Hauptursache der Horizontalrisse aus.

Da außerdem keine auf Überlastung in vertikaler Richtung hinweisende Beulen zu erkennen waren, liegt die Schlußfolgerung nahe, daß die umlaufenden Horizontalrisse bereits vom Herstellungsprozeß herrühren und nur durch unmittelbares Nachbessern bei der Herstellung zunächst nicht oder weniger stark auffielen. Sie könnten z.B. mit Arbeitsunterbrechungen beim Gleiten in der kalten Jahreszeit in Zusammenhang stehen. Auf solche Arbeitsfugen weisen auch die inneren Kiesnester hin; dort wurde der Flickmörtel vermutlich durch Schüttguteinwirkung wieder abgetragen.

Die weiteren Überlegungen können sich somit auf die Ursache der Vertikalrisse beschränken. Genauer untersucht wird ein Schnitt in halber Silohöhe, weil dort - wie die Gegenüberstellung der Drucklinien nach Silovorschriften in Abschnitt 4.7.4.2 zeigt - die absolut größten Druckabszissen zu erwarten sind. Es wird von annähernder Übereinstimmung der Bauausführung mit den Planvorgaben ausgegangen.

4.7.4.2 Schüttgutdruck

Größe und Verteilung des Horizontaldruckes am Umfang werden durch die unterschiedlichen Förderwege beeinflusst:

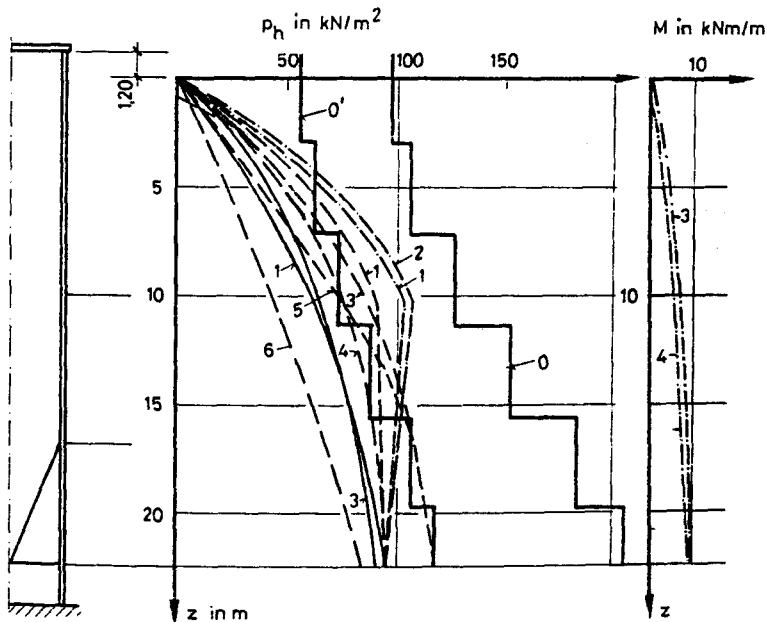
Infolge der drei achsensymmetrisch angeordneten Abzugskanäle, dem nicht ausschließbaren Ausfall eines Kettenför-

derers, der möglicherweise ungleichen Abzugsleistung der Förderorgane sowie wegen der seitlichen Abzugsöffnung ist von exzentrischem Entleeren auszugehen. Die Größe der resultierenden Exzentrizität kann aber nur grob abgeschätzt werden. Sie ist sicher kleiner als $d/2$, weil nicht das gesamte Schüttgut der Seitenentleerung zufließen kann; nachfolgend wird sie näherungsweise zu $d/3$ angenommen. Nach den Franz. Richtlinien ist allerdings aufgrund der seitlichen Abzugsmöglichkeit von geometrischer Anomalie mit $\zeta > 0,6$ auszugehen.

In der Bauwerksstatik wurde den Förderorganen wie der Seitenentleerung keine druckbeeinflussenden Auswirkungen zugemessen. Die Druckermittlung erfolgte mit dem Ansatz von Janssen und Koenen in Anlehnung an Löser / 65 /. Die Zementwichte wurde mit $\gamma = 12 \text{ kN/m}^3$, der innere Reibungswinkel mit $\varphi = 25^\circ$ und als Wandreibungswinkel $\delta = \varphi/3$ angenommen. Für die Schnittgrößenermittlung wurde vollständige Rotationssymmetrie des Horizontaldruckes vorausgesetzt.

In Abb. 4.7.2 ist der Lastansatz der Bauwerksstatik jenen der in Teil C des Anhangs erörterten Silovorschriften gegenübergestellt. Ferner ist dort die Grenzlinie für den rotationssymmetrischen Horizontaldruck angegeben, der zum Fließen der planmäßig vorhandenen Ringbewehrung (Abb. 4.7.1) führt sowie der zulässige Wert bei einem Sicherheitsabstand 1,75 entsprechend DIN 1045 (12.78) für Versagen mit Vorankündigung.

Die Fülldrucklinien nach DIN 1055, Bl. 6, und nach Normentwurf stimmen annähernd überein. Der zentrische Entleerungsdruck ist nach DIN 1055 im oberen Bereich etwas größer und im unteren Bereich kleiner als nach dem Normentwurf; letzteres durch die Abminderung auf den Fülldruck im Bereich der Höhe $1,2 d$.



Bezeichnungen:

- | | | | |
|------|---|---------|---------------------|
| 0 : | $p_{hu} = \text{const.} (\sigma_s = \beta_s)$ | 5 : | ACI Standard 313/77 |
| 0' : | zul. p_h (DIN 1045) | 6 : | Bauwerksstatik |
| 1 : | DIN 1055, Bl. 6 | — : | zentr. Füllen |
| 2 : | Erg. Best. zu DIN 1055 | --- : | zentr. Entleeren |
| 3 : | Normentw., 11. Fassung | - - - : | exzentr. Entleeren |
| 4 : | Franz. Richtlinien | | |

Abb. 4.7.2: Lastannahmen

Die Drucklinie für zentrisches Entleeren nach den Franz. Richtlinien verläuft auf ganzer Silohöhe zwischen Fülldruck und zentrischem Entleerungsdruck nach DIN 1055. Für den exzentrischen Entleerungsdruck nach ACI Standard gilt das nur in den oberen 60% der Zellenhöhe; im unteren Bereich ist er - wegen der nicht erfolgenden Abminderung auf den Fülldruck - größer als exzentrischer Entleerungsdruck nach den Erg. Best..

Alle in Frage stehenden Drucklinien bzw. die daraus ableitbaren Ringzugkräfte können von der Ringbewehrung aufgenommen werden, ohne daß die Streckgrenze erreicht wird. Der Sicherheitsabstand ist jedoch im mittleren Bereich der Zellenhöhe deutlich kleiner als nach DIN 1045 gefordert, sofern der Schüttgutdruck die Werte exzentrischen Entleerens nach DIN 1055 oder nach den Erg. Best. erreicht.

Außer den Drucklinien zeigt Abb. 4.7.2 auch die nach Normentwurf (α -Verfahren) und nach den Franz. Richtlinien bei exzentrischem Entleeren zu berücksichtigenden Biegemomentenlinien. Für die Momentenermittlung nach den Franz. Richtlinien wurde $\mu = 0,04$ zugrunde gelegt, d.h. es wird jede Rißbildung akzeptiert, die weder Nutzung noch Dauerhaftigkeit einschränkt; diese Annahme wird dem vorgefundenen Rißbild am ehesten gerecht.

Die Momente nach Normentwurf sind etwas größer als nach den Franz. Richtlinien. Da auch der Entleerungsdruck nach Normentwurf größer ist als nach den Franz. Richtlinien, ergeben sich nach Normentwurf vergleichsweise stärkere Beanspruchungen. In Tab. 4.7.1 sind die Drücke und Schnittgrößen nach Silovorschriften und Bauwerksstatik im Untersuchungshorizont zusammengestellt.

4.7.4.3 Temperatur

Eine Beanspruchung der Zellenwand infolge Temperaturzwang wurde in der Bauwerksstatik berücksichtigt. Es wurde ein Temperaturgefälle $\Delta T_W = 30 \text{ K}$ zugrunde gelegt und hieraus ein Biegemoment $M_{\Delta T}^I = 21 \text{ kNm/m}$ in horizontaler und vertikaler Beanspruchungsrichtung abgeleitet. Dies erklärt den vergleichsweise großen Sicherheitsabstand zwischen der Drucklinie nach Bauwerksstatik und jener bei der die Streckgrenze erreicht wird (Abb. 4.7.2).

Geht man von einer Zementtemperatur von ca. 100 °C nach Martens / 68 / aus, so ergibt sich bei einer Außenlufttemperatur $T_L \approx -10$ °C ein Temperaturgradient $\Delta T_W \approx 40$ K bzw. eine Krümmung $\max k_{\Delta T} \approx 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ m}^{-1}$. Im Zustand I hätte deren Behinderung bei einer mittleren Steifigkeit $E_{bI} \approx 21 \text{ MNm}^2/\text{m}$ ein Moment $M_{\Delta T} \approx 53 \text{ kNm/m}$ zur Folge.

Abb. 4.7.3 zeigt die M/k-Linien in Abhängigkeit von der Normalkraft; wegen der ungleichen Bewehrungslagen kann die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen für $N \neq 0$ nur vergleichsweise grob angegeben werden (vgl. Abschnitt 3.3).

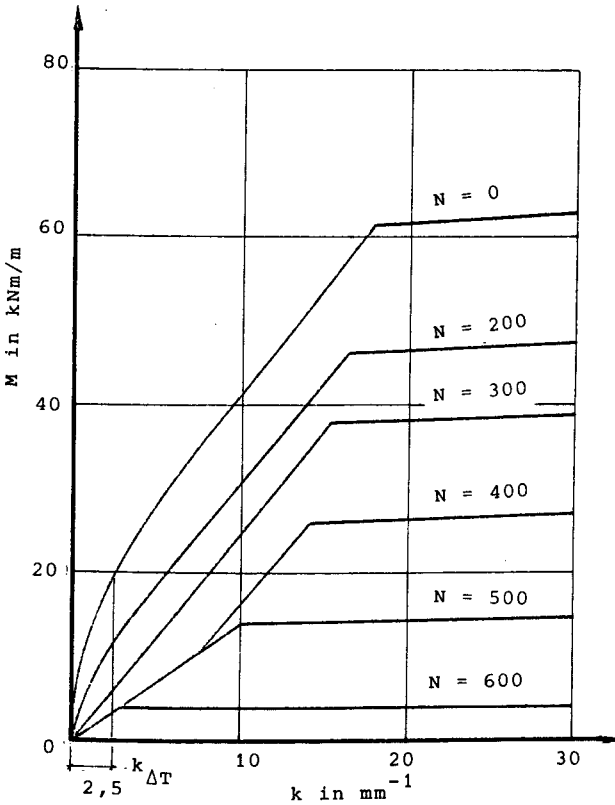


Abb. 4.7.3 : M/k-Linien

Bei $N = 0$ bedingt $\max k_{\Delta T}$ im Zustand II noch ein Zwangsmoment $M_{\Delta T}^{II} \approx 20 \text{ kNm/m}$, d.h. ca. 40% von $M_{\Delta T}^I$. Zum Zeitpunkt, wenn nach Vollfüllung im Untersuchungshorizont Maximaldruck auftritt, hat sich dort das Temperaturgefälle größtenteils abgebaut. Unterstellt man dort im Hinblick auf das nicht vollständig abgeschlossene Rißbild ungünstig noch $\Delta T \leq 20 \text{ K}$, so ergibt sich bei einer Ringzugkraft nach Bauwerksstatik nur noch $M_{\Delta T}^{II} < 7 \text{ kNm/m}$ und für zentrisches Entleeren nach DIN 1055 $M_{\Delta T}^{II} < 2 \text{ kNm/m}$.

Der Einfluß von Temperaturzwang wurde somit in der Bauwerksstatik hinreichend sicher erfaßt. Die bei maximalen Ringzugkräften nach Silovorschriften für $\Delta T_W = 20 \text{ K}$ aus den M/k -Linien abgelesenen Zwangsmomente sind in Tab. 4.7.1 mit angegeben.

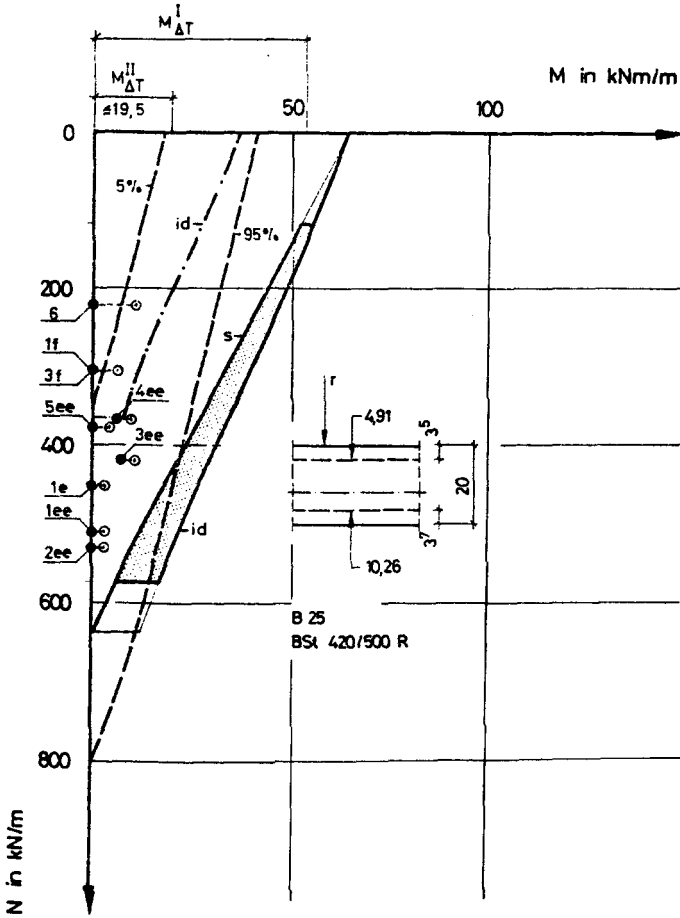
4.7.4.4 Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung

Abb. 4.7.4 zeigt die Grenzlinien für den definierten Versagenszustand und den Gebrauchszustand nach DIN 1045 (12.78) im Untersuchungshorizont. Weiter sind die Grenzlinien für beginnende und abgeschlossene Rißbildung angegeben.

Da keine Hinweise auf den Auslastungsgrad oder Dehnungszustand der Bewehrung bei Maximalbeanspruchung vorliegen, erlaubt die Gegenüberstellung der Grenzlinien mit den Schnittgrößen aus Schüttgutdruck nach Silovorschriften und Zwang noch keine eindeutigen Rückschlüsse auf die Wirklichkeitsnähe der verschiedenen Lastannahmen.

4.7.5 Erörterung möglicher Schadensursachen

Nach den vorliegenden Angaben über den Zustand der Bewehrung im Bereich geöffneter Risse ist diese vermutlich nicht



Bezeichnungen:

- | | | | |
|-----|------------------------|-------|---------------------------------|
| 1 : | DIN 1055, Bl. 6 | f : | zentr. Füllen |
| 2 : | Erg. Best. zu DIN 1055 | e : | zentr. Entleeren |
| 3 : | Normentw., 11. Fassung | ee: | exzent. Entleeren |
| 4 : | Franz. Richtlinien | --- | Rißgrenzzust. (5%, 95%) |
| 5 : | ACI Standard 313/77 | --- : | zul. Schnittgr. (DIN 1045) |
| 6 : | Bauwerksstatik | — : | Versagenszust. (DIN 1045) |
| | | id : | bez. auf die ideale Schwerachse |
| | | s : | bez. auf Bew.-Schwerachse |

Abb. 4.7.4: Tragfähigkeitsgrenzlinien und Schnittgrößen

plastisch verformt worden und auch ein Verbundversagen zwischen Beton und Stahl war beidseitig von Rissen nicht zu vermerken.

Das Rißbild mit Vertikalrißabständen von etwa 30 bis 60 cm war nicht vollständig ausgebildet. Abb. 4.7.4 läßt erkennen, daß ein abgeschlossenes Rißbild nur im Zusammenhang mit kombinierten Beanspruchungen M, N aus Schüttgutdruck möglich gewesen wäre.

Temperaturzwang allein genügt an Stellen mit hoher Zugfestigkeit nicht zur Rißerzeugung, weil bei dem dann erzielten Rißbildabschluß das Zwangmoment nur noch etwa so groß ist wie das Maximalmoment der 5% Rißgrenzlinie.

Bei maximalem Füllgrad und Schnittgrößen nach Silovorschriften ist im Untersuchungshorizont das Temperaturgefälle gegenüber dem Maximalwert stark vermindert und im übrigen die Steifigkeit infolge fortschreitender Rißbildung sowie Stahldehnung durch Ringzugkräfte erheblich abgebaut, so daß auch dieser Beanspruchungszustand kein abgeschlossenes Rißbild bewirken konnte.

Die etwas geringere Rißanzahl auf der Seite mit Abzugsöffnung für LKW-Beladung läßt sich folgendermaßen erklären: Beim Entleeren mittels der Kettenförderer stört die innere Konsole die Vertikalbewegung des Schüttgutes. Dadurch wird einerseits ein möglicher Druckanstieg infolge Entleerens örtlich behindert und andererseits im Bereich unter der Konsole eine Zone geschaffen, in der sich das Schüttgut etwas auflockern kann, was mit einer gewissen Druckminderung verbunden ist (Abb. 4.7.5).

Infolge ungleichmäßigen Schüttgutabzugs sind somit Abweichungen des Horizontaldruckes von der Rotationssymmetrie und begleitende Biegebeanspruchungen aufgetreten. Sie waren

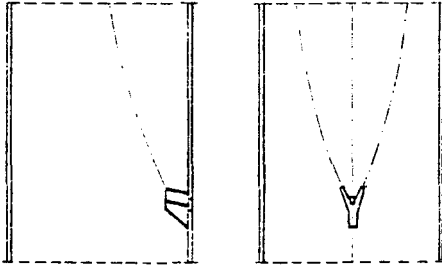


Abb. 4.7.5:
Abschirmung durch
Konsole für Sei-
tententleerung

aber vermutlich nur gering, da anderenfalls das Rißbild größere Veränderungen am Umfang hätte zeigen müssen. Dies bestätigt auch die folgende Vergleichsrechnung:

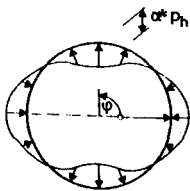
Unterstellt man in grober Näherung, daß eine Abweichung von einem mittleren rotationssymmetrischen Druck p_h aufgetreten ist, die der Gesetzmäßigkeit

$$\Delta p_h = \alpha^* \cdot p_h \cdot \cos 2\varphi \quad (4.7.1)$$

gehört, so bedingt diese bei Vernachlässigung von Randstörungen und günstigen Bettungseinflüssen des Schüttgutes in der Silowand ein maximales Biegemoment

$$\max M = \pm \alpha^* \cdot \frac{r^2}{3} \cdot p_h \quad (4.7.2)$$

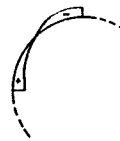
(Abb. 4.7.6). α^* in Gl. 4.7.1 und 4.7.2 kennzeichnet die maximale Abweichung vom mittleren Druck p_h .



$$\Delta p_h = \alpha^* p_h \cdot \cos 2\varphi$$



$$M = \alpha^* p_h \cdot \frac{r^2}{3} \cdot \cos 2\varphi$$



$$N = \alpha^* p_h \cdot \frac{r}{3} \cdot \cos 2\varphi$$

Abb. 4.7.6: Δp_h und Schnittgrößen

Nach Abb. 4.7.4 führt bei ungünstiger Vernachlässigung von Temperaturzwang ein Biegemoment $M \approx 27 \text{ kNm/m}$ zusammen mit Fülldruck nach DIN 1055 zu einem örtlich abgeschlossenen Ribbild; die erforderliche Abweichung vom Mittelwert p_h beträgt $\sim 5\%$ ($\alpha^* \approx 0,05$). Bei zentrischem Entleeren nach DIN 1055 führt ein Biegemoment $M = 23 \text{ kNm/m}$ zum Fließen der Bewehrung; für diesen Fall wäre $\alpha^* \approx 0,03$ ausreichend. Da weder ein Fließen der Bewehrung noch ein bereichsweise abgeschlossenes Ribbild zu vermerken war, müssen die Abweichungen noch kleiner gewesen sein. Momente in der Größenordnung entsprechend Normentwurf oder Franz. Richtlinien wären z.B. aufnehmbar; sie entsprechen in etwa einer 1%-igen Abweichung vom mittleren Druck.

Der nachfolgende Versuch einer Ableitung der Maximalbeanspruchung der Silowand in Ringrichtung aus dem Ribbild stößt auf Schwierigkeiten, weil die vorliegenden Angaben über aufgetretene Ribbreiten nicht ohne weiteres dem ungünstigsten Betriebszustand zugeordnet werden können. Zu seiner Ergründung wären Messungen bei Maximalfüllung notwendig, wobei die Entleerungsorgane sowohl einzeln als auch gleichzeitig betrieben werden müßten. Somit verbleibt nur die Möglichkeit, die bei Kombination der Schnittgrößen aus Schüttgutdruck nach Silovorschriften sowie vorsichtig abgeschätztem Biegezwang zu erwartenden Ribbreiten zu ermitteln und den am Bauwerk beobachteten Werten (0,1 bis 0,3 mm) gegenüberzustellen, um hieraus weitere Kriterien zur Ergründung des Maximaldruckes in diesem Silo zu gewinnen.

In Tab. 4.7.1 sind die Ribabstände und -breiten nach Gl. 2.33 und Gl. 2.34 ermittelt. Da Risse sowohl auf reine Biegung (Temperaturzwang) wie auf kombinierte Beanspruchungen M , N oder zentrischen Zug zurückgehen können, werden als Ribbeanspruchung beide möglichen Grenzfälle (Biegung und Zug) in Betracht gezogen. Das zugrunde gelegte Zwangsmoment entspricht einem Temperaturgradienten von 50% des

Bel.	Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}	max M	ϵ_{s}^{II}	ohne Zwang				mit Zwang				
						Grenzfall 1		Grenzfall 2		Grenzfall 1		Grenzfall 2		
						w_m	1,7 w_m	w_m	1,7 w_m	w_m	1,7 w_m	w_m	1,7 w_m	
Nr.	$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$	$\frac{kNm}{m}$	‰	mm	mm	mm	mm	‰	mm	mm	mm	mm
1f	305	2,09	-	6,0	0,96	0,10	0,16	0,13	0,28	1,18	0,17	0,28	0,17	0,28
1e	450	1,42	-	3,5	1,41	0,25	0,42	0,21	0,35	1,54	0,29	0,49	0,23	0,39
1ee	510	1,25	-	3,5	1,60	0,30	0,52	0,24	0,41	1,73	0,35	0,59	0,26	0,44
2ee	530	1,20	-	3,5	1,66	0,32	0,55	0,25	0,42	1,79	0,36	0,62	0,27	0,46
3f	320	1,99	-	5,6	1,00	0,10	0,17	0,13	0,23	1,21	0,18	0,30	0,17	0,29
3ee	420	1,52	6,8	10,3	1,57	0,30	0,50	0,23	0,40	1,69	0,33	0,57	0,25	0,43
4ee	375	1,70	5,4	8,9	1,37	0,23	0,39	0,20	0,34	1,50	0,27	0,47	0,22	0,38
5ee	365	1,75	-	4,2	1,15	0,16	0,27	0,16	0,27	1,30	0,21	0,35	0,19	0,32
6	220	2,90	-	10,8	0,69	0,07	0,12	0,07	0,12	1,06	0,12	0,21	0,14	0,25
0	$Z_0 = 637 \text{ kN/m}$				Grenzfall 1: $N_{R,5\%} = 350 \text{ kN/m}$; $\epsilon_{sR}^{II} = 1,10 \text{ ‰}$; $a_m = 0,25 \text{ m}$ Grenzfall 2: $M_{R,5\%} = 18 \text{ kNm/m}$; $\epsilon_{sR}^{II} = 0,58 \text{ ‰}$; $a_m = 0,16 \text{ m}$									

Tab. 4.7.1: Schnittgrößen und Rißbreiten in Schnitt I

Maximalwertes bei abgeschlossenem Rißbild. Tatsächlich wird der Temperaturgradient in halber Silohöhe zum Zeitpunkt der Vollfüllung nahezu abgeklungen sein. Er wurde so groß gewählt, um der höheren Steifigkeit der Silowand bei nicht abgeschlossenem Rißbild Rechnung zu tragen. Die auf dieser Grundlage ermittelten Zwangmomente sind aber klein, so daß die Gefahr einer nennenswerten Überschätzung nicht besteht.

Bei Rißabständen zwischen 16 und 25 cm des abgeschlossenen Rißbildes ergeben sich aus Zwang und Ringzug bei zentrischem Entleeren nach DIN 1055, Bl. 6, mittlere Rißbreiten zwischen 0,23 und 0,29 mm und Maximalwerte zwischen 0,39 mm und 0,49 mm. Dies steht in guter Übereinstimmung mit dem Ergebnis bei exzentrischem Entleeren nach den Franz. Richtlinien einschließlich Zwang.

Größere mittlere Rißbreiten (zwischen 0,26 und 0,35 mm) und Maximalwerte (zwischen 0,44 mm und 0,59 mm) ermittelt man naturgemäß für exzentrisches Entleeren nach DIN 1055, Bl. 6; die entsprechenden Schnittgrößen nach Normentwurf liefern annähernd das gleiche Ergebnis.

Ein Vergleich der rechnerisch bestimmten Rißbreiten mit den Meßwerten zeigt, daß bei zentrischem Entleeren nach DIN 1055, Bl. 6, mit etwa 50% größeren maximalen Rißbreiten und bei exzentrischem Entleeren nach Normentwurf mit etwa 100% breiteren Rissen zu rechnen ist. Die gemessenen Werte liefern somit keinerlei Anhaltspunkte dafür, daß im Silo größere Schüttgutdrücke als bei zentrischem Entleeren nach DIN 1055, Bl. 6, auftreten, vielmehr liegt diese Lastannahme eher auf der sicheren Seite.

Der vergleichsweise geringere exzentrische Entleerungsdruck nach ACI Standard bewirkt Rißbreiten in der gemessenen Größenordnung, so daß er vermutlich für Zellen dieser Bauart ebenfalls noch ausreicht.

4.7.6 Zusammenfassung

Die Entstehung der Horizontalrisse hängt vermutlich überwiegend mit Mängeln der Bauausführung zusammen; witterungs- oder verfahrensbedingte Arbeitsunterbrechungen kommen als Ursache in Betracht.

Vertikalrisse waren insbesondere aus Temperaturzwang bereits unter Gebrauchslast zu erwarten. Die festgestellten Rißbreiten liefern keinen signifikanten Hinweis darauf, daß im Silo höhere Horizontaldrücke als nach DIN 1055, Bl. 6, bei zentrischem Entleeren auftreten; ein Sicherheitsabstand von $\eta = 1,4$ gegenüber dem Versagenseintritt bzw. dem Fließen der Bewehrung genügt offenbar bei der vorliegenden Konstruktionsart, um alle Beanspruchungen einschließlich Zwang sicher aufzunehmen.

Durch eine einfache Vergleichsrechnung kann nachgewiesen werden, daß der Horizontaldruck nur sehr gering von der Rotationssymmetrie abweicht, bzw. daß nur vergleichsweise kleine lastbedingte Biegemomente in der Zellenwand auftreten sein können.

4.8 Zementsilos mit pneumatischer Entleerung in eine Mischkammer

4.8.1 Angaben zum Bauwerk

Die drei konstruktionsgleichen zylindrischen Einzelzellen aus Stahlbeton wurden im Januar 1979 in Betrieb genommen. Sie sind ausschließlich zur Lagerung von Zement bestimmt und wurden entsprechend genutzt. Der Zement wird in Schiffen angeliefert und den Silos weitgehend zentrisch zugeführt; eine Zementproduktion vor Ort ist nicht beabsichtigt.

Abb. 4.8.1 zeigt die wesentlichen Einzelheiten und Abmessungen der Silos. Sie sind etwa 45 m hoch, haben einen lichten Durchmesser $d = 18$ m und eine Wandstärke von 25 cm. Die Zellen sind auf voneinander unabhängigen Ringfundamenten gegründet.

Auf dem Zellenboden ist eine zylindrische Innenzelle aus Stahlbeton angeordnet, welche Mischkammer (MK) genannt wird. Sie ist etwa 7,20 m hoch und hat einen Außendurchmesser von 6,20; die Wandstärke beträgt 30 cm. An ihrem Fußende ist sie in Stahlbetonstützen aufgelöst. In radialer Richtung zwischen MK und Silowand verläuft ein sogenannter Entleerungstunnel, dessen Seitenwände mit der MK-Wandung in Verzahnung stehen.

Der Siloboden besitzt in radialer Richtung eine Neigung von etwa 10° zur Zellenmitte. Er ist mit Luftförderrinnen ausgestattet über die der Zement aus dem Silo in die MK und von dort durch den Entleerungstunnel nach außen gefördert wird. Der eingeleitete Luftdruck für diese "pneumatische Entleerung" beträgt maximal 0,6 bar.

Der Zellenbereich außerhalb der MK gliedert sich in zwölf, der Innenraum in vier und der Entleerungstunnel in zwei Segmente (Abb. 4.8.1). Den äußeren Segmenten wird in um-

laufender Reihenfolge jeweils für die Dauer von fünf Minuten Luft zugeführt und gleichzeitig jeweils in das angrenzende Segment des Innenraumes sowie in den Entleerungstunnel Luft eingeblasen.

Das Füllen der Zellen erfolgt mit einer Maximalleistung von 400 t/h.

4.8.2 Hergang und Ausmaß des Schadens

Im Frühjahr 1981 wurden beim Abzug von Zement Betonbruchstücke vorgefunden. Ferner war ein deutlicher Rückgang gegenüber der ursprünglich möglichen Förderung pro Zeiteinheit zu vermerken.

Nach Entleeren der Zellen zeigte sich, daß die Stützen der Mischkammern erheblich gestaucht waren; ihre Höhe betrug nur noch 40 bis 60 cm bei einem planmäßigen Ausgangswert von 1 m. Die Mischkammern waren zudem um etwa 20 bis 30 cm aus ihrer zentrischen Lage in Richtung Entleerungstunnel verschoben. An den Übergängen zum Entleerungstunnel waren Scherbrüche aufgetreten. Abb. 4.8.2 zeigt repräsentativ das Verschiebungsbild der Mischkammern.

Die Luftförderinnen auf dem Zellenboden wiesen keine erkennbaren Schäden auf. Der bei ihrer Inaugenscheinnahme im Silo noch befindliche Zement war abgesehen von wenigen kleinen Zementbrocken von staubförmiger Beschaffenheit. An der dem Entleerungstunnel gegenüberliegenden Wandung waren örtlich geringe Anbackungen festzustellen.

Die Mischkammerdecke zeigte keine Schäden, die auf Biege- oder Schubversagen schließen lassen könnten.

Die Untersuchung der Zellenwände von außen per Augenschein erbrachte auch im gefüllten Zustand keine Mängel oder Schä-

den. Nur in dem etwa 4,50 m hohen Wandbereich zwischen Gleitfuge und Fundament waren bei einer Zelle Risse mit einem Abstand von 0,20 m bis 3,0 m und Reißbreiten $\leq 0,2$ mm festzustellen, welche höchst wahrscheinlich von behindertem Schwinden herrühren. Oberhalb der Fuge waren vom Boden und vom Treppenturm aus keine Risse mehr auszumachen.

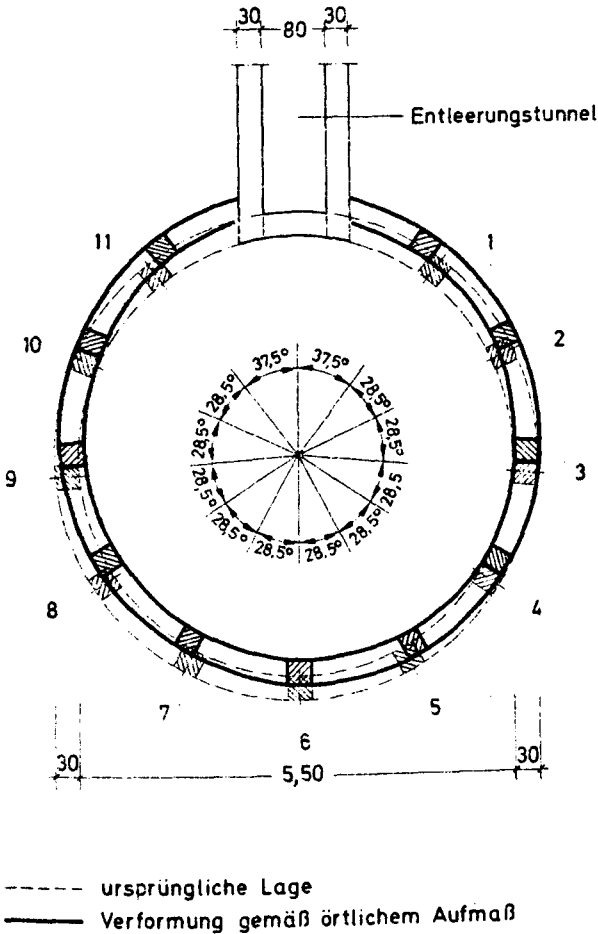


Abb. 4.8.2: Verschiebungsbild der Mischkammern

4.8.3 Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe

Die Herstellung von Silos und Mischkammern einschließlich der MK-Stützen erfolgte in Gleitschalung. Im Bereich der Freiräume zwischen den Stützen wurden steife Schalungskörper angeordnet, an denen die Gleitschalung vorbeizuziehen war. Die Gleitstangen standen jeweils in der Mitte der MK-Stützen. Sie wurden nicht in Leerrohren geführt, sondern befanden sich in unmittelbarem Kontakt zum Konstruktionsbeton; entsprechend verblieben sie im Bauwerk.

Die Verdichtung des Stützenbetons gestaltete sich wegen der eingeschränkten Zugänglichkeit durch die Gleitschalung und die angrenzende Ringbewehrung vergleichsweise schwierig. Die i. a. erfolgende Nachverdichtung durch das Gewicht des Aufbetons kam für die Stützen nur eingeschränkt zur Wirkung, weil sich der Beton überwiegend auf die steiferen Aussparungskästen ablastete. Durch die im Hebetakt erfolgende Änderung der Gleitstangenlast waren Einflüsse auf die Verbundfestigkeit zu erwarten.

Die nähere Untersuchung der Mischkammern ergab, daß die planmäßigen Abmessungen eingehalten und die Stützenlängsbewehrung ordnungsgemäß verlegt worden war. Der Abstand der Bügel war hingegen ungleichmäßig und die Bügelhaken nicht entsprechend DIN 1045 (12.78) ausgebildet; im Mittel wurde jedoch der planmäßige Wert erreicht und die nicht normgerechten Haken wirken sich schon wegen der geringen Stützenschlankheit nicht tragfähigkeitsmindernd aus. Die Stahlgüte entspricht BSt 420/500 R nach DIN 1045.

Die Druckfestigkeit des Betons der Mischkammerwand wurde anhand einzelner Bohrkernprüfungen und ergänzender, umfangreicher Prellhammermessungen bestimmt; durch Gegenüberstellung mit den Ergebnissen von Prellhammermessungen an einbetonierten und oberflächlich abgeschliffenen Betonbruch-

stücken wurde die Betongüte der Mischkammerstützen abgeleitet. Danach war festzustellen, daß der planmäßige Wert B25 in keinem Fall realisiert wurde. Bei einer Mischkammer wurde gleichmäßig B20 und bei einer anderen B17,5 erreicht. An der dritten Mischkammer waren unterschiedliche Stützenfestigkeiten zu vermerken; neun Stützen wurden als B20 und zwei als B10 eingestuft.

Die Betonfestigkeit der Silowand wurde nicht näher überprüft. Es ist davon auszugehen, daß auch hier keine höhere Festigkeit als B17,5 erreicht wurde. Neben der Tragfähigkeit bei Biegebeanspruchungen hat die Betongüte Einfluß auf die Verbundfestigkeit, d.h. bei einer geringeren Betongüte wird eine größere Stoßlänge der Bewehrungsstäbe notwendig, um Verbundversagen zu vermeiden. Im vorliegenden Fall ist solches nicht zu erwarten, weil bei Bedingungen entsprechend Verbundbereich II nach DIN 1045 die planmäßig vorgesehene Mindeststoßlänge selbst bei B17,5 noch eine 1,3-fache Versagenssicherheit gewährleistet.

Die Bewehrung der Silowand wurde nicht überprüft, so daß für weitere Überlegungen die planmäßige Bewehrung als vorhanden unterstellt werden muß.

4.8.4 Beanspruchung der MK-Stützen

4.8.4.1 Belastung nach Bauwerksstatik

In der Bauwerksstatik wurden die MK-Stützen für eine zentrische Vertikallast bemessen, die sich aus Eigengewicht, MK-Deckenlast und Wandreibung zusammensetzt.

Zur Bestimmung der Deckenlast wurde der Vertikaldruck in OK MK-Decke für den Füllzustand in Anlehnung an DIN 1055, Bl. 6 ermittelt, wobei aber von DIN 1055, Bl. 1, abweichende, günstigere Zementkennwerte ($\gamma = 15 \text{ kN/m}^3$ und $\varphi = 25^\circ$) zugrunde gelegt wurden; die angenommene Überschüttungshöhe der MK

($z \leq 30,6$ m) wurde aus der Wichte und dem vertraglich vereinbarten Fassungsvermögen der Zellen abgeleitet. Die Deckenlast wurde durch Multiplikation des Vertikaldruckes mit der Fläche innerhalb der MK-Wandachse gewonnen, was die Voraussetzung beinhaltet, daß sich kein Schüttgut außerhalb dieser Begrenzung auf die MK-Decke ablastet. Wegen der höheren Dehnsteifigkeit der Mischkammer im Vergleich zum umgebenden Zement ist dies naturgemäß der überhaupt günstigste Fall.

Auch für die Ermittlung der Wandreibungslast zwischen Schüttgut und MK-Wand wurde eine vergleichsweise günstige Annahme getroffen: Im kreisringförmigen Silobereich außerhalb der MK wurden Druckverhältnisse wie in einer Kreiszelle mit einem Durchmesser in der Größe der Differenz aus Siloinnen- und MK-Außendurchmesser angenommen. Die Wandreibungslast wurde durch Integration der mittleren Spannungsabszisse in $z = 35$ m über die MK-Mantelfläche bestimmt.

Die Gesamtlast je Stütze beträgt nach der statischen Berechnung $F_g = 754$ kN (Tab. 4.8.1). Ohne Erläuterung wurde allerdings eine Längsbewehrung der Stützen gewählt, die bei planmäßiger Betongüte (B 25) eine Traglast von 2318 kN bzw. eine zulässige Last nach DIN 1045 von $F_g = 1104$ kN sicherstellt.

4.8.4.2 Belastung nach Silovorschriften

Die Silovorschriften dürfen zur Berechnung von Zellen mit Einbauteilen eigentlich nicht verwendet werden (vgl. Anhang, Teil C). Mangels anderer Grundlagen werden sie dennoch in der Praxis vielfach herangezogen.

Bei der in Frage stehenden Konstruktionsart läßt die Querschnittsreduzierung in OK MK die Entstehung von Gewölben bzw. eine konzentrierte Abtragung auf die MK nicht ausschließen, insbesondere bei langfristiger Lagerung durch einen Ausfall der pneumatischen Förderung oder bei erhöhter Feuchte.

DIN 1055, Bl. 6, enthält nur Angaben über Laststeigerungen infolge Einsturzes von Gewölben; es ist der zweifache Fülldruck p_v , höchstens jedoch $\gamma \cdot z$ anzusetzen. Die Erg. Best. fordern eine Vergrößerung des Fülldruckes nach DIN 1055 mit dem Faktor 2, sofern für die Berechnung eines Trichters keine gesicherten Erfahrungen vorliegen. Diese Voraussetzung ist hier zumindest gegeben.

Abb. 4.8.3 zeigt die Vertikaldrucklinien bzw. die -abszissen in OK MK-Decke nach den im Anhang, Teil C, erörterten Silovorschriften. Der Vollständigkeit halber ist auch die Drucklinie nach der Bauwerksstatik mit angegeben.

Auffällig ist die gute Übereinstimmung der Bodendrucklinie nach Normentwurf mit der Vertikaldrucklinie nach DIN 1055, Bl. 6; die Füllgeschwindigkeit von maximal etwa 1 m/h bedingt keine Druckerhöhung nach Normentwurf.

Nach den Franz. Richtlinien ergibt sich in OK MK ein etwa 25 % höherer Bodendruck gegenüber DIN 1055; nach ACI Standard ist nahezu der doppelte Wert anzunehmen.

Eine Zusammenstellung der Vertikaldruckabszissen in OK MK-Decke und der daraus bei Integration über die Deckenfläche erwachsenden Belastung enthält Tab. 4.8.1.

Für die Ermittlung der MK-Last aus Wandreibung zwischen Schüttgut und MK ist näherungsweise - entsprechend den geometrischen Randbedingungen - von Druckverhältnissen wie in einer Kreisringzelle ($d_i = 6,10$ m; $d_a = 18$ m) ausgehbar. Die Wandreibungslast ergibt sich durch Integration der in halber Wandhöhe ermittelten Reibungsspannung über die MK-Mantelfläche.

Die Gegenüberstellung der Vertikallast je Stütze aus Eigengewicht, Decken- und Wandreibungslast nach Silovorschriften mit der Traglast der Stützen bei zentrischer Belastung und

maximal erreichter Betongüte führt zu der Feststellung, daß auch die größte ermittelte Vertikallast immer noch einen Sicherheitsabstand $\eta \geq 1,3$ zur Traglast bei B17,5 aufweist und damit als Schadensursache nicht ausreicht.

Horizontalbelastungen der MK-Stützen sind aus den Silovorschriften nicht ableitbar; die Auswirkungen von Einbauteilen und entsprechend naturgemäß auch die auf Einbauteile selbst sind ja ausdrücklich ausgeklammert.

Nach DIN 1055, Bl. 6, hat pneumatisches Entleeren nur einen vernachlässigbaren Einfluß auf die wirkenden Drücke. Im Normentwurf wird vorgeschrieben, den Luftüberdruck dann als belastend anzusetzen, sofern er größer ist als der Schüttgutdruck. Dieser Fall ist hier nicht gegeben. Auch die Franz. Richtlinien und der ACI Standard machen keine weitergehenden Angaben.

Die durch Abschirmung des Horizontaldruckes im Bereich des Entleerungstunnels naturgemäß vorhandene Horizontalkraft wird über die Verzahnungen unmittelbar in die steifen Wandscheiben des Tunnels geleitet, so daß hieraus keine Belastung der Stützen erwächst. Die Horizontallast der Stützen infolge einer geringfügigen Schiefstellung der MK ist von untergeordneter Bedeutung (vgl. Abschnitt 4.8.4.3).

4.8.4.3 Eigene Abschätzungen der Stützenbelastung

Ein sicher nicht grundsätzlich ausschließbarer Lastzustand ist in Abb. 4.8.4 dargestellt; die Entstehung innerer Gewölbe ist dazu Voraussetzung. Die zugehörige Belastung der MK wird in folgender Weise abgeschätzt:

Die Druckspannung in OK MK-Decke läßt sich für den Füllzustand nach DIN 1055, Bl. 6, oder nach dem Normentwurf er-

		1a	1b	2	3	4	5	6	7
		DIN 1055 Bl. 6	DIN 1055 (m. Brücke)	Erg.Best.	Normentw.	Fr. Rili.	ACI St.	Bauw.Stat.	Hydrostat. Druck, $\gamma=16$
$z_{OK MK}$	m	32,5	32,5	32,5	31,5	31,5	31,2	30,6	31,5
$P_{V, MK}$	kN	8982	16144	17970	8816	10636	15341	6082	14727
G_{EG}	kN	1455	1455	1455	1455	1455	1455	1618	1455
P_W	kN	5340	-	-	5340	5633	4649	2870	-
ΣV	kN	15777	17599	19425	15611	17724	21445	10570	16182
Ant. je Stütze		0,0792	0,0792	0,0792	0,0792	0,0792	0,0792	0,0713	0,0792
$V_{Stütze}$	kN	1249	1393	1538	1236	1404	1698	754	1281
Bruch- sicher- heit	B25	1,86	1,66	1,51	1,88	1,65	1,36	3,07	1,81
	B17,5	1,49	1,33	1,21	1,50	1,32	1,09	2,46	1,45

$$F_U = (A_D - A_S) \cdot \beta_R + A_S \cdot \beta_S$$

$$F_U (B25) = 2318 \text{ kN}$$

$$F_U (B17,5) = 1856 \text{ kN}$$

Tab. 4.8.1: Belastung der MK-Stützen nach verschiedenen Lastannahmen und Bruchsicherheit

mitteln. Als wirksame Belastungsfläche wird die MK-Grundfläche sowie die Hälfte der kreisringförmigen Fläche zwischen MK- und Silowand angenommen. Damit ergibt sich für jede Stütze $F_g = 3563 \text{ kN}$, eine Last, die die Stütze auch bei planmäßiger Betongüte B25 nicht aufzunehmen vermag ($F_u \text{ (B25)} = 2318 \text{ kN}$). Setzte man zusätzlich eine Schiefstellung der MK voraus, so würde die Bruchsicherheit noch weiter vermindert.

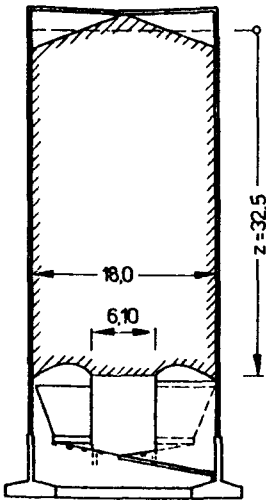


Abb. 4.8.4:
Gewölbebildung

Es soll nun keineswegs behauptet werden, daß die MK-Stützen infolge des geschilderten ungünstigen Lastfalles versagten. Dieser hätte sicher auch schädliche Auswirkungen auf die Silowandung gehabt, die nicht erkennbar sind. Der Vergleich der dabei möglichen Stützenlast mit dem Ergebnis der Bauwerksstatik verdeutlicht aber, welche günstige Annahmen dort getroffen wurden.

Für eine Abschätzung der unter normalen Betriebsbedingungen auftretenden Stützenlast erscheint folgender Weg gangbar:

Aufgrund der geometrischen Randbedingungen im Silo wird die Verteilung des Schüttgutgewichtes auf Vertikal- und Wandreibungsdruk im oberen und mittleren Zellenbereich vermutlich nur unerheblich durch die Mischkammer beeinflusst, so daß dort die Druckverhältnisse nach Normentwurf oder DIN 1055 zugrundelegbar sind. In einem ausdehnungsmäßig nur abschätzbaren Bereich oberhalb der MK-Decke verändert sich die Abtragungsart, weil der Kreisquerschnitt in einen Kreisringquerschnitt übergeht. Ab OK MK-Decke ist dieser Zustand weitgehend realisiert.

In einer Kreisringzelle erfolgt die Abtragung des Schüttgutgewichtes u. a. auch über Wandreibung an der inneren Zellenbegrenzung. Im o. g. Übergangsbereich verläuft diese Grenzfläche im Schüttgut, und zwar vom Zentrum der Zelle zur MK-Außenwandung. Die Reibungsspannungen werden vom Schüttgut über der MK-Decke aufgenommen und mit auf die Decke abgelastet.

Abb. 4.8.5 zeigt die beschriebene Schüttgutbewegung sowie das hieraus vereinfachend abgeleitete Belastungsbild bei Annahme eines sprunghaften Überganges vom Kreis- zum Kreisringquerschnitt in halber Höhe des Übergangsbereiches Δh .

Bei Annahme eines Übergangsbereichs $\Delta h_1 = 2d_{a, MK} \approx 12 \text{ m}$ ergibt sich für Füll- und Entleerungszustand eine Stützenlast von 1895 kN; bei $\Delta h_2 = d = 18 \text{ m}$ beträgt sie 2180 kN. Somit kann von einer Unempfindlichkeit des Ergebnisses im Hinblick auf mögliche geringe Fehleinschätzungen der Höhenausdehnung des Übergangsbereiches gesprochen werden.

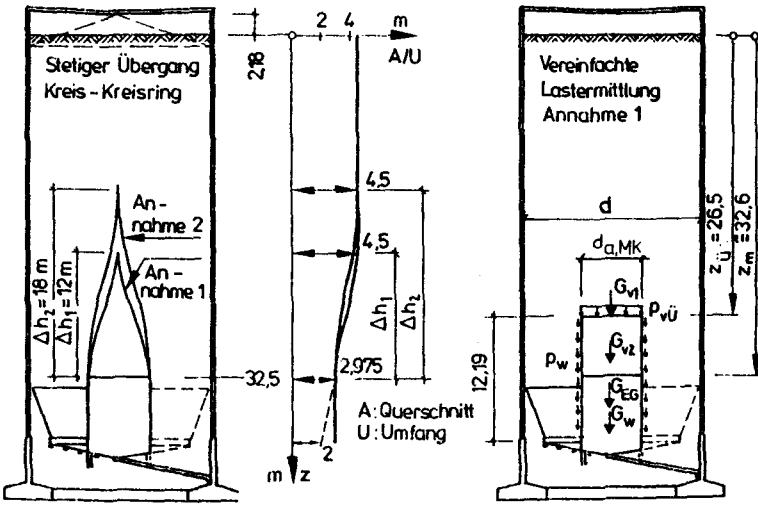


Abb. 4.8.5: Annahmen zur Lastermittlung

Die Stützenlast beträgt

$$V_{St} = (G_{EG} + G_{v1} + G_{v2} + G_w) \cdot \frac{\alpha}{360^\circ} \tag{4.8.1}$$

mit

G_{EG} nach Tab. 7.8.1

$$G_{v1} = p_{v\ddot{U}} \cdot \pi \cdot \frac{d_{a, MK}^2}{4}$$

$$G_{v2} = \gamma (z_{OK, MK} - z_{\ddot{U}}) \cdot \pi \cdot \frac{d_{a, MK}^2}{4}$$

$$G_w \approx p_{wm} \cdot (z_{\ddot{U}} - z_{OK, MK}) \cdot \pi \cdot d_{a, MK}$$

$$p_{v\ddot{U}} = \frac{\gamma \cdot A}{\lambda \cdot \mu \cdot U} \left(1 - e^{-\frac{\lambda \mu U}{A} \cdot z_{\ddot{U}}} \right)$$

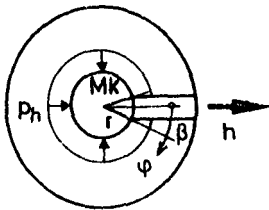
$$p_{wm} = \frac{\gamma \cdot A_{KR}}{U_{KR}} \left(1 - \left(1 - \frac{\lambda \cdot \mu \cdot U_{KR}}{\gamma \cdot A_{KR}} \cdot p_{v\ddot{U}} \right) \cdot e^{-\frac{\lambda \mu U_{KR}}{A_{KR}} (z - z_{\ddot{U}})} \right)$$

Eine unplanmäßige Schiefstellung der MK entsprechend DIN 1045, Abs. 15.8.2.3, von

$$\alpha = \frac{1}{100 \cdot \sqrt{h}} \quad (4.8.2)$$

bedingt je nach Höhe des Übergangsbereiches eine Horizontallast $H \approx V \cdot \operatorname{tg} \alpha = 91 - 104 \text{ kN}$, die sich wegen des quadratischen Stützenquerschnittes mit $I_x = I_y$ und $I_{xy} \approx 0$ gleichmäßig auf alle Stützen verteilt; je Stütze ergibt sich $H \approx 7 - 8 \text{ kN}$.

Die Horizontallast infolge der Druckabschirmung im Bereich des Entleerungstunnels (Abb. 4.8.6) beträgt beim Entleeren etwa 1260 kN. Erst mit Versagen der Stützen und Abscheren der MK-Wand an den Anschnitten zum Entleerungstunnel trägt diese Last zur MK-Verschiebung aus ihrer Ausgangslage bei (vgl. Abb. 4.8.2).



$$h = 2 \int_0^{\beta} p_h \cdot \cos \varphi \cdot r \cdot d\varphi$$

Abb. 4.8.6:

Druckabschirmung

Durch die segmentweise erfolgende Luftzuführung bzw. die dadurch bedingte Fluidisierung des Zements ergeben sich am MK-Umfang veränderliche Drücke, die eine Horizontalbeanspruchung zur Folge haben. Nach Martens / 68 / entsteht unmittelbar auf dem Siloboden ein Überdruck $p_{\bar{u}}$, der vom Kompressordruck p_K und dem Druckverlusten im Rohrleitungssystem Δp_R und im Siloboden Δp_B abhängt. Es gilt

$$p_{\bar{u}} = p_v = p_h = p_K - \Delta p_R - \Delta p_B \quad (4.8.3)$$

Der Druck baut sich bis zu einer Höhe

$$\Delta h \approx 1,33 \cdot p_{\bar{u}}/\gamma \quad (4.8.4)$$

linear auf Null ab. Die Differenz zwischen Entleerungsdruck und Druck bei Luftzuführung (Abb. 4.8.7) bedingt bei Integration über ein belüftetes Segment (Abb. 4.8.1) eine Horizontallast von etwa 16 kN je Stütze.

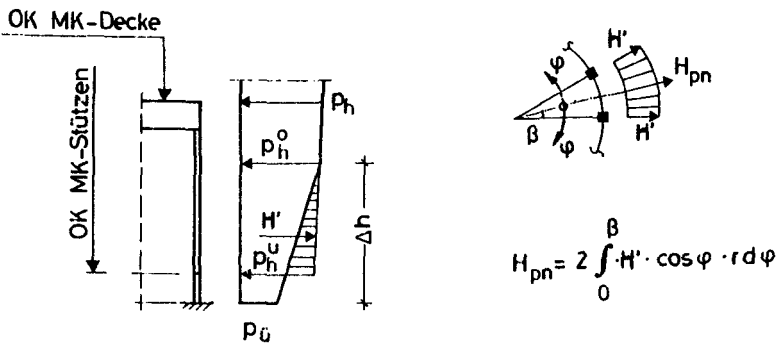


Abb. 4.8.7: Horizontallast infolge segmentweiser Luftzuführung für pneumatische Entleerung

Die Horizontalkräfte aus pneumatischer Entleerung und geometrischer Imperfektion können sich zeitweilig überlagern, so daß von $\max H \approx 24$ kN je Stütze ausgegangen werden muß. Bei einer Stützhöhe von 1 m beträgt das maximale Biegemoment infolge der Einspannung in MK und Fundament

$$M = 0,5 \cdot H \approx 12 \text{ kNm.}$$

Das Biegemoment aus der Horizontalbelastung bezogen auf OK MK-Stützen bewirkt eine zusätzliche Vertikallast der Stützen von $\Delta V \leq \pm 35$ kN.

4.8.4.4 Tragfähigkeit der MK-Stützen bei kombinierter Beanspruchung

Auch bei ungünstiger Vernachlässigung der die MK-Verschieblichkeit beeinträchtigenden Verzahnung mit dem Entleerungstunnel ergibt sich für die MK-Stützen ($b/d = 30/30$ cm) ein Schlankheitsgrad $\lambda < 20$. Nach DIN 1045 kann somit die Übereinstimmung von Stützen- und Querschnittstragfähigkeit angenommen werden.

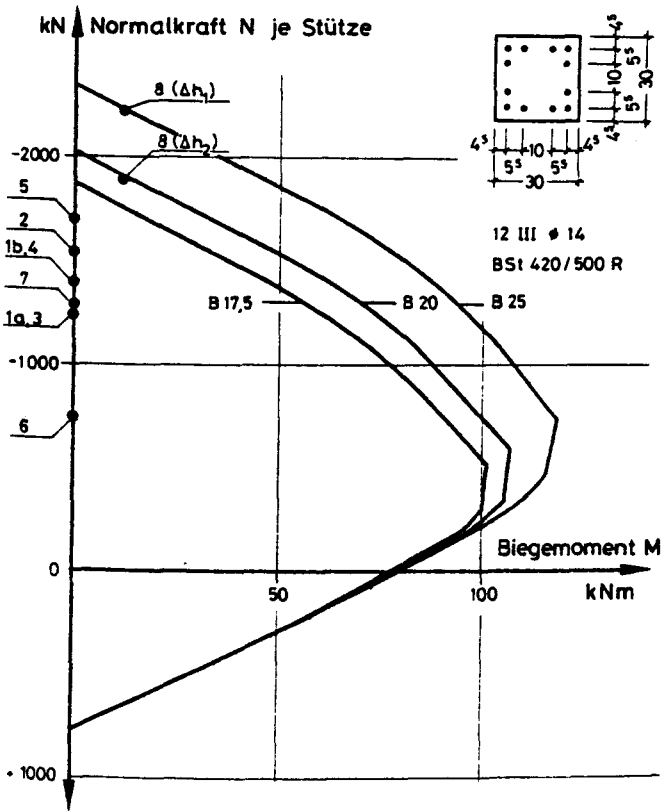
Abb. 4.8.8 zeigt die auf der Grundlage von DIN 1045 berechneten Tragfähigkeitsgrenzlinien M, N für Betongüten B 17,5, B 20 und B 25. Die in den vorhergehenden Abschnitten bestimmten Schnittgrößen nach Silovorschriften und eigener Berechnung sind ihnen gegenübergestellt, so daß eine abschließende Beurteilung unmittelbar möglich wird.

4.8.4.5 Zusammenfassung

Es ist nicht notwendig, als Schadensursache die Möglichkeit von Katastrophenlastfällen in Betracht zu ziehen. Die nach der Vergleichsrechnung unter normalen Betriebsbedingungen zu erwartenden Stützenlasten genügen zur Erklärung des Versagens auch bei annähernd planmäßiger Betongüte B 25.

Es ist davon auszugehen, daß bereits bei geringer Verformung der MK-Decke die Deckenlast überwiegend in Wandnähe konzentriert angreift und somit nur eine vergleichsweise geringe Biege- und Schubbeanspruchung zur Folge hat. Dies erklärt, daß an den MK-Decken keine entsprechenden Schäden zu erkennen waren.

Die Lastannahmen nach Silovorschriften können voraussetzungsgemäß die konzentrierte Lastabtragung auf die MK nicht erfassen.



Bezeichnungen:

- | | | | |
|-----|------------------------|-----|--|
| 1 : | DIN 1055, Bl. 6 | 5 : | ACI Standard 313/77 |
| a : | Normalfall | 6 : | Bauwerksstatik |
| b : | Brückeneinsturz | 7 : | Hydrostat. Druck
($\gamma = 16 \text{ kN/m}^3$) |
| 2 : | Erg. Best. zu DIN 1055 | 8 : | Eig. Abschätzung |
| 3 : | Normentw., 11. Fassung | | |
| 4 : | Franz. Richtlinien | | |

Abb. 4.8.8: Tragfähigkeitsgrenzl意思nien der MK-Stützen und Schnittgrößen

4.8.5 Beanspruchung und Tragfähigkeit der Silowand

4.8.5.1 Allgemeines

Die Verwendung von DIN 1055, Bl. 1 (7.78), abweichender Schüttgutkennwerte führte naturgemäß auch zu nicht normgerechten Horizontaldrücken bei der Bemessung der Silowand. Da die Zellen inzwischen viele Male voll gefüllt und wieder entleert wurden, wobei sich keine Schäden am Silomantel zeigten, reicht der Sicherheitsabstand offenbar aus und es lassen sich obere Grenzen des Horizontaldruckes für Zellen dieser Konstruktionsart angeben.

4.8.5.2 Horizontaldruck infolge Schüttgut

Die rotationssymmetrische Wirkung des Druckes ist für Silos mit Einbauteilen nicht gesichert. Im vorliegenden Fall wird sie - wie bereits erwähnt - durch die segmentweise erfolgende Luftzufuhr und den Entleerungstunnel gestört.

Die quantitative Größe der Abweichung von der Rotationssymmetrie ist ebenso wie ihr qualitativer Verlauf nicht bekannt und wäre nur anhand von Messungen genauer ergründbar.

Der Fehler durch Vernachlässigung der aus Störungen der Rotationssymmetrie erwachsenden Biegebeanspruchungen wird im MK-Bereich dadurch vermindert, daß zwei günstige Auswirkungen auf den Horizontaldruck außer Ansatz bleiben: Einerseits ist beginnend im bereits erwähnten Übergangsbereich oberhalb der MK eine Druckminderung dadurch zu erwarten, daß der Zellenquerschnitt von einem Kreis mit $A/U = 4,50$ m in einen Kreisring mit $A/U = 3,0$ m übergeht und zweitens kann durch den Magerbetontrichter außerhalb der MK eine Lastverteilung örtlicher Druckmaxima bis zur Zellenwand erfolgen.

In Abb. 4.8.9 sind die Drucklinien nach Bauwerksstatik und Silovorschriften jenem rotationssymmetrischen Druck gegen-

übergestellt, den die planmäßige Bewehrung bei $\sigma_s = \beta_s$ aufnehmen vermag. Angegeben ist auch die Korrektur der Drucklinie nach DIN 1055 im Einflußbereich der MK, wie sie sich durch Berücksichtigung des veränderten Siloquerschnittes nach Vergleichsrechnung darstellt.

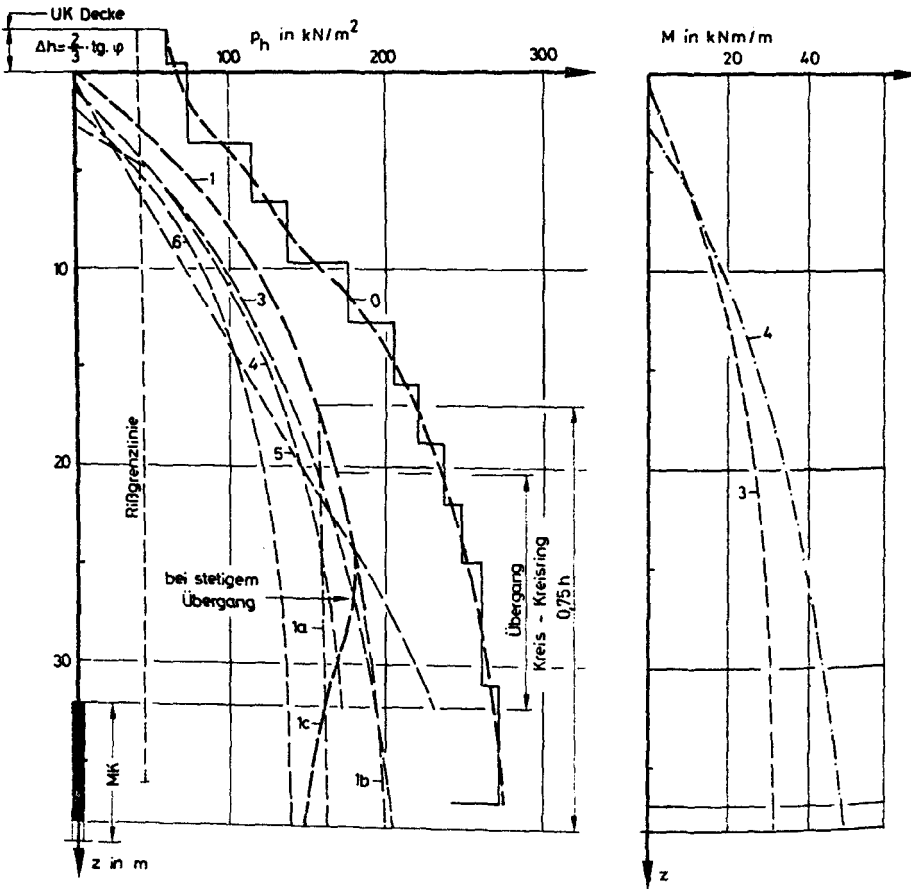
Es ist zu erkennen, daß gemäß Normentwurf im oberen Silobereich bei zentrischem Entleeren geringere Drücke wirken als nach DIN 1055, Bl. 6. Im unteren Bereich herrscht weitgehende Übereinstimmung, sofern die Abminderung auf den Fülldruck in DIN 1055 außer Ansatz bleibt. Die Bruchsicherheit beträgt gegenüber Drücken nach DIN 1055 $\eta > 1,35$ und nach Normentwurf (ohne α Verfahren) $\eta \geq 1,50$.

Im Einflußbereich der MK ergibt sich durch den Druckabbau infolge Veränderung der geometrischen Randbedingungen ein höherer Sicherheitsabstand bzw. eine Reserve für geringe Biegebeanspruchungen aus ungleichmäßigem Schüttgutdruck.

Die Drucklinie nach den Franz. Richtlinien für zentrisches Entleeren steht insbesondere im oberen Bereich der Zelle in guter Übereinstimmung mit jener nach Normentwurf und auch die Momente bei Annahme geometrischer Anomalie bzw. bei Anwendung des α -Verfahrens weichen nur unerheblich voneinander ab.

4.8.5.3 Lastfall Temperatur

In die Silos der Zementverteilerstation wird ausschließlich Zement eingelagert, der sich durch Zwischenlagerung nach der Herstellung, Schiffsverladung, Transport und Entladung der Umwelttemperatur weitgehend anpassen konnte. Somit ist nur von geringer Temperaturdifferenz zwischen Schüttgut und Außenluft auszugehen, die zu einer vernachlässigbaren Wandbeanspruchung führt.



Bezeichnungen:

- | | | | |
|-----|---|-------|---------------------|
| 0 : | $P_{hu} = \text{const.} (\sigma_s = \beta_s)$ | 5 : | ACI Standard 313/77 |
| 1 : | DIN 1055, Bl. 6 | 6 : | Bauwerksstatik |
| a : | mit Abminderung | --- | zentr. Entleeren |
| b : | ohne Abminderung | - - - | exzentr. Entleeren |
| c : | nach Vergleichsrechnung, vgl. Abschn. 7.8.4.4 | | |
| 3 : | Normentw., 11. Fassung | | |
| 4 : | Franz. Richtlinien | | |

Abb. 4.8.9: Horizontaldrucklinien

In der Bauwerksstatik wurden diese besonderen Gegebenheiten nicht berücksichtigt und ausgehend von einer Zementtemperatur von 80°C und einer Außenlufttemperatur von 0°C ein Temperaturgradient $\Delta T = 30\text{K}$ in der Wand ermittelt. Für die Berechnung des Zwangmomentes wurde der Übergang in den gerissenen Zustand beanspruchungsmindernd berücksichtigt. Die Bemessung für diese Zwangbeanspruchung neben den Ringzugkräften aus Schüttgutdruck ist Ursache des vergleichsweise großen Sicherheitsabstandes zwischen Drucklinie nach Bauwerksstatik und Fließgrenzlinie in Abb. 4.8.9.

4.8.5.4 Zusammenfassung

Die Silowände werden im wesentlichen durch Schüttgutdruck beansprucht; der Einfluß von Zwang ist eher gering und vergleichsweise vernachlässigbar. Letzteres bedeutet naturgemäß nicht, daß ein Nachweis geringer Rißbreiten z. B. nach DIN 1045, Abs. 17.6.2, oder die Anordnung einer Mindestbewehrung entbehrlich wäre.

Die Tatsache, daß ein Sicherheitsabstand von $\eta \geq 1,35$ gegenüber Entleerungsdruck nach DIN 1055, Bl. 6, offenbar ausreicht, um auch Anforderungen an das Rißbild zu befriedigen, macht deutlich, daß diese Lastannahmen für die vorliegende Bauart mit Einbauteil auf der sicheren Seite liegen, bzw. daß vermutlich auch die Lastannahmen nach den anderen Silovorschriften ausreichen.

Die bei sehr schlanken Silos zu beobachtende Druckerhöhung beim Entleeren, die die Lastannahmen nach DIN 1055, Bl. 6, Normentwurf und Franz. Richtlinien mit abdecken wollen, treten bei einer Schlankheit $h/d \approx 2$ und der besonderen Abzugsart offenbar nur in geringerem Ausmaß auf, so daß eine Aufnahmekapazität für Biegebeanspruchungen durch ungleichmäßigen Horizontaldruck erwächst.

4.9 Getreidesilo mit achsensymmetrischem Trichter und großem Entlastungsbalken

4.9.1 Angaben zum Bauwerk

Die Zelle wurde 1973 zur Lagerung von Ölschrot und Getreide einschließlich Mais erbaut. Es handelt sich um den Wiederaufbau einer eingestürzten Zelle aus Stahlbeton / 54 /. Die Zelle ist 75,5 m hoch, hat eine lichte Weite $d = 11,50$ m und eine Wandstärke von planmäßig 24 cm; in Ringrichtung ist sie gegen Lisenen vorgespannt. Grundriß, Längsschnitt und planmäßige Ringbewehrung sind in Abb. 4.9.1 dargestellt.

Für die Entleerung kohäsiven Ölschrots wurde das Silo über den beiden Auslauföffnungen mit einem Entlastungsbalken ausgestattet. In den 5 cm breiten Fugen zwischen den Balkenstirnseiten und der Wandung installierte man Federkörper mit einer schüttgutähnlichen Dehnsteifigkeit.

Zur Ermöglichung späterer Druckmessungen wurden bereits bei der Herstellung in mehreren Höhenkoten des Silomantels jeweils zwei Aussparungen belassen, in die hernach Druckmeßplatten eingebaut wurden. Im Winter 1978/79 wurde diese Anlage durch zwei zusätzliche Glötzl-Druckmeßplatten sowie durch ein äußeres Meßgestänge zur Bestimmung der Oberflächenverformung in Höhe der Meßpunkte D und E (vgl. Abb. 4.9.3) ergänzt.

4.9.2 Hergang und Ausmaß des Schadens

Am 31. 5. 1979 wurden am Boden liegende Betonbruchstücke bemerkt, die eine nähere Inaugenscheinnahme der Silowände nach sich zogen.

Auf der West- und der Ostseite waren Längsrisse festzustellen und die Zelle war erheblich ovalisiert. Die Größe der Beulen wurde zu 30 bis 40 cm geschätzt, und zwar hatte sich der Zellendurchmesser in Richtung des Entlastungsbalkens vermindert und senkrecht dazu vergrößert.

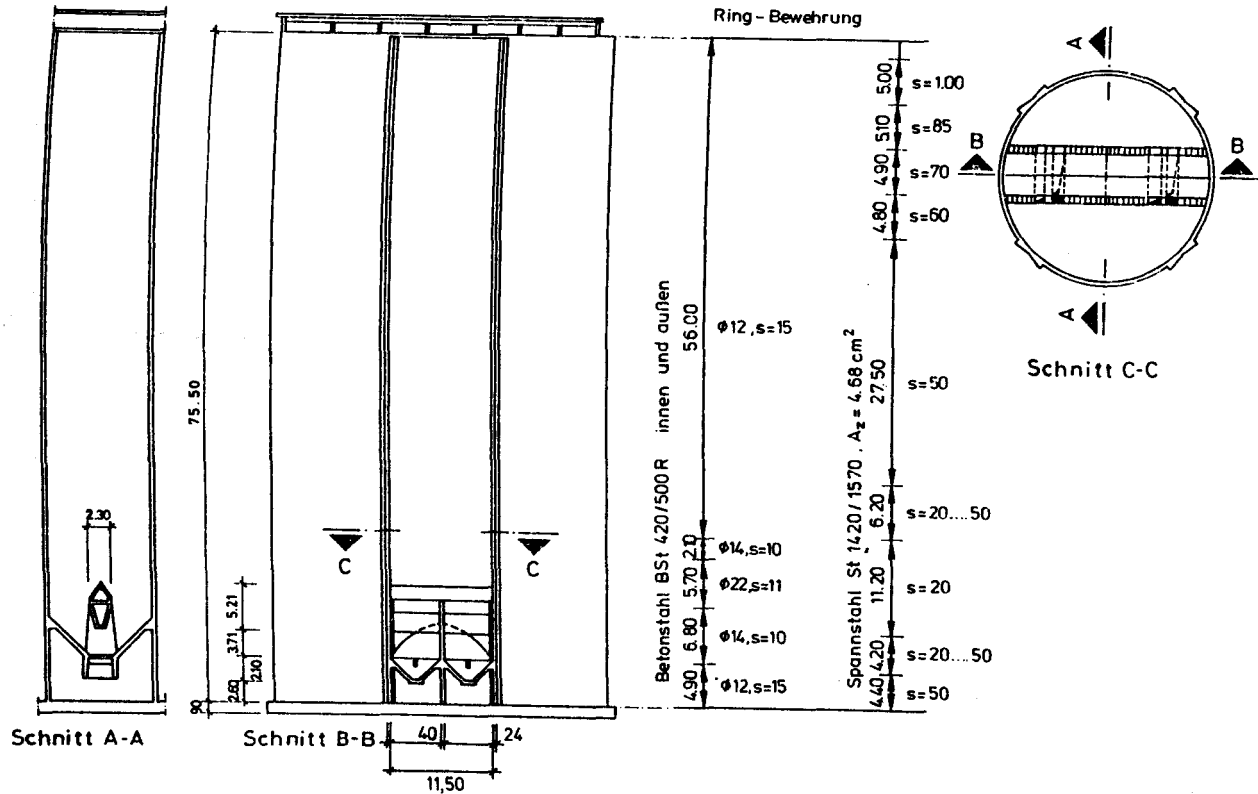


Abb. 4.9.1: Schnitte und planmäßige Ringbewehrung

Am Tag der Schadenserkennung waren im Silo 3800 t Sojaschrot gelagert, nachdem es in der Zeit vom 25. 5. bis 27. 5. voll gefüllt und bis zum 30. 5. etwa 1000 t wieder abgezogen worden waren; die Schüttguttemperatur lag zwischen 27 und 35° C.

Abb. 4.9.2 zeigt das Schadensausmaß nach der Entleerung.

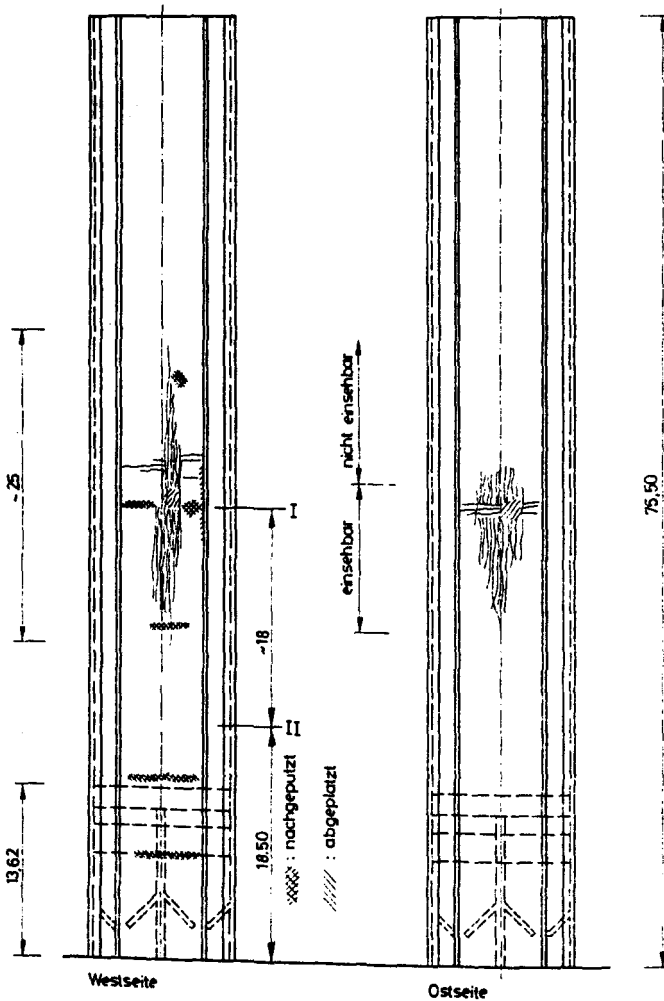


Abb. 4.9.2: Schadensbild

Auf der Westseite verliefen die Vertikalrisse zwischen 25 und 50 m über OK Fundament; ihr Abstand betrug 10 bis 20 cm und die Rißbreite im Schadenszentrum maximal 4 mm. Ebenfalls vorhandene Horizontalrisse verliefen z. T. von einem Lisenenrand zum anderen. Der Beton war im Schadenszentrum bis zur schlaffen Ringbewehrung (ca. 5 cm) abgeplatzt oder konnte durch leichte Hammerschläge abgelöst werden. Örtlich waren Vertikal- und Horizontalbewehrung etwa 6 cm aus ihrer ursprünglichen Lage herausgedrückt.

Das Schadenszentrum auf der Ostseite lag auf etwa gleicher Höhe wie auf der Westseite. Im einsehbaren Bereich betrug der Rißabstand etwa 20 bis 30 cm. Bei annähernd gleicher Vertikalrißanzahl lag eine größere Schadensausdehnung in Ringrichtung vor. Die Rißbreiten waren mit $w \leq 1$ mm deutlich kleiner als auf der Westseite.

Bei der Überprüfung der Innenseite der Zylinderwand in Höhe der außen festgestellten Schäden von einem Hosenbojenfahrstuhl aus wurden weder Risse noch Abplatzungen festgestellt. Allerdings war die Wand vollständig mit anhaftendem Schüttgut bedeckt, welches nur kleinflächig mit einem Handspachtel abgelöst werden konnte, so daß ein Erkennen von Rissen auch nicht zu erwarten war.

Die anhaftende Schicht war auf der Westseite z. T. 8 cm dick; an der Ostseite betrug sie 1 bis 2 cm. Dies läßt darauf schließen, daß Feuchtigkeit von außen in die Zelle eindringen konnte bzw. daß die Risse möglicherweise bereits einige Zeit vorhanden waren, ehe sie bemerkt wurden.

4.9.3 Bauausführung, Baugenauigkeit und Werkstoffe

Die Zelle wurde im Gleitbauverfahren aus Fertigbeton hergestellt.

Eine Untersuchung der äußeren Oberfläche führte auf wenige Betoniermängel mit geringer Flächenausdehnung, die offenbar bereits im Zuge der Herstellung bemerkt und ausgebessert worden waren. Nach Abklopfen des Flickmörtels waren darunter Hohlräume und örtliche Bewehrungskorrosion zu erkennen.

Auf dem Bewehrungsplan ist die Betongüte B 300, d. h. B 25 nach DIN 1045 (12.78), vorgeschrieben. Zur Ergründung der erzielten Druckfestigkeit wurden Bohrkerne entnommen und im Druckversuch geprüft; außerdem erfolgten an zahlreichen Stellen Rückprallhammerprüfungen. Danach konnte der Beton als B 40 eingestuft werden.

Bei der Entnahme der Bohrkerne wurde zufällig festgestellt, daß die Gleitstangenhohlräume offenbar nicht verfüllt worden waren. Sie stellen naturgemäß Schwachstellen dar; eindringendes Wasser kann zu Frostschäden führen.

Die entnommenen Bohrkerne erlauben eine einfache Kontrolle der Wanddicke. In unmittelbarer Nähe von Druckmeßplatten war sie ebenflächig ausgebildet und betrug ca. 29 cm; im übrigen Bereich war die Wand 22 bis 23 cm dick.

Auch die Betondeckung war anhand der Bohrkerne überprüfbar. Sie betrug für die außenliegende Ringbewehrung 2,5 cm. Die Hüllrohre der Spannglieder waren im Zusammenhang mit dem eingetretenen Schaden örtlich freigelegt; dort konnte deren Betondeckung von ungefähr 8 cm festgestellt werden.

Der Abstand der Spannglieder betrug im Schadenszentrum in Übereinstimmung mit den Planvorgaben 50 cm. Die schlaffe Bewehrung zeigte Abstände zwischen 12,5 und 17 cm; im Mittel wurde jedoch der planmäßige Wert (15 cm) realisiert. Insgesamt kann somit von Identität zwischen planmäßiger und ausgeführter Bewehrung ausgegangen werden (Abb. 4.9.1).

Die an Abplatzungen offenliegenden Übergreifungsstöße entsprachen den Angaben auf dem Bewehrungsplan und betrug etwa 75 cm. Nach DIN 1045 (12.78) wäre für Verbundbereich II bei dem vorhandenen Versatz der Stöße eine Länge von 80 cm notwendig gewesen. Die geringe Unterschreitung hatte bei der vorgespannten Wand keine Tragfähigkeitseinbuße zur Folge.

Zur Überprüfung des Restvorspannungsgrades wurden jeweils zwei der insgesamt vier Drähte eines Spanngliedes auf der Ostseite und eines anderen auf der Westseite durchgetrennt. Mittels zuvor aufgeklebter Dehnungsmeßstreifen konnte die Restvordehnung an der Ostseite zu 0,6‰ und auf der Westseite zu 1,2‰ gemessen werden. Nach den Voraussetzungen in der Bauwerksstatik hätte sich zu diesem Zeitpunkt eine Vordehnung $\epsilon_{vt} \approx 3,1‰$ ergeben müssen. Sofern die Spannglieder ursprünglich ordnungsgemäß vorgespannt wurden, müssen sie durch den Schaden plastisch verformt worden sein.

Durchgeführte Schlupfmessungen ergaben unabhängig von der Höhe der Restvordehnung jeweils den gleichen Wert (11 mm). Bei einer Länge der Spannglieder von ca. 18 m bedeutet dies, daß auf der Ostseite der Verbund zwischen Spannstahl und Verpreßmörtel offenbar im Zusammenhang mit der Ausnutzung bis zur Fließgrenze zerstört wurde ($18 \cdot 0,6 \approx 11$), während auf der Westseite mit höherer Restvordehnung die Verbundfestigkeit teilweise erhalten blieb.

4.9.4 Beanspruchung und Tragfähigkeit

4.9.4.1 Allgemeines

Wegen der besonderen Rißhäufigkeit in Vertikalrichtung wird nur die Beanspruchung und Tragfähigkeit in Ringrichtung untersucht, und zwar insbesondere im Zentrum des aufgetretenen Schadens (Schnitt I, Abb. 4.9.2). Außerdem soll aber er-

gründet werden, welche Beanspruchung im Bereich unmittelbar über dem Entlastungsbalken (Schnitt II) maximal aufgetreten sein könnte; dort waren keine Risse zu vermerken.

4.9.4.2 Schüttgutdruck

4.9.4.2.1 Meßergebnisse

Abb. 4.9.3 zeigt Ergebnisse von Druckmessungen, die Nothdurft / 80 / im Dezember 1974 durchführte. Das Schüttgut war US-Mais.

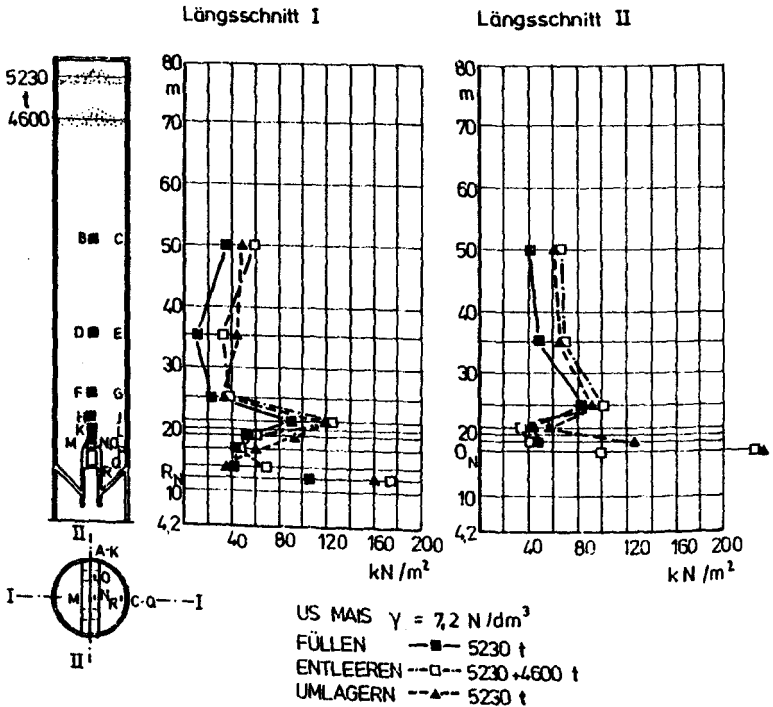


Abb. 4.9.3: Druckmessungen von / 80 /

Stellt man die gemessenen Linien maximalen Druckes den nach Silovorschriften errechneten Drucklinien (vgl. Abb. 4.9.6)

gegenüber, so ist festzustellen, daß außerhalb eines Bereiches hoher Druckschwankungen am Umfang im unteren Zellenbereich der gemessene Druck beim Entleeren oder Umlagern kleiner bzw. etwa genau so groß war wie beim zentrischen Entleeren nach DIN 1055, Bl. 6. Im Druckschwankungsbereich oberhalb des Balkens traten maximal Drücke in Höhe des exzentrischen Entleerungsdruckes nach den Erg. Best. auf, allerdings jeweils nur an einer Meßstelle der Untersuchungshorizonte, während an der anderen gleichzeitig ein erheblich kleinerer Maximaldruck zu verzeichnen war.

Unmittelbar oberhalb des Entlastungsbalkens trat der Maximalwert in Schnitt I auf, 5 m höher in Schnitt II und weitere 10 m darüber wieder in Schnitt I. Noch 30 m oberhalb des Balkens war keine völlige Übereinstimmung der Meßwerte in den beiden Meßpunkten zu erkennen.

Neben den Meßwerten von Nothdurft liegen solche für die Zeit von Anfang März 1979 bis zum 22. Mai 1979 von Kordina und Fröning / 57 / vor. Am 22. Mai, d.h. etwa eine Woche bevor der Schaden bemerkt wurde, fiel die Meßanlage durch ein ungeklärtes Abschalten des Versorgungsstromes aus.

Abb. 4.9.4 zeigt die ausgewerteten Ergebnisse für den Zeitraum 19.4. bis 22.5.. Die Zelle soll vom 20.4. bis zum 22.4. mit Tapioka Pellets gefüllt (4800 t) und vom 6.5. an stufenweise entleert worden sein. Am 13.5. befanden sich noch 3200 t in der Zelle, was bei gleichmäßiger Dichte einem Füllstand von 50 bis 55 m über OK Fundament entspricht; am 16.5. waren es noch 2100 t (35 bis 40 m) und am 21.5. war die Zelle völlig leer.

Der Horizontaldruck am 16.5. - wie er sich nach den Meßergebnissen darstellt - ist in Abb. 4.9.5 wiedergegeben. Er weicht auch weit oberhalb des Entlastungsbalkens erheblich

von der Rotationssymmetrie ab und verändert sich innerhalb eines Umfangviertels von 140 kN/m^2 auf Null. Ein solcher Druckverlauf ist naturgemäß mit erheblichen Biegebeanspruchungen verbunden, die bereits zu dem erst später festgestellten Schaden hätten führen müssen.

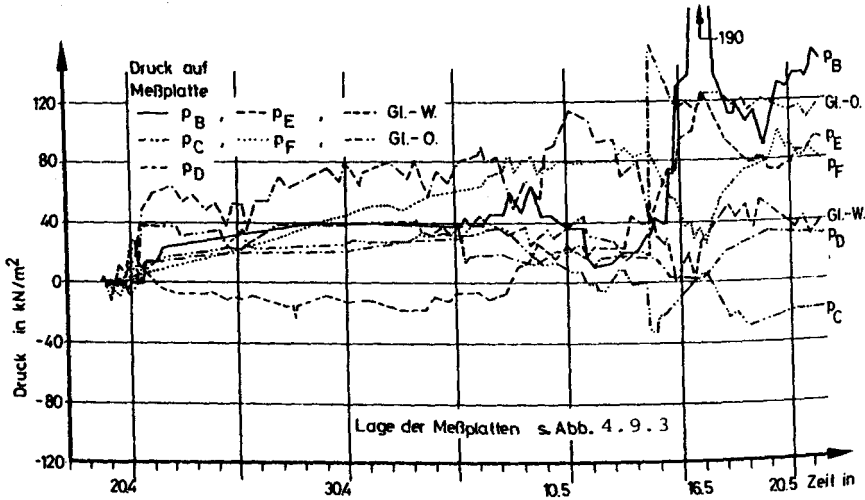


Abb. 4.9.4: Druckmessungen von / 57 /

Der Umstand, daß am 16.5. bei einer Füllhöhe von etwa 35 bis 40 m über OK Fundament in dem höher liegenden Meßpunkt B noch hohe Drücke gemessen wurden und auch am 21.5., als die Zelle leer war, Schüttgutdrücke aufgezeichnet sind, deutet darauf hin, daß entweder die Füllgradangaben ungenau sind oder daß die Meßergebnisse durch plastische Wandverformungen beeinflusst waren. Somit können sie nur mit Vorbehalten als wirkliche Drücke eingestuft werden.

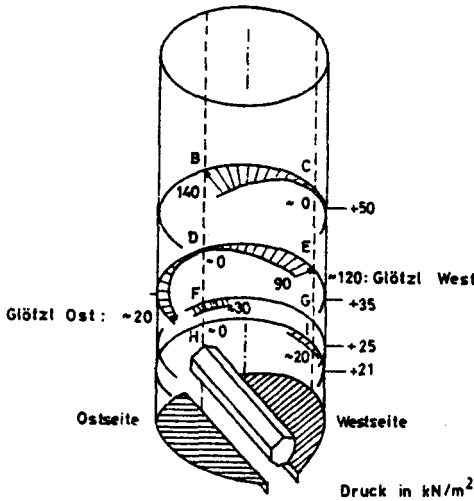


Abb. 4.9.5:
Horizontaldruck am
16. Mai 1979

4.9.4.2.2 Silovorschriften

Die Lastannahmen in der Bauwerksstatik entstammen den Vorgaben in einem Sachverständigengutachten. Außerhalb eines erwarteten Störbereiches durch den Entlastungsbalken wurde der Horizontaldruck aus Sojaschrot, Getreide und Mais anlehnend an DIN 1055, Bl. 6 ermittelt. Zur Berücksichtigung von "Schlagen" beim Entleerungsvorgang wurde für Mais zusätzlich ein Faktor $c_s = 1,15$ in die Berechnung eingeführt. Im erwarteten Störungsbereich durch den Balken wurden Laststeigerungen infolge Turm- und Brückenbildung ermittelt und hieraus ein nicht rotationssymmetrischer Horizontaldruck abgeleitet.

In Abb. 4.9.6 ist die Druckdeckungslinie nach der Bauwerksstatik und das im Balkenbereich rechnerisch berücksichtigte Biegemoment den Lastannahmen für zentrisches und exzentrisches Entleeren des als schadensauslösend in Frage kommenden Schütt-

gutes Tapioka Pellets nach den Vorschriften DIN 1055, Bl. 6, Erg. Best. und Normentwurf gegenübergestellt. Die maximale Auslaufexzentrizität beträgt bei Annahme einseitiger Behinderung des Vorbeifließens am Entlastungsbalken bzw. bei Verstopfung eines Auslaufes $e \leq 3$ m.

Wegen der besonderen Wichtung des Druckes von Mais in den Erg. Best. und weil die Zelle zuvor auch der Lagerung von Mais diene, bzw. hierdurch bedingte Vorschäden nicht auszuschließen sind, werden in Abb. 4.9.6 auch die Druck- und Momentenlinien infolge Mais nach den im Anhang, Teil C, erteilten Silovorschriften dargestellt.

Die Drucklinie nach Normentwurf für zentrisches Entleeren von Mais beinhaltet einen Faktor $c_S = 1,35$ (vgl. Anhang, S. 104) zur Berücksichtigung des Schlagens.

Nur die Drucklinien von Mais für zentrisches und exzentrisches Entleeren nach den Erg. Best. sowie für exzentrisches Entleeren nach ACI Standard liefern im Schadenszentrum größere Abszissen als der Bemessungsdruck von 100 kN/m^2 ; gemessen wurden hier - wie bereits erwähnt - am 16.5. Maximaldrücke von 140 kN/m^2 .

Die Gegenüberstellung mit dem rotationsasymmetrischen Druck, bei dem Fließen des Spannstahls erfolgt, läßt jedoch keine der Drucklinien in Abb. 4.9.6 als alleinige Schadensursache in Frage kommen.

In Tab. 4.9.1 sind die Schnittgrößen nach den verschiedenen Lastannahmen sowie die Tragsicherheiten bei rotations-symmetrischer Wirkung der Drucklinien in den Schnitten I und II für die weitere Analyse zusammengestellt.

Schüttgut	Nr.	Lastannahme	Betriebszustand	Schnitt I			Schnitt II		
				Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}	Z_{pi}	$\frac{Z_0}{Z_{pi}}$	M_{pi}
				$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$	$\frac{kN}{m}$	-	$\frac{kNm}{m}$
Mais	1	DIN 1055, Bl. 6	e	397	4,94	-	403	9,99	-
			ee	483	4,06	-	500	8,05	-
	2	Erg. Best.	e	621	3,16	-	633	6,36	-
			ee	696	2,81	-	707	5,69	-
	3	Normentw.	e	443	4,42	15	449	8,96	15,5
			ee	443	4,42	17,5	449	8,96	18,0
	4	Franz. Rilli.	e	472	4,15	-	483	8,33	-
		ee	472	4,15	19	483	8,33	20,0	
	5	ACI Stand.	ee	621	3,16	-	748	5,38	-
	6	Bauw.Statik	ee	564	3,48	-	1093	3,68	-
	7	Kordina et al. / 57/	ee	516	3,80	160	524	7,68	162
Tapioka	1	DIN 1055, Bl. 6	e	242	8,10	-	245	16,42	-
			ee	299	6,56	-	305	13,20	-
	2	Erg. Best.	e	293	6,69	-	296	13,59	-
			ee	328	5,98	-	334	12,05	-
	0	Grenstragfähigkeit		$Z_{OI} = 1961 \text{ kN/m}$			$Z_{OII} = 4025 \text{ kN/m}$		

Tab. 4.9.1: Schnittgrößen und Tragsicherheiten bei rotationssymmetrischer Wirkung der Drucklinien

4.9.4.3 Temperatur

Dieser Lastfall wurde in der Bauwerksstatik nicht untersucht. Zum Zeitpunkt der Schadenserkennung betrug die Schüttguttemperatur maximal 35 °C. Da der Schadenszeitpunkt nicht eindeutig ergründbar ist, wird diesem eine Außenlufttemperatur von etwa -5 °C zugeordnet. Das entsprechende Temperaturgefälle in der Wand nach Gl. 3.2 von $\Delta T_W \approx 15 \text{ K}$ hat bei einer Steifigkeit $E_{bI,bi} \approx 38 \text{ MNm}^2/\text{m}$ im Schadensbereich vor Eintritt von Rissen ein Zwangsmoment $M_{\Delta T}^I \approx 30 \text{ kNm/m}$ zur Folge.

Bei Fließen der Bewehrung infolge Lasteinwirkung ist Zwang annähernd Null. Da im vorliegenden Fall die Über-

dehnung des Spannstahls nachgewiesen ist, wird die Abnahme des Zwangmomentes durch Übergang in den gerissenen Zustand nicht näher untersucht.

4.9.4.4 Tragfähigkeit bei kombinierter Beanspruchung

Die wesentlichen Tragfähigkeitsgrenzlinien $N = f(M)$ sind für die Schnitte I und II in Abb. 4.9.7 angegeben. Ihre Gegenüberstellung mit den Schnittgrößen aus Tab. 4.9.1 läßt einerseits die Anwendungsgrenzen vorliegender Lastannahmen für Silos und andererseits notwendige Erweiterungen erkennen.

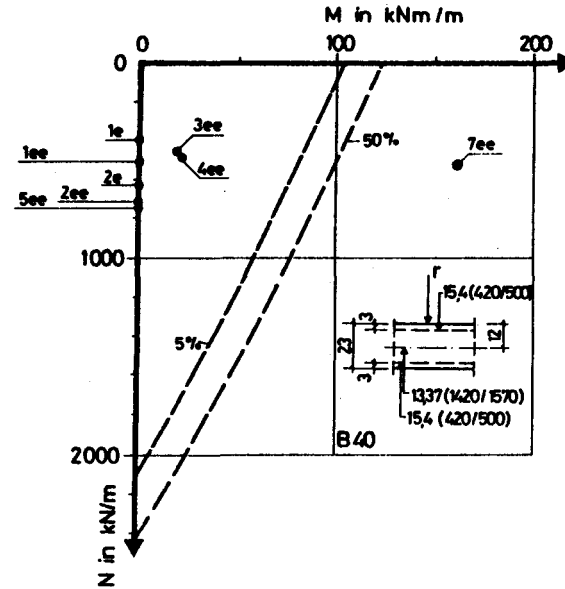
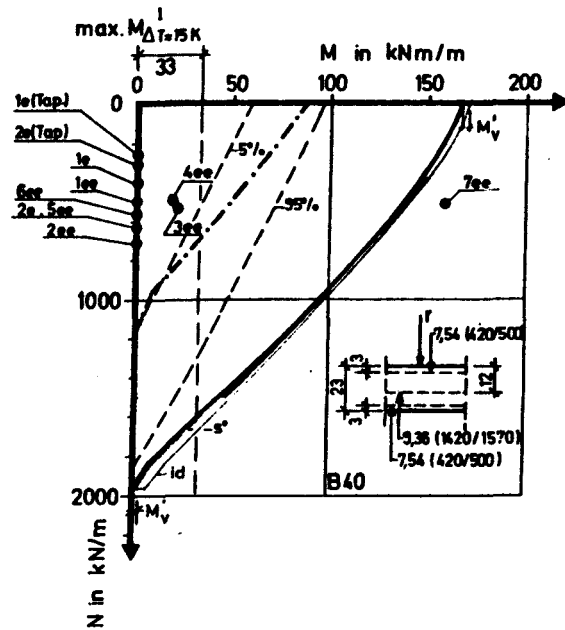
Bei der Ermittlung der Grenzlinien wird von planmäßiger Vordehnung der Spannstähle ausgegangen, d.h. es wird unterstellt, daß die in Schnitt I nachgewiesene, vom planmäßigen Zustand abweichende Restvordehnung allein auf Überlastung und nicht auf Bauausführungsfehler zurückgeht.

4.9.5 Erörterung möglicher Schadensursachen

Der Vergleich der Zugkräfte nach Silovorschriften in Schnitt I mit der Zug-Traglast läßt die Möglichkeit, daß eine reine Zugbeanspruchung zum Fließen des Spannstahls geführt haben könnte als äußerst unwahrscheinlich erscheinen. Dazu hätten etwa 150% größere rotationssymmetrische Drücke auftreten müssen als nach den Erg. Best. bei exzentrischer Entleerung von Mais zu erwarten sind.

Auch zusammen mit maximalem Temperaturzwang genügt exzentrisches Entleeren nach den Erg. Best. bei weitem nicht zur Erklärung der Überbeanspruchung des Spannstahles.

Wahrscheinlicher erscheint nach dem Schadensbild und den zumindestens qualitativ zutreffenden Meßergebnissen, daß



Bezeichnungen:

- | | | | |
|-----|-------------------------|-----|--|
| 1 : | DIN 1055, Bl. 6 | e : | zentrisches Entleeren |
| 2 : | Erg. Best. | ee: | exzentrisches Entleeren |
| 3 : | Normentw., 11. Fassung | --- | Rißgrenzzustand (5%, 95%) |
| 4 : | Franz. Richtlinien | -.- | zul. Schnittgrößen (DIN 1045) |
| 5 : | ACI Standard 313/77 | — | Spannstahl fließt |
| 6 : | Bauwerksstatik | — | Grenzlinie einschließl. M_v bezogen auf id |
| 7 : | Kordina, Fröning / 57 / | s° | id : idelle Schwerachse |
| | | | s° : Schwerachse der Stahlkräfte bei max N ohne Vordehnung |

in Schnitt I Biegebeanspruchungen infolge eines von der Rotationssymmetrie abweichenden Horizontaldruckes für den Schaden ausschlaggebend waren. Die Bemessungsschnittgrößen nach Kordina und Fröning / 57 / für Silos mit Entlastungsbalken können das Fließen des Spannstahles erklären.

Daß der Spannstahl tatsächlich überdehnt wurde, läßt sich neben den Messungen der Restvordehnung auch anhand der beobachteten Wandverformungen plausibel machen. Im gefüllten Zustand wurde die Ausbeulung zu etwa 30 - 40 cm geschätzt. Aus der Biegelinie in Abb. 4.9.8 läßt sich eine Krümmung $k \approx 77 \cdot 10^{-3} \text{ m}^{-1}$ ableiten; eine Ringzugkraft nach DIN 1055 bei zentrischem Entleeren zusammen mit dem Grenzmoment bei Spannstahlfließen in Schnitt I (Abb. 4.9.7-a) entspricht dagegen einer Krümmung von nur $k = 55 \cdot 10^{-3} \text{ m}^{-1}$.

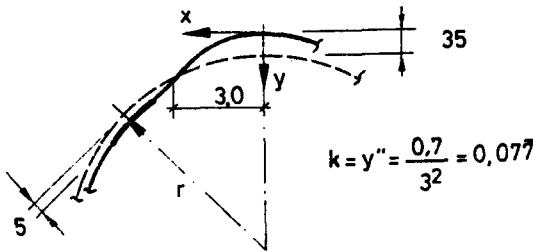


Abb. 4.9.8:
Wandverformung und
Krümmung

Nach der Deformation des Zellenquerschnittes mit Durchmesserverminderung in Richtung des Entlastungsbalkens und -vergrößerung in der dazu senkrechten Schnitttrichtung könnte der bereits in Abschnitt 4.7 herangezogene Druckverlauf

$$p_h(\varphi) = p_h^o + \alpha \cdot p_h^o \cdot \cos 2\varphi \quad (4.9.1)$$

die Druckverhältnisse am Umfang näherungsweise wiedergeben.

In gewissem Widerspruch dazu steht allerdings die Tatsache, daß dieses Lastbild um 90° gegeneinander versetzt am Innenrand eine gleich große Biegezugbeanspruchung wie am Außenrand erzeugt, ein entsprechender Schaden dort aber nicht zu vermerken war. Als eine mögliche Ursache kommt die unterschiedliche Schüttgutbettung in Bereichen mit unterschiedlicher Lagerungsdichte in Betracht.

Abb. 4.9.9 zeigt die Momentenlinien infolge des vom Mittelwert p_h^0 abweichenden Druckanteils

$$\Delta p_h = a^* \cdot p_h^0 \cdot \cos 2\varphi \quad (4.9.2)$$

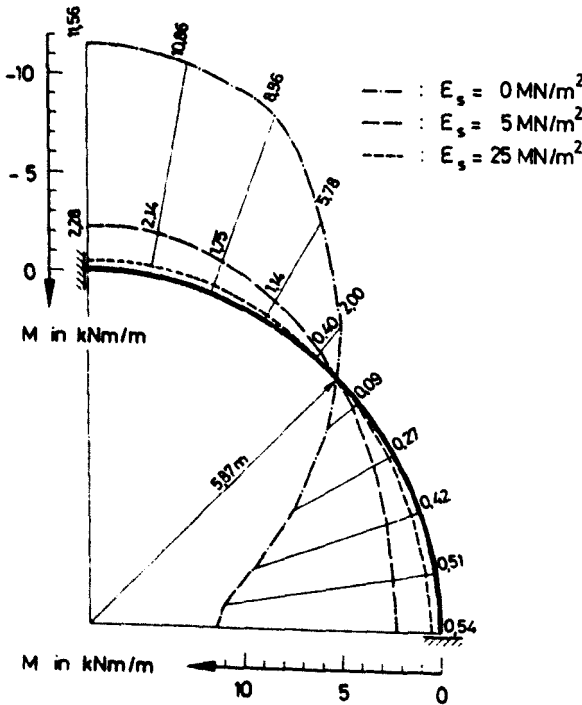


Abb. 4.9.9: Biegemomente infolge $\Delta p_h = 1 \cdot \cos 2\varphi$ in Abhängigkeit von der Steifesziffer E_s

für drei am Umfang unveränderlich angenommene Steifeziffern E_S , die in Anlehnung an Meßergebnisse von Hoffmann / 31 / ausgewählt wurden. Die Schnittgrößenermittlung erfolgte elektronisch nach der FEM-Methode. Es ist abzulesen, daß sich durch $E_S = 5$ und 25 MN/m^2 gegenüber $E_S = 0$ ein Abbau der Biegemomente auf 20% bzw. 5% ergibt.

In Abb. 4.9.10 sind die Maximalmomente infolge Δp_h für zentrisches Entleeren von Pellets und Mais nach verschiedenen Silovorschriften in Abhängigkeit von α^* dargestellt; Druckabweichungen vom exzentrischen Entleerungsdruck nach Silovorschriften wird nicht nachgegangen, weil davon auszugehen ist, daß es sich bei diesem um einen örtlich auftretenden Maximalwert und nicht um einen Mittelwert handelt. Aus Abb. 4.9.7-a sind die bei Ringzugkräften nach Silovorschriften aufnehmbaren Grenzmomente in Schnitt I ablesbar und durch Übertragung in Abb. 4.9.9 kann der Fließen auslösende α^* -Wert abgelesen werden.

Nach sechs Betriebsjahren bis zur Schadenserkenkung und zwischenzeitlicher Einlagerung verschiedener organischer Schüttgüter ist naturgemäß nur schwer ergründbar, welches Material bei welcher Schnittgrößenkombination M, N die Ribildung bzw. den Schaden auslöste (vgl. Abschn. 4.9.6).

In Schnitt II waren auf der Silowand keinerlei Risse zu erkennen. Aus Abb. 4.9.7-b sind die neben Zugkräften nach Silovorschriften bei ungünstiger Vernachlässigung von Temperaturzwang aufnehmbaren Lastmomente angegeben, die zur Ribildung führen. Selbst bei Annahme der mittleren Zugfestigkeit nach Rüsç /109/ würden in Schnitt II geringere α^* -Werte zur Ribildung genügen als in Schnitt I zur Schadenseinleitung. Somit kann davon ausgegangen werden, daß größere Druckungleichmäßigkeiten als in Schnitt I auch im stärker bewehrten unteren Silobereich nicht aufgetreten sind.

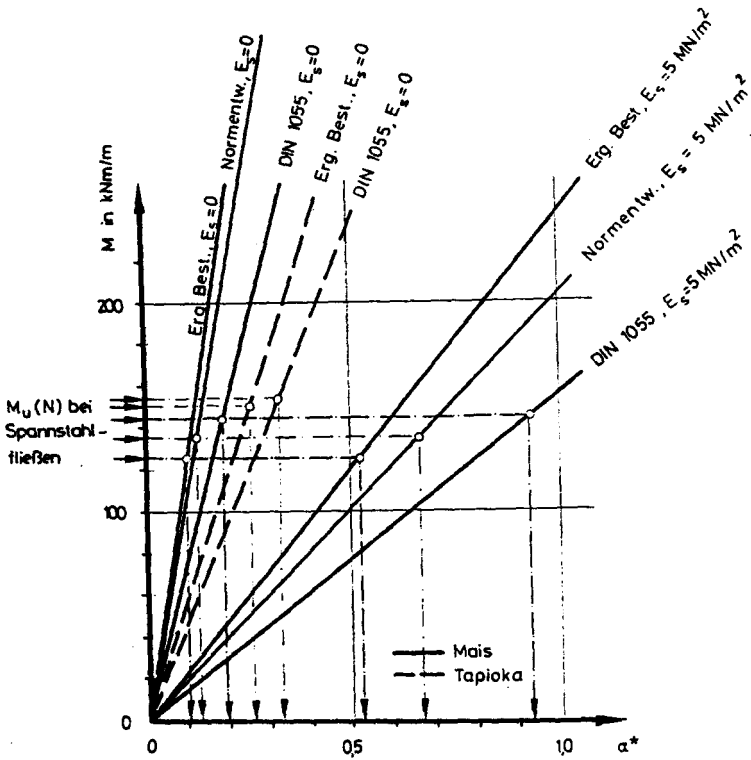


Abb. 4.9.10: Maximalmomente infolge Δp_h in Abhängigkeit von α^* und E_s

4.9.6 Zusammenfassung

Nach dem Schadensausmaß mit örtlicher Rißkonzentration auf der Schalenaußenseite ohne entsprechend deutliche Schädigung auf der Innenseite sowie nach der bleibenden Formänderung des Siloquerschnittes im entleerten Zustand kommt als Ursache nur eine Schnittgrößenkombination aus Biegemoment und Ringzugkraft in Betracht. Die vorliegenden Meßergebnisse / 57 / lassen nicht unerhebliche Abweichungen des Druckes am Umfang von der Rotationssymmetrie erkennen und bestätigen damit die Biegebeanspruchung des Silomantels.

Aus den Meßwerten läßt sich ableiten, daß i.M. am Umfang etwa ein Druck in Höhe des zentrischen Entleerungsdruckes nach

DIN 1055, Bl. 6, wirken kann. Das Fließen des Spannstahles läßt sich dann durch eine Druckschwankung Δp_h nach Gl. 4.9.2 erklären, welche ein Biegemoment

$$M = \alpha^* \cdot \frac{r^2}{3} \cdot p_{he} \quad (\text{DIN 1055}) \quad (4.9.3)$$

nach sich zieht; ohne Einfluß von Schüttgutbettung genügt $\alpha^* \leq 0,20$ bei Mais und $\alpha^* \leq 0,35$ bei Tapioka Pellets. Nach den Meßergebnissen ist jedoch auch eine stärkere Lastumlagerung nicht auszuschließen, bei der dann allerdings die Bettung des Schüttgutes in die Schnittgrößenermittlung einzubeziehen wäre.

Im unteren, stärker bewehrten und auch stärker vorgespannten Teil der Zelle müssen die Abweichungen des Horizontaldruckes von der Rotationssymmetrie oder die daraus erwachsenden Beanspruchungen vergleichsweise geringer gewesen sein, weil sonst dort zumindest Risse hätten auftreten müssen. Möglicherweise hängt dies mit der zellenaussteifenden Wirkung des Entlastungsbalkens sowie mit einem Abfall des mittleren Wanddruckes infolge Lastkonzentration auf den Entlastungsbalken zusammen.

Die Tatsache, daß kein größerer Schaden entstand, ist sicher darauf zurückzuführen, daß sich der Spannstahl der hohen örtlichen Beanspruchung durch Nachgeben des Verbundes mit dem Einpreßmörtel entziehen konnte; die Schlupfmessungen beim Durchschneiden von Spanndrähten haben dies eindeutig bestätigt.

5 ZUSAMMENFASSUNG UND ERGEBNISSE

5.1 Allgemeines

Ziel dieser Arbeit war die Ergründung der Wirklichkeitsnähe von Lastvorgaben in einigen Silovorschriften für beliebig konstruierte Silos aus Stahlbeton und Spannbeton.

Die insgesamt acht zu diesem Zweck ausgewerteten Schadensfälle unterschieden sich z.T. im Hinblick auf die eingelagerten Schüttgüter (Getreide, Zement und Zementklinker) und grundsätzlich in den Abmessungen sowie der Konstruktionsart und maschineller Einrichtungen für den Abzug von Schüttgut.

Die Schäden bestanden überwiegend aus Vertikalrissen im Silomantel; z.T. waren auch bleibende Formänderungen zu verzeichnen. Eine Zelle ist eingestürzt und in zwei Fällen ist ein Teilver sagen eingetreten.

Zur Beurteilung der jeweils als schadenauslösend in Frage kommenden Beanspruchung wurden Grenzlinien der aufnehmbaren Schnittgrößen M und N abgeleitet, und zwar für Erstrißbildung, abgeschlossenes Rißbild sowie Fließen der Bewehrung. Hierzu mußten in einigen Fällen Annahmen getroffen werden, die den Aussagewert der Ergebnisse aber nur unerheblich einschränken: Nicht immer war z.B. bekannt, welche Betongüte der Zellenwände tatsächlich erreicht und wieviel Bewehrung eingebaut wurde. Da aber die Erfahrung an genauer untersuchten Gleitbauten lehrt, daß i.a. eher eine geringere als die planmäßig vorgesehene Bewehrung in Umfangsrichtung eingebaut wird, liegt die für solche Fälle zur Abschätzung der aufgetretenen Maximaldrücke getroffene Annahme planmäßiger Ausbildung zumindest auf der sicheren Seite, weil die vorausgesetzte Tragfähigkeit eher größer ist als in Wirklichkeit.

Alle in dieser Arbeit herangezogenen Vorschriften basieren einerseits auf Grundlagen der Erddrucktheorie und anderer-

seits auf Ergebnissen analytischer sowie experimenteller Siloforschung. Der entsprechende Stand des Wissens ist im Anhang in den Teilen A und B ausführlich erörtert; wesentliche Einzelheiten der verwendeten Silovorschriften sind in Teil C des Anhangs dargelegt.

5.2 Hinweise zur Statik und Konstruktion von Silos

In den statischen Berechnungen der untersuchten Zellen wurden z.T. die Auswirkungen von Temperaturzwang nicht verfolgt und auch konstruktiv keine Maßnahmen zur Sicherstellung geringer Rißbreiten ergriffen. Die Bewehrung war in Bereichen, wo nur geringe Schüttgutdrücke erwartet werden mußten, z.T. so gering, daß sich infolge Zwang breite Risse durch plastische Verformungen der Bewehrung ergaben. Es erscheint notwendig, daß in die Vorschriften künftig sichere Grenzwerte der anzunehmenden Temperatur von Schüttgütern aufgenommen werden, wobei auch der Ausfall von Kühleinrichtungen in Betracht zu ziehen ist. Die Größe der Zwangsschnittgrößen unter Gebrauchslasten im Zustand II hängt stets u.a. auch davon ab, ob nur einzelne Risse vorhanden sind oder ein annähernd abgeschlossenes Rißbild. Auf die Vorgabe einer vernünftigen Mindestbewehrung zur Sicherstellung geringer Rißbreiten sollte nicht verzichtet werden.

Mit nachträglichem Verbund vorgespannte Zellen sind offenbar wesentlich weniger einsturzfähig als schlaff bewehrte Zellen. Bei unerwartet hohen örtlichen Druckspitzen ergibt sich i.a. keine starke Überdehnung des Spannstahls in Rissen, weil die Verbundfestigkeit zwischen Spannstahl und Zementmörtel bei Erreichen einer Stahlspannung in Höhe der Streckgrenze bereits nachgibt. Die Wandverformung bewirkt einen Abbau der Druckspitze bzw. eine Umlagerung auf angrenzende weniger beanspruchte Bereiche. Eine ausreichende Betonstahlbewehrung zur Sicherstellung geringer Rißbreiten ist allerdings auch bei vorgespannten Zellen unbedingt notwendig.

Die Stoßlängen des Betonstahls in den untersuchten schlaff bewehrten Zellenwänden entsprachen im wesentlichen den Bedingungen für den ungünstigen Verbundbereich II nach DIN 1045 (12.78). Da in keinem Fall ein Verbundversagen zu erkennen war, besteht offenbar mit dieser Maßgabe ein hinreichender Sicherheitsabstand.

Bei harten Schüttgütern, z.B. Zementklinker, muß insbesondere bei schlankeren Zellen, in denen Kolben- oder Massenfluß auftritt, eine Schutzschicht gegen Verschleißeinwirkungen durch Reibung des Schüttgutes an der Wandung vorgesehen und in Zeitabständen auf Wirksamkeit überprüft werden. Eine mögliche Alternative besteht darin, einen besonders abriebfesten Beton zu verwenden und auf der Innenseite eine erhöhte, der angestrebten Lebensdauer des Bauwerks angemessene Betondeckung vorzusehen.

Die wirklichkeitsnahe Festlegung statischer Systeme ist eine selbstverständliche Voraussetzung für die Ermittlung zutreffender Schnittgrößen. Wird z.B. die freie Verformbarkeit der Wandung durch Einbauteile eingeschränkt, ist dies rechnerisch und konstruktiv zu berücksichtigen.

Bei der Bemessung unsymmetrisch bewehrter, zylindrischer Zellenwände für kombinierte Beanspruchungen M , N ist zu berücksichtigen, daß sich die Lage der Ringzugkraft ausgehend von der ideellen Schwerachse mit zunehmender Trennrißbildung in Richtung zur Schwerachse der Bewehrungslagen verschiebt. Sicherheitshalber sollten innere und äußere Ringbewehrung für beide Grenzlagen der Normalkraft rechnerisch ermittelt und der größere Wert jeweils zur Ausführung gewählt werden.

5.3 Gegenüberstellung der Lastannahmen in den herangezogenen Silovorschriften

Trotz der z.T. deutlichen Unterschiede in den zugrunde gelegten Schüttgutparametern sowie der Abweichungen bei der Vorgehensweise zur Ermittlung des Entleerungsdruckes, ergeben sich in einigen Fällen bemerkenswert gute Übereinstimmungen im Hinblick auf die resultierende Beanspruchung, was den empirischen Charakter der Lastannahmen in Silovorschriften unterstreicht.

Der Bemessungsdruck nach ACI Standard ist bei Klinkersilos auf ganzer Höhe deutlich kleiner als nach den anderen herangezogenen Silovorschriften. Für Zement und organische Schüttgüter gilt dies nur im oberen Zellenbereich; nach unten nimmt der Druck vergleichsweise rascher zu und wird schließlich im Bodenbereich sogar größer als nach den anderen Vorschriften. Der deutliche Unterschied im oberen Zellenbereich wird verständlich, wenn man bedenkt, daß nur der ACI-Lastansatz Druckspitzen bei Massenfluß (Switch) ausdrücklich nicht mit abdecken will: Massenfluß entsteht in Zellen mit sehr steilen Trichtern sowie im oberen Bereich schlanker Zellen mit Kolbenfluß.

Die vergleichsweise größten Horizontaldrücke ergeben sich nach den Erg. Best., es sei denn, daß bei gedrunghenen Zellen von der linearen Abminderung auf den Fülldruck ab einer Höhe $1,2 \cdot d \leq 0,75 \cdot h$ über dem Boden Gebrauch gemacht wird. Auch die Drücke nach dem Entwurf zur Neufassung von DIN 1055, Bl. 6 (2-81), sind entsprechend sowohl bei den organischen Schüttgütern Weizen und Mais als auch bei den anorganischen Schüttgütern Zement und Zementklinker zumindest oberhalb des vorerwähnten Bodenbereiches kleiner als nach derzeit geltender Norm. Durch das Biegemoment infolge Zusatzlast nach dem α -Verfahren wird dieser Unterschied im Hinblick auf die erforderliche Gesamtbewehrung naturgemäß verringert. Da das Biegemoment jedoch z.B. bei Zellen mit geringerer Schlankheit und zentrischer Entleerung nur vergleichsweise klein ist, ergibt sich auch aus der kombinierten Beanspruchung nach Normentwurf in verschiedenen Fällen ein kleinerer Gesamtbewehrungsbedarf.

rungsgrad in Ringrichtung als nach derzeit geltender Norm.

Die zur Momentenaufnahme erforderliche Vergrößerung des Querschnittes der äußeren Ringbewehrung ist im Zustand II u.a. auch abhängig von der Lage der äußeren Ringzugkraft und diese - bei unsymmetrischer Bewehrung - wiederum vom Grad der Trennrißbildung (vgl. Abschnitt 5.2); im Normentwurf wird dieser Umstand nicht besonders herausgestellt.

5.4 Beurteilung der Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen in Silovorschriften und Erweiterungsvorschläge

Wie insbesondere neuere, im Schrifttum zu findende Ergebnisse von Messungen des Horizontaldruckes auf Silowände übereinstimmend zeigen, ist beim Entleeren - anders als im Füllzustand - keine Drucklinie zu erkennen, die dem Verlauf des Janssen-Ansatzes unmittelbar entspricht. Wenn somit im Rahmen der Schadensanalysen Drucklinien und Momentenlinien angegeben werden, die als Ursache des Schadens in Frage kommen, so bedeutet dies nur in Ausnahmefällen, daß die entsprechenden Abszissen gleichzeitig auf ganzer Höhe der Schüttgutsäule aufgetreten sind, und es ist keinesfalls die Schlußfolgerung erlaubt, daß die im jeweiligen Druckansatz enthaltenen Schüttgutparameter einzeln physikalisch zutreffend sind; sie gewährleisten vielmehr nur insgesamt eine Approximation der in bestimmten Untersuchungshorizonten aufgetretenen Maximalbeanspruchungen.

Die Analyse von Schäden an zylindrischen Zellen mit Schlankheiten $h/d < 2$ läßt erkennen, daß dort deutlich geringere Beanspruchungen der Silowände auftreten als nach den Vorschriften DIN 1055, den Erg. Best. oder auch nach Normentwurf und Franz. Richtlinien beim Entleeren erwartet werden. Ursache hierfür ist die Tatsache, daß die Lastannahmen nach allen genannten Vorschriften u.a. auf Messungen an sehr schlanken zylindrischen Modellsilos zurückgehen und entsprechend je nach Meßverfahren und Zellenkonstruktion zu-

mindest teilweise den vergleichsweise größeren Druck bei Massenfluß einschließlich der unmittelbaren Wirkung von Switch auf die Zellenwand beinhalten. Bei Berücksichtigung des Überganges auf den Fülldruck im Bereich von $0,75 h$ ist der Entleerungsdruck nach DIN 1055, Bl. 6, oder nach den Erg. Best. nur im oberen Bereich gedrungener Zellen zu groß; die im Normentwurf für Zellen ab $h' \leq 5\mu d$ vorgesehene Abminderung und für $h'' < 2,5\mu d$ vorgesehene Vernachlässigung des Entleerungsfaktors e_h wird den wirklichen Verhältnissen offenbar besser gerecht.

Für Zellen mit kleiner Schlankheit ($h/d \lesssim 1,3$) ist nach den Schadensauswertungen die Annahme von Ruhedruck oder von Fülldruck nach DIN 1055 bei der Bemessung wirklichkeitsnah, und zwar auch dann, wenn die Rotationssymmetrie durch Anordnung oder Wirkungsweise der Abzugsvorrichtungen gestört ist. Die nach ACI Standard zulässige Annahme aktiven Erddruckes für gedrungene Silos mit $h/d \leq 1,5$ scheint in bestimmten Fällen nicht zu genügen.

In schlanken prismatischen Zellen mit einem zentrischen Auslauf tritt der höhere Entleerungsdruck infolge der im unteren Zellenbereich annähernd kegelförmigen und im oberen Zellenbereich annähernd zylindrischen Oberfläche des bewegten Schüttgutes nicht am gesamten Umfang sondern nur jeweils in Feldmitte der horizontal gespannten Wände auf. Im Mittel wirkt somit am Wandumfang ein geringerer Druck und für das Schüttgut Weizen ist festzustellen, daß die Lastannahmen nach allen herangezogenen Silovorschriften offenbar weit auf der sicheren Seite liegen. Es darf erwartet werden, daß sie auch für ungünstigere Fälle, wie z.B. bei steileren Trichtern und Schüttgutabzug durch einen achsensymmetrischen Bodenschlitz in Zellenbreite, noch ausreichend sicher sind.

Bei schlanken zylindrischen Zellen mit zentrischer oder achsensymmetrischer Auslaufgestaltung können die nach den Erg. Best.

sowie nach dem Normentwurf (2.81) mit α -Verfahren ermittelten Maximalbeanspruchungen die aufgetretenen Schäden erklären. Die Rißbilder der untersuchten Schadensfälle deuten auf eine eher gleichmäßige Beanspruchung am Zellenumfang hin und sprechen insofern für annähernd rotationssymmetrische Drücke. Es ergeben sich keine signifikanten Hinweise dafür, daß höhere Beanspruchungen als nach den Erg. Best. bei exzentrischem Entleeren aufgetreten sind.

Die Lastannahmen nach den Franz. Richtlinien und nach DIN 1055 sind für sehr schlanke Getreidesilos nachweislich zu klein. Der Horizontaldruck nach ACI Standard scheint - in Übereinstimmung mit den Angaben im zugehörigen Kommentar - nur für die Berechnung von Silos ohne Massenfluß bzw. den unteren Teil von Zellen mit ausgeprägtem Kolbenfluß hinreichend zu sein.

Die offenbar ungünstigsten Druckverhältnisse in Silos ergeben sich, wenn große Einbauteile in schlanken Zellen den gleichmäßigen Fluß des Schüttgutes bzw. die Rotationssymmetrie stören. Dort können Druckänderungen auftreten, die noch weit oberhalb des Einbauteiles zu erheblichen Biegebeanspruchungen führen und die durch den Entleerungsdruck nach Silovorschriften nicht abgedeckt werden; richtigerweise ist deshalb auch bisher die Anwendung aller herangezogenen Silovorschriften auf Zellen mit Einbauteilen untersagt. Da aber nicht gleichzeitig der Bau solcher Zellen verboten ist, stehen Silokonstrukteure z.T. vor der Aufgabe, gerade für besonders schwierige Konstruktionen unter Wettbewerbsbedingungen wirtschaftliche Lastannahmen zu formulieren. Es erscheint unbedingt notwendig, daß zukünftig die Normen zumindest eine Vorgehensweise aufzeigen. Folgender Weg wäre z.B. denkbar:

Aus den geometrischen Randbedingungen im Bereich des Einbauteiles ist eine qualitativ plausible Funktion des Umlagerungsdruckes Δp_h abzuleiten, deren Maximalwert einem Anteil α^* des Horizontaldruckes ohne Einbauteil bei zentrischem Entleeren, z.B. nach DIN 1055, den Erg. Best. oder dem Norment-

wurf entspricht. Die Funktion besitzt demzufolge die Form

$$\Delta p_{he} = \alpha^* \cdot p_{he} \cdot F(\varphi) \quad ,$$

wobei $F(\varphi)$ die Abhängigkeit vom jeweiligen Kreiswinkel zum Ausdruck bringt.

Nach der Analyse des Schadens an einer Zelle mit großem Entlastungsbalken darf erwartet werden, daß sich mit $F(\varphi) = \cos 2\varphi$ und $\alpha^* \approx 0,30$ - bei Außerachtlassung von Bettungseinflüssen - aus Δp_{he} ein Biegemoment ergibt, dessen Zugrundelegung zusammen mit der Ringzugkraft aus zentrischem Entleerungsdruck p_{he} nach DIN 1055 eine hinreichende Wandbewehrung ergibt.

Solange die Ausdehnung des Bereiches mit ungleichmäßigem Druck oberhalb von Einbauteilen nicht genau geklärt ist, sollte die Zusatzlast Δp_{he} sicherheitshalber auf ganzer Schüttguthöhe zugrunde gelegt werden.

Wie sich im Zusammenhang mit der Auswertung der Schäden an den Mischkammern in pneumatisch entleerten Zementsilos zeigte, müssen jedoch Einbauteile nicht grundsätzlich zu gravierenden Ungleichmäßigkeiten des Druckes auf Silowände führen. Offenbar ist u.a. die Zellenschlankheit und die Art der Schüttgutbewegung beim Abziehen von ausschlaggebender Bedeutung.

Im Hinblick auf die Belastung von Einbauteilen selbst ist davon auszugehen, daß sich sowohl durch die mit steigender Schüttguthöhe zunehmende Verdichtung des Schüttgutes neben dem Einbauteil als auch im Zusammenhang mit der Schüttgutauflockerung beim Abziehen eine verstärkte Abtragung auf das steifere Einbauteil ergibt. Bei der Festlegung von Lastannahmen sollten auch außergewöhnliche Betriebssituationen in Erwägung gezogen werden.

5.5 Anmerkungen zum Entwurf der Neufassung von DIN 1055,
Blatt 6

5.5.1 Allgemeines

Alle Angaben zum Normentwurf im Rahmen der vorausgegangenen Ausführungen beziehen sich auf die 11. Fassung (2.81), wobei die erstmals im Oktober 1981 veröffentlichten Schüttgutkennwerte α_G dieser mit zugeordnet wurden.

Erst nach Abschluß dieser Arbeit wurde vom Normenausschuß im Juli 1983 ein überarbeiteter Entwurf zur Neufassung von DIN 1055, Blatt 6, zusammen mit einem erläuternden Beiblatt verabschiedet, deren beider Herausgabe als Gelbdruck in naher Zukunft bevorsteht. Die Fassung 7.83 unterscheidet sich von der 11. Fassung nicht nur im Hinblick auf diverse Bezeichnungen - beispielsweise wird die ursprünglich mit α bezeichnete Größe zur Ermittlung einer Zusatzlast nunmehr β genannt - , sondern es werden u.a. auch Geltungsbereich, Schüttgutkennwerte sowie Parametereinflüsse und Anwendungsbedingungen z.T. etwas anders festgelegt.

Die Angaben zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen nach "Normentwurf" in dieser Arbeit sind folglich nicht ohne entsprechende Einschränkung auf die Fassung 7.83 übertragbar.

5.5.2 Wesentliche Unterschiede der Fassung 7.83 des Normentwurfs gegenüber der Fassung 2.81

Der Geltungsbereich wird auf Zellen mit Schlankheiten $h/d \geq 0,8$ begrenzt und für kleinere Schlankheiten die Annahme des im Vergleich zum Janssen-Ansatz geringeren Ruhe-drucks empfohlen; in der Fassung 2.81 lag die untere Anwendungsgrenze noch bei $h/d = 0,30$.

Für eine Reihe von Schüttgütern wurden die Wandreibungsbeil-

werte μ_f , die Entleerungslastfaktoren e_n sowie die Schüttgutkennwerte α_G etwas verändert, und zwar überwiegend in der Richtung, daß hieraus vergleichsweise geringere Beanspruchungen erwachsen. Tab. 5.1 enthält die Quotienten aus den Rechenwerten der Schüttgüter nach neuer und alter Fassung. Es wird deutlich, daß hierdurch der gleichmäßig anzusetzende Horizontaldruck und auch die Zusatzlast bei bestimmten Schüttgütern um bis zu etwa 20% kleiner wird. Da neben der Verminderung der α_G -Werte gleichzeitig der Einfluß der bezogenen Auslaufexzentrizität α_e etwas angehoben wurde, nehmen die Unterschiede im Hinblick auf die Größe der Zusatzlast mit zunehmender Ausmitte allerdings ab; bei maximaler Auslaufexzentrizität sind sie näherungsweise vernachlässigbar.

Die Vergrößerungsfaktoren κ zur Berücksichtigung von Druckungleichmäßigkeiten am Umfang prismatischer Zellen wurden in der Fassung 7.83 heraufgesetzt. Im übrigen wird nunmehr erlaubt, auch bei Rundsilos und Silos mit mehr als vier Ecken anstelle einer örtlichen Zusatzlast (α -Verfahren) eine gleichmäßige Druckerhöhung (κ -Verfahren) anzunehmen, sofern die Zellen am Kopf- und Fußende eine horizontale Aussteifung und Wände mit ausreichender Querverteilung besitzen. Da eine Aussteifung im Kopf- und Fußbereich für den Mittelbereich schlanker Zellen von geringerem Einfluß sein dürfte als bei gedrungeneren Zellen, ergeben sich hieraus möglicherweise unterschiedliche Sicherheitsniveaus.

Ein vom Wandabstand des Schüttgutstrom-Zentrums abhängiger Beiwert $c_S \leq 1,5$ zur Berücksichtigung des Schlagens bestimmter Schüttgüter in schlanken Zellen ($h/d > 3$) ist in der Fassung 7.83 nicht mehr enthalten, vielmehr wird ausdrücklich herausgestellt, daß der Einfluß des Schlagens durch die Zusatzlast aus α - oder κ -Verfahren ausreichend abgedeckt ist. In gewissem Widerspruch dazu steht der Hinweis im Beiblatt, wonach es bei Stahlbetonsilos angeraten

	$\frac{\gamma_2}{\gamma_1}$	$\frac{\lambda_2}{\lambda_1}$	$\frac{\mu_{12}}{\mu_{11}}$	$\frac{\mu_{22}}{\mu_{21}}$	$\frac{\mu_{32}}{\mu_{31}}$	$\frac{e_{h2}}{e_{h1}}$	$\frac{c_{b2}}{c_{b1}}$	$\frac{\alpha_{G2}}{\alpha_{G1}}$
Weizen	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,93	1,0	1,0
Mais	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,07	1,0	0,83
Braugerste	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,92	1,0	0,80
Getreidemehl	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,82	1,0	0,86
Weißzucker	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,00	1,0	0,80
Quarzsand	1,0	1,0	0,86	0,83	0,80	1,08	1,0	0,67
Betonkies	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,08	1,0	0,80
Kalksteinmehl	1,0	1,0	0,92	1,25	1,14	1,00	1,0	0,83
Zementklinker	1,0	1,0	1,0	1,09	1,0	0,93	1,0	0,83
Zement	1,0	1,0	1,0	1,13	1,14	0,92	1,0	0,83
Aluminiumoxyd	1,0	1,0	0,83	0,82	0,8	0,86	0,93	1,0
Thomasphosphat	1,16	1,0	1,0	1,0	1,0	0,92	1,0	0,71

Fassung 5.83: Index 2

Fassung 2.81: Index 1

Tab. 5.1: Quotienten der Rechenwerte nach den Normentwürfen (5.83) und (2.81)

sein kann, u.a. bei Schlägen die sonst zulässige Stahlspannung nur zu 85% auszunutzen, was letztlich einer Druckerhöhung von $\sim 18\%$ entspricht und vermutlich auf einen Vorschlag von Franz / 19 / zurückgeht.

Eine Abminderung vom Entleerungsdruck auf den Fülldruck im Bodenbereich wird generell nicht mehr zugelassen; in der Fassung 2-81 war dies bei waagerechtem Zellenboden und körnigen Schüttgütern im Bereich $h' < 2,5\mu d$ noch erlaubt.

Alle sonstigen Änderungen sind für die in dieser Arbeit näher untersuchten Betonsilos nur von untergeordneter Bedeutung.

5.5.3 Bewertung des Entwurfs zur Neufassung von DIN 1055, Blatt 6, im Vergleich zur derzeit geltenden Vorschrift

Als wesentlichste Veränderungen gegenüber DIN 1055, Bl. 6 (11.64) und den Ergänzenden Bestimmungen (5.77) sind herauszustellen:

- 1.) Die Anwendungsgrenzen werden klarer als bisher festgelegt; auf ungenaue Kenntnisse über die Druckverhältnisse bei Sonderfällen wird hingewiesen.
- 2.) Die Parameter μ_f und λ_f für die beibehaltene Fülldruckermittlung nach Janssen sind nicht mehr aus dem inneren Reibungswinkel unter Berücksichtigung der Partikelgröße (körnig oder staubförmig) abzuleiten sondern werden für häufiger vorkommende Schüttgüter in einer Tabelle angegeben.
- 3.) Der rechnerische Entleerungsdruck wird aus dem Fülldruck durch Multiplikation mit einem je nach Schüttgut unterschiedlichem Vergrößerungsfaktor gewonnen; eine lineare Abminderung auf den Fülldruck ist im Bodenbereich nicht mehr zulässig.

4.) Die Vorstellung, daß der Schüttgutdruck am Zellenumfang konstant ist, wird generell, d.h. auch für den Sonderfall zentrischen Füllens und Entleerens revidiert; eine sowohl vom Schüttgut als auch von den jeweiligen Zellenabmessungen und der Exzentrizität des Auslaufs abhängige Zusatzlast soll örtliche Ungleichmäßigkeiten des Schüttgutdruckes am Umfang abdecken.

Wie in Abschnitt 5.3 bereits für die Fassung 2-81 des Normentwurfs herausgestellt wurde, können die Neuerungen bei Zellen der untersuchten Konstruktionsarten - mit Ausnahme der Bodenbereiche - eine geringere Gesamtbewehrung in Ringrichtung nach sich ziehen. Mit den in Tab. 5.1 angegebenen ungünstigen Änderungen der Schüttgutkennwerte durch die Fassung 7.83 wird diese Auswirkung noch verstärkt, so daß zukünftig z.T. von einem geringeren Sicherheitsniveau als bisher auszugehen sein wird. Der besondere Wert der Norm-Neufassung liegt damit in der Berücksichtigung neuerer systematischer Druckmessungen an Modellsilos sowie in der Beseitigung ungerechtfertigter Idealvorstellungen über den Druckverlauf am Zellenumfang.

Der Umstand, daß selbst bei zentrischem Füllen und Entleeren ungleichmäßige Drücke am Zellenumfang nicht ausgeschlossen werden können, hat nun jedoch leider dazu geführt, daß der Einfluß solcher Unregelmäßigkeiten bei zylindrischen Zellen i.a. entweder durch eine verhältnismäßig umständliche genaue Rechnung oder aber durch eine ausdrücklich zugelassene, die wirklichen Randbedingungen ignorierende "Näherungsrechnung" zu verfolgen ist. Da es doch eigentlich nur darum geht, eine Zusatzbeanspruchung zu formulieren, welche die Auswirkungen veränderlicher und demzufolge nur ungenau beschreibbarer Ungleichmäßigkeiten des Schüttgutdruckes sicher abdeckt, etwa im Sinne der ungewollten Ausmitte beim Stabilitätsnachweis, hätte sicher auch eine einfacher zu handhabende Vorgehensweise, z.B. entsprechend den Franz. Richtlinien, gewählt werden können.

Das nach den Franz. Richtlinien nur bei größeren Auslaufexzentrizitäten neben der Ringzugkraft aus rotationssymmetrischem Schüttgutdruck bei der Bemessung zu berücksichtigende Biegemoment hängt einerseits ab vom Produkt aus Fülldruck und dem Quadrat des Zellenradius und andererseits von einem konstanten Faktor, der entsprechend der vom Bauherrn tolerierten Rißbreite aus drei Kategorien auszuwählen ist (vgl. Anhang, Abschnitt C.5).

Grundsätzlich wäre es aber sicher auch möglich gewesen, in die Neufassung der Silonorm - ggfs. unter Vorgabe einer prozentual größeren äußeren Ringbewehrung - für zylindrische Zellen ohne Einbauteile wieder einen konstanten Berechnungsdruck aufzunehmen. Die Schadensauswertungen lassen erkennen, daß mit Ausnahme von Zellen mit großen Einbauteilen die Beanspruchung zylindrischer Wände am Umfang offenbar nur vergleichsweise geringen Änderungen unterliegt, und zwar selbst dann, wenn die Rotationssymmetrie durch exzentrisch wirkende Auslaufhilfen oder achsensymmetrische Anordnung der Ausläufe gestört wird. Hieraus ist zu schließen, daß es - sofern größere Druckschwankungen am Umfang solcher Zellen entstehen - offenbar am Bettungseinfluß des Schüttgutes liegen muß, daß keine entsprechend großen örtlichen Beanspruchungen oder gar Schäden entstehen.

Die ausgewerteten Schadensfälle haben letztlich gezeigt, daß die vielfach im Zusammenhang mit dem Auftreten von Schäden an Silos in der Bundesrepublik Deutschland insbesondere geäußerte Kritik an den aus DIN 1055, Bl. 6 (11.64), ableitbaren momentenfreien Beanspruchungen zylindrischer Silowände in den meisten Fällen offenbar ungerechtfertigt war. Die seinerzeit maßgeblich von Prof. Pieper und seinen Mitarbeitern erarbeiteten Lastannahmen führen bei wirklichkeitsnaher Einbeziehung der Auswirkungen von Temperaturzwang für die meisten Zellenkonstruktionen zu einer ausreichenden oder deutlich auf der sicheren Seite liegenden Bewehrung. Nur bei sehr schlanken zylindrischen Zellen mit

Kolbenfluß- oder Massenflußbewegung des Schüttgutes sowie bei schlanken Zellen mit großen Einbauteilen sind sie offenbar unzureichend.

Mit Einführung der Erg. Best. im Mai 1977 wurde auch das Sicherheitsrisiko im Hinblick auf schlanke Silos ohne Einbauteile zumindest für organische Schüttgüter und insbesondere für Mais durch Vergrößerung der Lastannahmen beseitigt. Da leider für diese Arbeit kein Schadensfall an einer sehr schlanken Zelle für anorganische schlagende Schüttgüter zur Verfügung stand, ist schwer zu beurteilen, ob hier noch ein Risiko verblieben ist; vermutlich werden solche Zellen bisher aber selten oder gar nicht hergestellt.

Ein Heranziehen der Lastannahmen in DIN 1055, Bl. 6 (11.64), für die Berechnung von Zellen mit Einbauteilen wurde durch die Erg. Best. einfach grundsätzlich untersagt, was naturgemäß wenig befriedigen konnte.

Die zwangsläufig vorhandene Erwartung vieler Silokonstrukteure, nun endlich in der Neufassung auch Lastannahmen für Zellen mit Einbauteilen zu finden, wird sich nach dem derzeitigen Stand der Dinge vermutlich nicht erfüllen. Gerade dies erscheint besonders bedauerlich. Schließlich werden solche Zellen doch z.T. auch mit Erfolg gebaut, so daß ein entsprechendes Wissen vorhanden sein muß. Gerade innerhalb des Beiblattes bestände die Möglichkeit, einen Weg zur Formulierung sicherer Lastannahmen auch für Zellen mit Einbauteilen, z.B. entsprechend der Angabe in Abschnitt 5.4 dieser Arbeit, aufzuzeigen oder zumindest auf entsprechendes Schrifttum zu verweisen. Sofern diese Erweiterung des Normentwurfs nicht noch erfolgt, besteht auch in Zukunft die Gefahr, daß die Formulierung der Lastannahmen gerade für die schwierigsten Silokonstruktionen z.T. unerfahrenen Konstrukteuren überlassen bleibt.

6 LITERATURVERZEICHNIS

- /1/ ACI - Report 344/70
Design and Construction of Circular Prestressed Concrete Structures
ACI Journal, 1970
- /2/ ACI Standard 313/77
- Recommended Practice for Design and Construction of Concrete Bins, Silos and Bunkers for Storing Materials
- Commentary on Recommended Practice for Design and Construction of Concrete Bins, Silos and Bunkers for Storing Materials
- /3/ Annales de l'institut technique du batiment et des travaux publics
Regles de conception et de calcul des silos en beton,
No.334, Dez.1975
- /4/ Askegaard, V. - Bergholdt, M. - Nielsen, J.
Probleme bei der Messung des Silodruckes mit Hilfe von Druckzellen
Die Bautechnik, März 1972, S.83-86
- /5/ Bergau,
Measurements in grain silos during filling and emptying
Swedish Geotechnical Institute, Proc. Nr.17,
Stockholm, 1959
- /6/ Beyer, K.
Die Statik im Stahlbetonbau
2.Auflage, Springer Verlag, 1956
- /7/ Bishop, A.W.
Test Requirements for Mesuring the Coefficient of Earth Pressures at Rest
Proc. Brussels Conf. 1958 on Earth Pressure Problems, Vol.1
- /8/ Bishop, A.W. - Henkel, D.J.
The Measurement of Soil Prosperties in the Triaxal Test
Edward Anold Verlag, London 1957
- /9/ Bödeker, W.
Untersuchungsbericht Nr. 80 1678 des Instituts für Baustoffe
Massivbau und Brandschutz des TU Braunschweig, 1980
- /10/ Buisman,
Grondmechanica
Waltmann Verlag, 1940

- /11/ Caquot,
La pression dans les silos
Proc. 4th Internat. Conf. Soil Mech. Enging. II
London, 1957, S.191
- /12/ Chwetzow, W.
Surpressions dans les silos
Etudes et realisations, Nr.75, Nov.-Dez., 1960, S.42-49
- /13/ Comite Euro-International du Beton (CEB)
CEB/FIP - Mustervorschrift für Tragwerke aus Stahlbeton
und Spannbeton, 3.Ausgabe 1978
Bulletin d'Information, Nr. 124/125, 1978
- /14/ Culmann, L.
Die graphische Statik
Zürich, 1866
- /15/ Eibl, J. - Ivanyi, G.
Studie zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton
Schriftenreihe des Deutschen Ausschuß für Stahlbeton
H.260, 1976
- /16/ Eibl, J. - Landahl, H. - Häußler, U. - Gladen, W.
Zur Frage des Silodruckes
Beton und Stahlbetonbau, Nr.4, 1982, S.104-110
- /17/ Falkner, H.
Zur Frage der Rissbildung durch Eigen- und Zwängspannungen
infolge Temperatur in Stahlbetonbauteilen
Schriftenreihe des Deutschen Ausschuß für Stahlbeton,
H.208, 1969
- /18/ Franke, E.
Neuere Erkenntnisse über das Stoffverhalten in der Boden-
mechanik
Die Bautechnik, 1972, Nr.4, S.135-140
- /19/ Franz, G.
Die Seitendrucke in Getreidesilos
Deutscher Betonverein, Vortragsveröffentlichungen 1967
S.398-405
- /20/ Fröning, H.
Spannungs-Deformationsbeziehungen für Silogüter und
Randbedingungen zur numerischen Berechnung der
Entleerungsvorgänge in Silozellen
Dissertation, TU Braunschweig, 1979
- /21/ Graf, O. - Walz, K.
Vergleichende Prüfungen von Straßenbauzementen
in der Versuchsanstalt und in der Straße
Zement, 28 (1939)

- /22/ Grasser, E. - Thielen, G.
Berechnung der Schnittgrößen und Formänderungen von
Stahlbetonbauwerken
Schriftenreihe des Deutschen Ausschuß für Stahlbeton,
H.240, 1976
- /23/ Gstättenbauer, J.
Neuanlage für 3000 t/d Klinker im Zementwerk Wetzlar
Zement-Klinker-Gips, Nr.3, 1977, S.97-106,
- /24/ Hansen, B.
Line ruptures regarded as narrow rupture zones
Proc. Brussels Conf. 1958 on Earth Pressure Problems, Vol.1
- /25/ Hansen, J.B. - Lundgren, H.
Hauptprobleme der Bodenmechanik
Springer-Verlag, 1960
- /26/ Hartmann,
Allgemeine Grundlagen der Fließtheorie des Baugrundes,
Brücke und Straße 19, H.9 u.10, 1967
- /27/ Haspel, H. - Gerok, H.
Stahlklinkersilo bis 350°C für 48000 t Heißklinker
Zement-Kalk-Gips, Nr.12, 1976, S.541-543,
- /28/ Heilmann, G.
Beziehungen zwischen Zug- und Druckfestigkeit des Betons
Beton, H.2, 1969, S.68-70
- /29/ Henning, E.
Experimentelle und analytische Untersuchung der
Spannungsverteilung in örtlich belasteten dünn-
wandigen zylindrischen Schalen
Fortschrittberichte der VDI Zeitschriften, Reihe 1
Nr.33, 1971
- /30/ Hering, K.
Zur Berechnung der Temperaturbeanspruchung von Klinkersilos
Zement-Kalk- Gips, Nr.12, 1975, S.523-525,
- /31/ Hoffmann, O.H.
Verdichtungsverhalten körniger landwirtschaftlicher
Schüttgüter
Dissertation TU Braunschweig, 1975
- /32/ Hoffmann, O.H.
Neuere Grundlagen der Mechanik körniger Haufwerke
Grundlagen Landtechnik, 1975, Band 25, Nr.2, S.48-59
- /33/ Hoffmann, O.H. - Hesse, T.
Funktionsgerechte Gestaltung von Silos für schwerfließende
Güter nach dem Jenike-Verfahren
Teil I: Grundlagen
Grundlagen Landtechnik, 1975, Band 25, Nr.3, S.65-70

- /34/ Hoffmann, O.H. - Hesse, Th.
Funktionsgerechte Gestaltung von Silos für schwer-
fließende Güter nach dem Jenike-Verfahren,
Teil 2: Gestaltung von Massen- und Kernflußsilos
Grundlagen der Landtechnik, Bd.25, Nr.4, 1975
- /35/ Horne, R.M. - Nedderman, R.M.
Analysis of the stress distribution in two-dimensional bins
by the method of characteristics
Powder Technology, 1976, 14. Jg., S. 93-102
- /36/ James, R.G.
Stress and strain fields in sand
Ph. D. thesis, Univ. Cambridge 1965
- /37/ Janssen, H.A.
Versuche über Getreidedruck in Silozellen
Zeitschrift des VDI, August 1895, S.1045-1049
- /38/ Jenike, A.W.
Gravity flow of bulk solids
Univ. Utah, Engng.Exp.Station, Bulletin Nr.108, 1961
- /39/ Jenike, A.W.
Storage and flow of solids
Univ. Utah, Engng. Exp. Station, Bulletin Nr.123, 1964
- /40/ Jenike, A.W.
Denting of circular bins with eccentric drawpoints
ASCE-Proceedings, Febr.1967, S.26-34
- /41/ Jenike, A.W.
Quantitative design of mass-flow bins
Powder Technology, 1967/68, 1.Jg., S.237-244
- /42/ Jenike, A.W. - Elsey, P.J. - Woolley, R.H.
Flow properties of bulk solids
Univ. Utah, Engng. Exp. Station, Bulletin Nr.95, 1959
- /43/ Jenike, A.W. - Johanson, J.R.
Bins loads
J. of the structural division, 1968, St 4, April, S.1011-041
- /44/ Jenike, A.W. - Johanson, J.R.
Fließgerechte Siloformen für Schüttgüter
Aufbereitungs-Technik, 1971, Nr.6, S.309-317
- /45/ Kaminski, M.
Betrieb von Silos mit exzentrischem Auslauf
Die Bautechnik, Juni 1979, S.203-204
- /46/ Kaminski, M.
Untersuchungen des Getreidedrucks in Silozellen
die Bautechnik, Januar 1981, H.1, S.19-22

- /47/ Kezdi, A.
Erddrucktheorien
Springer Verlag, 1962
- /48/ Kezdi, A.
Handbuch der Bodenmechanik Bd.1: Bodenphysik,
VEB Verlag für Bauwesen Berlin, Verlag der ungarischen
Akademie der Wissenschaften Budapest, 1969
- /49/ Kleine, I.
Beitrag zur Ermittlung des Temperaturgefälles
in der Wand eines Klinkersilos
Zement-Kalk-Gips, Nr.8, 1972, S.391-394,
- /50/ Klischat, H.J.
Temperaturmessungen an einem Stahlbetonklinkersilo
Zement-Kalk-Gips, Nr.10, S.494-495,
- /51/ Koch, R. - Peter, J.
Bemessung für kombinierte Beanspruchung aus Lasten,
Vorspannung und Temperaturzwang am Beispiel von Silowänden
Beton- und Stahlbetonbau, April 1978, S.95-102
- /52/ Koch, R. - Rostasy, F.S.
Zwängungsbeanspruchung infolge Temperaturdifferenzen
bei vorgespannten Zementklinkersilos
Unveröffentlichte Studie
- /53/ Koenen, M.
Berechnung des Seiten- und Bodendrucks in Silozellen
Centralblatt der Bauverwaltung, October 1896, S.446-447
- /54/ Kordina, K. - Blume, F.
Auswertung von Siloschäden
Bericht des Instituts für Baustoffe, Massivbau
und Brandschutz der TU Braunschweig, Juni 1982
- /55/ Kordina, K. - Eibl, J.
Zur Frage der Temperatur-Beanspruchung von kreis-
zylindrischen Stahlbetonsilos
Beton- und Stahlbetonbau, Januar 1964, S.1-11
- /56/ Kordina, K. - Fröning, H.
Druckmessungen in Silozellen mit einer neuentwickelten
Sonde
Bericht des Instituts für Baustoffe, Massivbau
und Brandschutz, TU Braunschweig, 1979
- /57/ Kordina, K. - Fröning, H.
Silozellen bei nichtrotationssymmetrischen Silolasten unter
Einbeziehung des Zusammenwirkens zwischen Füllgut und Silo-
mantel einschließlich seines verformten Zustandes
Bericht des Instituts für Baustoffe, Massivbau und
Brandschutz der TU Braunschweig, 1980

- /58/ Kordina, K. - Rudolph, K.
Temperatur - Messungen an einem Zement-Klinker-Silo
Bericht des Instituts für Baustoffe, Massivbau und
Brandschutz der TU Braunschweig, 1982
- /59/ Krauß, W.
Planung zeitgemäßer Lose-Verfahren-Anlagen in
Zement- und Kalkwerken
Zement-Kalk-Gips, Nr.12, 1970
- /60/ Krauß, W.
Vorrats- und Mischsilotechnik, mit Tunnelentleerung
und neuartigen Mischsilos
Zement-Kalk-Gips, Nr.12, 1976
- /61/ Leonhardt, F.
Vorlesungen über Massivbau, Teil IV,
Nachweis der Gebrauchsfähigkeit
Springer-Verlag, 1978
- /62/ Leonhardt, F.
Vorlesungen über Massivbau, TeilV,
Spannbeton
Springer Verlag, 1980
- /63/ Leonhardt, F. - Boll, K. - Speidel, E.
Zur Frage der sicheren Bemessung eines Zement-Silos
Beton- und Stahlbetonbau, März 1960, S.49-58
- /64/ Leonhardt, F. - Frühauf, H. - Netzel, D.
Wasserturm ohne Wärmedämmung, Abminderung von
Zwängkräften und Rissebeschränkung
Beton- und Stahlbetonbau, Juni 1969, S.129-136
- /65/ Löser, B. - Löser, H.
Bemessungsverfahren - Zahlentafeln und Zahlenbeispiele
Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, 1955
- /66/ Lumbroso, A.
Bases scientifiques du calcul des enceintes renfermant des
massifs pulverulents et du calcul des silos
Le Batiment, Januar 1977, S.22-44
- /67/ Mal'cov, K. - Karavaev, A.
Abhängigkeit der Festigkeit des Betons auf Zug bei Biegung
und ausmittiger Belastung von den Querschnittsabmessungen
Beiträge der Gruppe "Zugfestigkeit des Betons"
Wissenschaftl. Zeitschrift der TU Dresden,
H.6, 1968, S.1545-1560
- /68/ Martens, P.
Silolasten aus staubförmigen Schüttgütern und aus
Luftzufuhr
Dissertation TU Braunschweig, 1969

- /69/ Martens, P.
Überschlägige Ermittlung der Temperaturen in Klinkersilos
Die Bautechnik, Dezember 1975, S.402-408
- /70/ Martin, H.
Zusammenhang zwischen Oberflächenbeschaffenheit und
Sprengwirkung von Bewehrungsstählen unter Kurzzeitbelastung
Deutscher Ausschuß für Stahlbeton, Heft 228, 1973
- /71/ Mayer, H.
Die Berechnung der Durchbiegung von Stahlbetonbauteilen
Schriftenreihe des Deutschen Ausschuß für Stahlbeton,
H.194, 1967
- /72/ Motzkus, U.
Belastung von Siloböden und Auslauftrichtern durch
körnige Schüttgüter
Dissertation, TU Braunschweig, 1973
- /73/ Nakonz, W.
Silos
Betonkalender 1936, Band II, S.285-296
Betonkalender 1955, Band II, S.326-340
Betonkalender 1960, Band II, S.414-441
- /74/ Nanninga,
Geeft de gebrueckelijke Rekenwijze ter Bepaling van de
Drukken op Wanden en Boden van Silogebouwen veilige
Uitkomsten
De Ingenieur, No.44, 1956, S.190-194
- /75/ Noakowski, P.
Bemessung auf Biegezwang im Hinblick auf zulässige
Stahlspannung und zulässige Rißbreite
Der Bauingenieur, Nr.52, 1977
- /76/ Normenausschuss für Bauwesen
DIN 1055 Blatt 6, Lasten in Silozellen, Ausgabe Nov.1964
- /77/ Normenausschuss für Bauwesen
Ergänzende Bestimmungen zu DIN 1055 Blatt 6
Fassung Mai 1977
- /78/ Normenausschuss für Bauwesen
DIN 1055 Teil 6
11.Fassung zum Normentwurf 1981
- /79/ Nothdurft, H.
Messungen von Silolasten am Groß-Silo in Brake
Bericht des Lehrstuhls für Hochbaustatik der TU
Braunschweig, 1974
- /80/ Nothdurft, H.
Schüttgutlasten in Silozellen mit Querschnittsverengungen
Dissertation, TU Braunschweig, 1975

- /81/ Ogniwiek, D.
Berechnung der Temperaturen in Zementklinkersilos
Die Bautechnik, Februar 1979, S.37-40
- /82/ Ohde, J.
Zur Theorie des Erddruckes unter besonderer Berücksichtigung der Erddruckverteilung
Die Bautechnik, 1938
- /83/ Paduart, A.
Pressures at the levels of constructions in silos
Report, Intern. Symposium Wroclaw, TH Breslau 1973
- /84/ Peter, J. - Lochner, G.
Zur Statik, Konstruktion und Ausführung eines Klinkerrundlagers - Hinweise für die Berechnung von Silowänden
Beton- und Stahlbetonbau, April 1977, S.92-98
und Mai 1977, S.127-133
- /85/ Pflüger, A.
Elementare Schalenstatik
Springer Verlag 1960
- /86/ Pieper, K.
Neuere Erkenntnisse über die Beanspruchung von Silobauten
Deutscher Betonverein, Vortragsveröffentlichungen 1967
S.383-397
- /87/ Pieper, K.
Investigation of silo loads in measuring models
Journal of Engineering for Industry, Mai 1969, S.365-372
- /88/ Pieper, K.
Über das Schlagen in Silozellen
Aufbereitungs-Technik, 1975, Nr.4, S.190-193
- /89/ Pieper, K.
Das Erfassen der Silolasten durch eine Rechenvorschrift
Die Mühle + Mischfüttertechnik, H.29, 1978, S.421-424
- /90/ Pieper, K.
Entwurf einer neuen Silonorm
Unveröffentlichte Studie
- /91/ Pieper, K. - Ehlers, K.
Lagerungsdichte, Bemessungsgewichte und Absetzgeschwindigkeiten staubförmiger Siloschüttgüter
Bericht des Lehrstuhls für Hochbaustatik an der TU Braunschweig, 1976
- /92/ Pieper, K. - Schütz, M.
Norm-Meß-Silo für Schüttguteigenschaften
Bericht des Lehrstuhls für Hochbaustatik an der TU Braunschweig, 1980

- /93/ Pieper, K. - Stamou, K.
Lasten in niedrigen Silos
Bericht des Lehrstuhls für
Hochbaustatik der TU Braunschweig, März 1981
- /94/ Pieper, K. - Wenzel, F.
Erläuterungen zum Entwurf Sept.1962 für DIN 1055, Blatt 6,
Lastannahmen für Bauten, Druckverhältnisse in Silozellen
Beton- und Stahlbetonbau, Nr.1, 1963, S.6-11
- /95/ Pieper, K. - Wenzel, F.
Druckverhältnisse in Silozellen
Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, 1964
- /96/ Pieper, K. - Mittelmann, G. - Wenzel, F.
Messungen des horizontalen Getreidedruckes in einer 65 m
hohen Silozelle
Beton- und Stahlbetonbau, November 1964, S.241-246
- /97/ Pieper, K. - Schütz, M. - Wolf, K.
Lasten in niedrigen Silos,
Bericht des Lehrstuhls für
Hochbaustatik der TU Braunschweig, Jan.1982
- /98/ Pieper, K. - Martens, P. - Kroll, D. - Wagenr, K.
Silos für Zementklinker
Zement - Kalk -Gips, 1970, 23.Jg., H.8, S.337-342
- /99/ Pleißner, J.
Versuche zur Ermittlung der Boden- und Seitenwanddrücke
in Getreidesilos
VDI - Zeitschrift, 1906, Bd.50, Nr.25, S.976-986
- /100/ Quast, U.
Programmgesteuertes Berechnen im Massivbau I
Vorlesungsunterlagen WS 79/80
- /101/ Ranish, H.
Untersuchungsbericht Nr. 81 1339 des Instituts für Baustoffe
Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig, 1981
- /102/ Rao, P.S.
Die Grundlagen zur Berechnung der bei statisch unbestimmten
Stahlkonstruktionen im plastischen Bereich auftretenden
Umlagerungen der Schnittkräfte
Schriftenreihe des Deutschen Ausschuß für Stahlbeton,
H.177, 1966
- /103/ Ravenet, J.
Überdrücke in Silos mit ausmittig angeordneten
Entleerungsöffnungen
ACIER - Stahl - Steel, März 1976, S.109-116
- /104/ Ravenet, J.
Silo problems
Bulk Solids Handling, Vol.1, Nr.4, 1981

- /105/ Rehm, G. - Martin, H.
Zur Frage der Rissbegrenzung im Stahlbetonbau
Beton- und Stahlbetonbau, H.8, 1968
- /106/ Reimbert, M. - Reimbert, A.
Silos
Bauverlag 1961
- /107/ Roscoe, K.H. - Bassett, R.H. - Cole, E.R.L.
Principal axes observed during simple shear of a sand
Proceedings of the geotechnical conference, 1967, Vol.1,
S.231-237
- /108/ Rostasy, F.S. - Koch, R. - Leonhardt, F.
Zur Mindestbewehrung für Zwang von Außenwänden aus
Stahlleichtbeton
Schriftenreihe des Deutschen Ausschuss für Stahlbeton,
H.267, 1976
- /109/ Rüschi, H.
Die Ableitung der charakteristischen Werte der Beton-
zugfestigkeit
Beton, H.2, 1975, S.55-58
- /110/ Safarian, S.S.
Design pressure of granular materials in silos
ACI-Journal, August 1969, S.647-655
- /111/ Schwedes, J.
Fließverhalten von Schüttgütern in Bunkern
Verlag Chemie GmbH 1968
- /112/ Terzaghi, K. - Peck, R.B.
Die Bodenmechanik in der Baupraxis
Springer Verlag 1954
- /113/ Theimer, O.F.
Ablauf fördernde Trichterkonstruktionen von Silozellen
Aufbereitungs-Technik, 1969, Nr.10, S.547-556
- /114/ Theimer, O.F.
Japanische Druckversuche in Mehlsilozellen mit Nasenauslauf
Die Mühle + Mischfüttertechnik, 1974, H.11, S.153-159
- /115/ Theimer, O.F.
Zur Berechnung von Mehlsilozellen mit Nasenauslauf
Die Mühle + Mischfüttertechnik, H.23, Juni 1975, S.303-307
- /116/ Timm, G. - Windels, R.
Siloprobleme aus der Sicht der Praxis
Beton- und Stahlbetonbau, Juli 1979, S.161-170
- /117/ Wagner, K.
Probleme des Silodruckes
Dissertation, TU Braunschweig, 1971

- /118/ Wenzel, F. - Schmidt, K.H.
Zur Neufassung der Silo-Norm DIN 1055, Blatt 6,
Vortrag beim 2.Europ.Sympos. Lagern und Fließen von
Schüttgütern
März 1982 in Braunschweig
- /119/ Wilms, H.
Berechnung von Spannungen mit der Charakteristikenmethode
Vortrag beim 2.Europ.Symposium Lagern und Fließen von
Schüttgütern, Braunschweig, März 1982
- /120/ Windels, R.
Silos - Lastannahmen und Ausführung
Deutscher Betonverein, Vortragsveröffentlichungen 1981,
S. 423-433

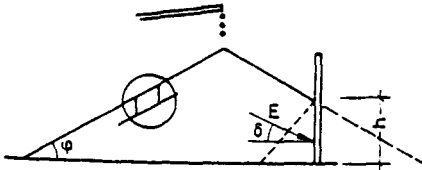
ANHANG , INHALTSVERZEICHNIS

	<u>Seite</u>
A ERDDRUCK AUF WÄNDE, GRUNDLAGEN	1
A.1 Allgemeines	1
A.2 Vertikaldruck	2
A.3 Horizontaldruck, Sonderfälle	3
A.3.1 Ruhedruck	3
A.3.2 Grenzzustände nach Rankine	5
A.4 Horizontaldruck, allgemeiner Fall	10
A.5 Methoden zur Bestimmung der Reibungswinkel φ und δ sowie der Kohäsion c	13
B SCHÜTTGUTDRUCK AUF SILOWÄNDE	17
B.1 Allgemeines	17
B.2 Silos mit zentrischem Auslauf	17
B.3 Sonderkonstruktionen	59
B.3.1 Allgemeines	59
B.3.2 Exzentrisch wirkende Auslaufkon- struktionen	60
B.3.3 Einbauteile	72
B.3.4 Austragorgane	79
B.4 Wandschnittgrößen aus Schüttgutdruck	82
B.5 Zusammenfassung	87
C LASTANNAHMEN NACH SILOVORSCHRIFTEN	91
C.1 Allgemeines	91
C.2 DIN 1055, Blatt 6	92
C.3 Ergänzende Bestimmungen zu DIN 1055, Blatt 6	96
C.4 Entwurf zur Neufassung von DIN 1055, Blatt 6	97
C.5 Siloberechnung in Frankreich	106
C.6 Siloberechnung in den USA	114
C.7 Zusammenfassung	121

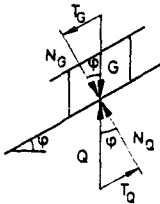
A ERDDRUCK AUF WÄNDE, GRUNDLAGEN

A.1 Allgemeines

Wird von einem zentralen Punkt aus ein körniges, kohäsionsloses Massengut, z.B. trockener Sand, aufgeschüttet, so entsteht eine Anhäufung in Kegelform, deren Böschungswinkel dem inneren Reibungswinkel φ der Masse entspricht (Abb. A.1). Bei kohäsiven Schüttgütern ist eine Bestimmung von φ in dieser Weise nicht möglich; die Kohäsion c ist abhängig vom Verdichtungsgrad und demzufolge lassen sich beliebige Böschungswinkel erzeugen, wenn das Schüttgut entsprechend stark verdichtet ist.



- a) Schüttgutkegel, innerer Reibungswinkel φ , Wandreibungswinkel δ und Erddruck E



$$G = Q$$
$$T_1 = T_2 = N_1 \cdot \tan \varphi$$

- b) Gleichgewichtsbedingung

Abb. A.1: Begriffe

Behindert man die vollständige Ausbildung des o.g. Schüttgutkegels durch Anordnung einer Wand, so übt die Masse auf die Wand einen Druck aus.

Die Errechnung des Erddruckes auf Wände ist ein Teilgebiet der Bodenmechanik und bereits Coulomb hat sich im 18. Jahrhundert damit befaßt. Nach ihm widmeten sich viele andere namhafte Wissenschaftler dieser Problemstellung und arbeiteten verschiedene, z.T. zeichnerische Lösungswege zur Druckbestimmung aus. Nachfolgend sollen die wesentlichen Grundlagen wiedergegeben werden.

A.2 Vertikaldruck

Der Vertikaldruck σ_z in der Tiefe z unter einer Geländeoberfläche ergibt sich aus den Gleichgewichtsbedingungen an einem Bodenelement im unendlich begrenzten Halbraum (Abb. A.2).

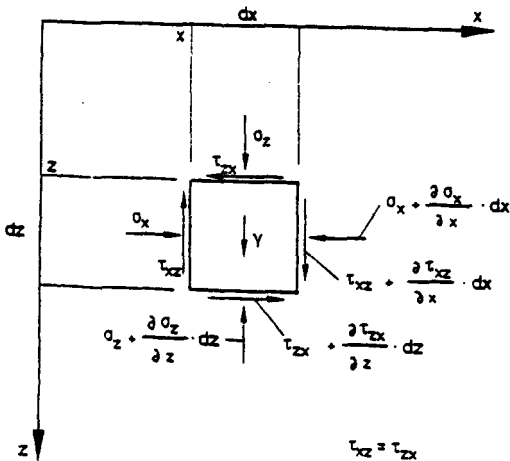


Abb. A.2:
Bodenelement im unendlich begrenzten Halbraum

Aus $\Sigma K_x = 0$ und $\Sigma K_z = 0$ werden durch Umformung die Cauchy-Gleichungen

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = 0 \quad (\text{A.1})$$

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} = \gamma \quad (\text{A.2})$$

Unter der Voraussetzung $\gamma = \text{const.}$ ist jede Vertikalebene eine Symmetrieebene, d.h. die Differentialquotienten nach x verschwinden und aus Gleichung A.2 ergibt sich

$$\frac{d\sigma_z}{dz} = \gamma \quad (\text{A.3})$$

bzw.

$$\sigma_z = \gamma \cdot z + \bar{C} \quad (\text{A.4})$$

Bei unbelasteter Oberfläche gilt $\sigma_o = 0$ und somit $\bar{C} = 0$, d.h.

$$\sigma_z = \gamma \cdot z \quad (\text{A.5})$$

A.3 Horizontaldruck, Sonderfälle

A.3.1 Ruhedruck

Ist der infrage stehende Halbraum ohne plastische Formänderungen entstanden, so wird der Horizontaldruck als "natürlicher Erddruck" oder "Erdruhedruck" bezeichnet. Wegen der bereits angeführten Symmetriebedingung müssen die horizontalen Spannungen beidseitig jeder vertikalen Schnittebene gleich groß sein, d.h. die Spannungsänderungen in x -Richtung müssen verschwinden. Somit ist

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} = \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = 0 \quad (\text{A.6})$$

sowie

$$\tau_{zx} = \tau_{xz} = 0 \quad (\text{A.7})$$

Da in den ausgewählten Schnittebenen die Scherspannungen zu Null werden, handelt es sich bei den Normalspannungen σ_z und σ_x um Hauptspannungen. Die Cauchy-Gleichungen reduzieren sich entsprechend auf

$$\sigma_z = \sigma_1 = \gamma \cdot z \quad (\text{A.8})$$

und

$$\sigma_x = \sigma_2 = f(z) . \quad (\text{A.9})$$

Voraussetzungsgemäß treten im Ruhezustand keine plastischen Formänderungen auf, so daß die Elastizitätsgesetze herangezogen werden dürfen. Im ebenen Zustand gilt $\epsilon_y = 0$ und demzufolge mit einer Poissonzahl ν

$$\sigma_y = \nu (\sigma_x + \sigma_z) . \quad (\text{A.10})$$

Somit wird

$$\epsilon_x = \frac{1 + \nu}{E_S} \left[(1 - \nu) \cdot \sigma_x - \nu \cdot \sigma_z \right] \quad (\text{A.11})$$

sowie

$$\epsilon_z = \frac{1 + \nu}{E_S} \left[(1 - \nu) \cdot \sigma_z - \nu \cdot \sigma_x \right] . \quad (\text{A.12})$$

Aus Gleichung A.11 ergibt sich schließlich wegen $\epsilon_x = 0$

$$\sigma_x = \frac{\nu}{1 - \nu} \cdot \sigma_z . \quad (\text{A.13})$$

Der Ausdruck

$$\lambda_0 = \frac{\nu}{1 - \nu} \quad (\text{A.14})$$

wird Ruhedruckbeiwert genannt. Er hängt ausschließlich von der Poissonzahl ν des Materials ab und ist also eine konstante Größe.

Zur versuchsmäßigen Bestimmung von λ_0 hat Bishop / 7 / im dreiaxialen Druckversuch den Seitendruck bei einer Ver-

schiebung Null gemessen; der Quotient aus horizontaler und vertikaler Hauptspannung ergibt den Ruhedruckbeiwert λ_0 . Nach Bishop und Henkel / 8 / besteht ein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem Reibungswinkel φ eines Bodens und dem Ruhedruckbeiwert. Aus Gleichgewichtsbetrachtungen leitet Jaky / 47 / den mathematischen Zusammenhang

$$\lambda_0 = 1 - \sin \varphi \quad (\text{A.15})$$

ab. Versuche haben gezeigt, daß λ_0 tatsächlich nur bei Erstbelastung konstant ist; durch Vorbelastung sind erhebliche Veränderungen möglich.

A.3.2 Grenzzustände nach Rankine

Infolge äußerer Beanspruchungen treten im Boden zunächst Volumenänderungen auf, deren Größe von der aktuellen Lagerungsdichte abhängt. Die Spannungsverhältnisse gehen vom elastischen in den plastischen Zustand über, wenn in bestimmten Ebenen die Scherspannung die Scherfestigkeit des Bodens erreicht und Gleitvorgänge eingeleitet werden.

Durch das Gleiten kann eine Materialauflockerung oder eine Materialverdichtung erfolgen, je nachdem ob die seitliche Begrenzung des betrachteten Bereichs nachgibt oder durch Ausübung horizontaler Kräfte eine Komprimierung bewirkt. Den Horizontaldruck auf die Begrenzung, der beim Gleiten unter Auflockerung entsteht, nennt man aktiven Erddruck (e_a) und jenen bei Verdichtung passiven Erddruck (e_p). Allgemein gilt bei unbelasteter Bodenoberfläche in der Tiefe z

$$e_{az} = \lambda_a \cdot \gamma \cdot z \quad (\text{A.16})$$

und

$$e_{pz} = \lambda_p \cdot \gamma \cdot z, \quad (\text{A.17})$$

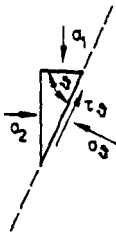
d.h. die Erdrundermittlung reduziert sich auf die Bestimmung der Beiwerte λ .

Coulomb hat die Theorie aufgestellt, daß bei Eintreten eines Grenzzustandes in der Gleitebene zwischen Normalspannung σ und Scherfestigkeit τ der Zusammenhang besteht

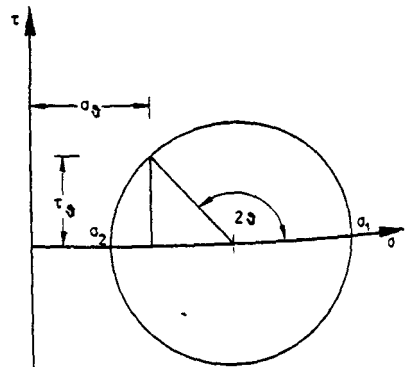
$$\tau = \sigma \cdot \operatorname{tg}\varphi + c. \quad (\text{A.18})$$

Darin ist c die Kohäsion des betreffenden Materials und φ der innere Reibungswinkel.

In Abb. A.3 ist der Spannungszustand für ein Bodenelement dargestellt mit σ_1 als vertikaler und σ_2 als horizontaler Hauptspannung; in einer unter dem Winkel ϑ geneigten Gleitebene wird das Gleichgewicht durch die Normalspannung σ_ϑ und die Scherspannung τ_ϑ sichergestellt. Bei einem ebenen Spannungsproblem läßt sich der Zusammenhang zwischen den Spannungen σ , τ und den Hauptspannungen bekanntlich mit Hilfe des Mohrschen Spannungskreises darstellen.



a) Spannungszustand



b) Mohrsche Darstellung

Abb. A.3: Spannungszustand in einer Gleitebene

Ein Grenzzustand tritt ein, wenn für einen vorherrschenden Spannungszustand der Mohrsche Spannungskreis die Coulomb-Gerade (Gl. A.18) berührt. Dieser Grenzzustand kann sich beispielsweise aus einem vorhandenen dadurch entwickeln (Abb. A.4), daß bei Konstanthaltung der vertikalen Hauptspannung σ_1 die horizontale Hauptspannung σ_2 durch Auflockerung infolge Nachgiebigkeit der Begrenzungswand abgebaut wird, was ja eine Erhöhung der Scherspannung τ zur Folge hat (aktiver Erd- druck). Ebenso kann jedoch durch Vergrößerung der horizontalen Hauptspannung über den Betrag der vertikalen hinaus, z.B. durch seitlich wirkende Kräfte, eine Anhebung der Scherspannung erfolgen und zum Gleiten führen (passiver Erd- druck).

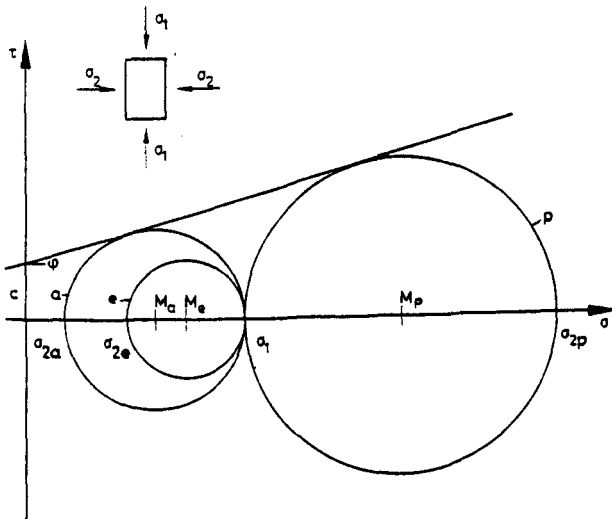


Abb. A.4: Übergang vom elastischen in den plastischen Zustand durch Änderung von σ_2

a: aktiver Grenzzustand ($\sigma_2 < \sigma_1$)

p: passiver Grenzzustand ($\sigma_2 > \sigma_1$)

e: elastischer Zustand

Durch geometrische Umformung ergibt sich aus Gl. A.20

$$\sigma_2 = \sigma_1 \cdot \operatorname{tg}^2 (45 - \varphi/2) - 2c \operatorname{tg} (45 - \varphi/2) \quad (\text{A.22})$$

und für $c = 0$

$$\sigma_2 = \sigma_1 \cdot \operatorname{tg}^2 (45 - \varphi/2) = \sigma_1 \cdot \lambda_a . \quad (\text{A.23})$$

Ist die horizontale Hauptspannung größer als die vertikale, d.h. $\sigma_2 > \sigma_1$, so ergibt sich analog zu Gl. A.20

$$\sigma_1 = \sigma_2 \frac{1 - \sin\varphi}{1 + \sin\varphi} - 2c \frac{\cos\varphi}{1 + \sin\varphi} \quad (\text{A.24})$$

und durch Umformung

$$\sigma_2 = \sigma_1 \frac{1 + \sin\varphi}{1 - \sin\varphi} + 2c \frac{\cos\varphi}{1 - \sin\varphi} . \quad (\text{A.25})$$

Für $c = 0$ wird daraus das Hauptspannungsverhältnis

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{1 + \sin\varphi}{1 - \sin\varphi} , \quad (\text{A.26})$$

welches als passiver Rankinescher Grenzspannungszustand bezeichnet wird. Durch geometrische Umformung von Gl. A.25 erhält man für kohäsive Böden

$$\sigma_2 = \sigma_1 \operatorname{tg}^2 (45 + \varphi/2) + 2c \operatorname{tg} (45 + \varphi/2) \quad (\text{A.27})$$

und bei $c = 0$

$$\sigma_2 = \sigma_1 \cdot \operatorname{tg}^2 (45 + \varphi/2) = \sigma_1 \cdot \lambda_p . \quad (\text{A.28})$$

Die Neigung der Gleitebenen nach klassischer Auffassung läßt sich aus Gl. A.23 bzw. A.28 unmittelbar ablesen. In Abb. A.6 sind sie für den unendlich begrenzten Halbraum dargestellt.

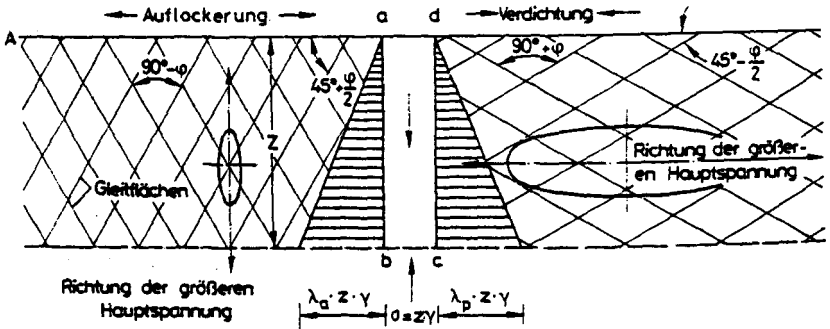


Abb. A.6: Halbraum im Rankineschen Spannungszustand / 48 /

Nach neueren theoretischen Überlegungen von Hansen / 24 / sind die Gleitflächen jedoch nicht mit den Bruchspannungsebenen identisch, vielmehr werden sie durch die Bedingung definiert, daß sie keine Dehnungen erleiden, weswegen man die Gleitflächen auch als Null-Dehnungsflächen bezeichnet; James / 36 / hat dies 1965 experimentell bestätigt.

Die Vorstellung von den Bruchvorgängen im Boden erfährt damit die Korrektur, daß die Bruchkörperform nicht allein vom Reibungswinkel φ , sondern auch von der vorausgegangenen Volumenänderung (Dilatation) abhängt. Weitergehendere Angaben dazu machen z.B. Hartmann / 26 / und Hoffmann / 32 /. Für die hier gestellte Aufgabe sind sie nicht relevant.

A.4 Horizontaldruck, allgemeiner Fall

Die in Abschnitt A.3 für den unendlichen Halbraum dargestellten Zusammenhänge zwischen den Bodenspannungen in horizontaler und vertikaler Richtung sind auf das allgemeine Problem der Ermittlung des Druckes auf eine Wand, z.B. an einem Geländesprung, nur eingeschränkt übertragbar.

Im allgemeinen Fall ist die Wand unter einem beliebigen Winkel α und das Gelände unter einem Winkel β geneigt. Ferner ergibt sich im Grenzzustand - abhängig von der Größe des Wandreibungswinkels δ - ein Gleitwiderstand zwischen Erdreich und Wand.

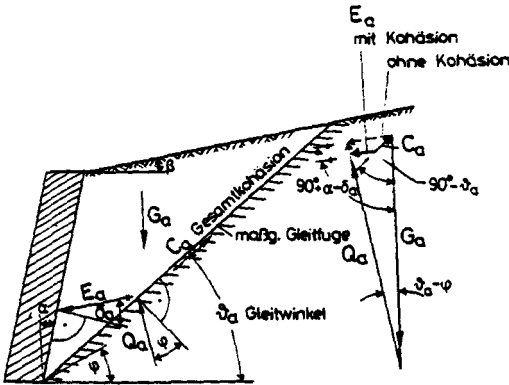
Die Ermittlung des Wanddruckes für den aktiven wie den passiven Grenzzustand erfolgt im allgemeinen Fall durch Gleichgewichtsbetrachtungen an Erdkörpern, welche durch Wand, Geländeoberfläche und eine angenommene Gleitfuge begrenzt sind. Dabei wird stets von einer Wandverdrehung um ihren Fußpunkt ausgegangen (Abb. A.7). Da der Neigungswinkel ϑ der Gleitfuge i.a. unbekannt ist, liegt ein Extremwertproblem vor, d.h. es ist die Gleitfuge zu suchen, welche eine maximale Wandlast E_a bzw. E_p liefert. Hierzu gibt es verschiedene zeichnerische Lösungen, z.B. von Culmann / 14 / und Poncelet / 47 /. Mit der Vorzeichenregelung nach Abb. A.8 lassen sich die Horizontalbeiwerte λ_{ah} und λ_{ph} folgendermaßen analytisch angeben:

$$\lambda_{\substack{ah \\ ph}} = \frac{\cos^2 (\varphi \pm \alpha)}{\cos^2 \alpha \left[1 \pm \sqrt{\frac{\sin (\varphi \pm \delta) \sin (\varphi \mp \beta)}{\cos (\alpha - \delta) \cos (\alpha + \beta)}} \right]^2} \quad (\text{A.29})$$

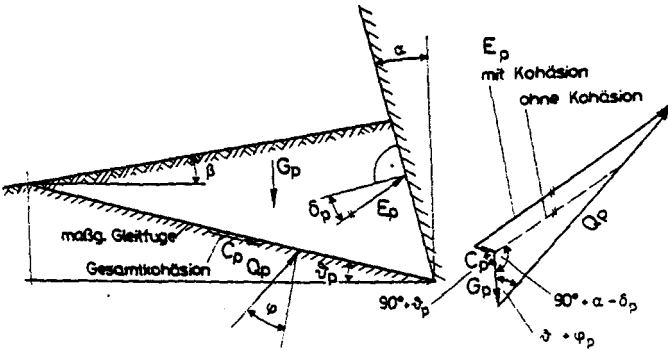
Für den Sonderfall $\alpha = \beta = 0$, $\delta \neq 0$ gilt

$$\lambda_{\substack{ah \\ ph}} = \frac{\cos^2 \varphi}{\left[1 \pm \sqrt{\sin \varphi \cdot \frac{\sin (\varphi \pm \delta)}{\cos \delta}} \right]^2} \quad (\text{A.30})$$

Die Gln. A.29 und A.30 gelten exakt nur für ebene Gleitflächen. Ferner basieren sie auf der klassischen Annahme, daß die Gleitflächen mit den Bruchspannungsebenen übereinstimmen. Da in Wirklichkeit die Gleitflächen gekrümmt sind und außerdem von den Bruchspannungsebenen abweichen, stellen die o.g. Formeln für λ nur Näherungslösungen dar, welche jedoch i.a. auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse liefern.



a) aktiver Erddruck E_a



b) passiver Erddruck E_p

Abb. A.7: Klassische Erddruckermittlung bei ebener Gleitflaeche

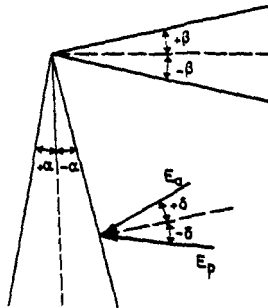


Abb. A.8:
Vorzeichenregelung
zu Gl. A.29 und
A.30

A.5 Methoden zur Bestimmung der Reibungswinkel φ und δ sowie der Kohäsion c

Die für die Erddruckermittlung notwendigen Kennwerte c und φ eines beliebigen Bodens lassen sich mittels folgender Versuche bestimmen:

- Scherversuch
- einaxialer Druckversuch
- und
- dreiaxialer Druckversuch.

Scherversuche erfolgen i.a. mit der zweiteiligen Scherbüchse nach Casagrande (Abb. A.9). Es wird eine Vertikallast V aufgebracht und die Horizontallast H stufenweise bis zum Abscheren gesteigert. Aus mindestens drei Versuchen mit unterschiedlicher Auflast ergibt sich durch grafisches Auftragen der zusammengehörigen Wertepaare σ , τ näherungsweise die Coulombsche Gerade (Gl. A.18), an der c und φ abzulesen sind.

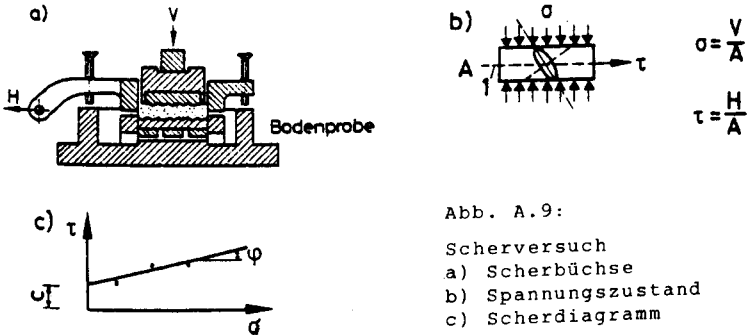


Abb. A.9:
Scherversuch
a) Scherbüchse
b) Spannungszustand
c) Scherdiagramm

Bei der Durchführung solcher Scherversuche ist häufig festzustellen, daß die bei beginnendem Abscheren vorhandene Spannung τ abnimmt und einem Grenzwert zustrebt. Den Maximalwert von τ bezeichnet man als Scherfestigkeit und den Grenzwert als Gleitfestigkeit (Abb. A.10).

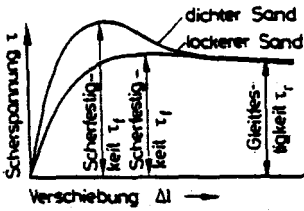


Abb. A.10:
Scherfestigkeit und Gleitfestigkeit

Wegen der beim Abscheren veränderlichen Scherfläche und der in Wirklichkeit ungleichmäßigen Spannungsverteilung stellen die Ergebnisse nur Näherungslösungen dar.

Im einaxialen Druckversuch (Abb. A.11) wird die Druckfestigkeit σ_1 einer zylindrischen Bodenprobe mit $h/d \geq 1,5$ bei unbehinderter Seitendehnung bestimmt. Der Spannungszustand im Augenblick des beginnenden Gleitens läßt sich als Mohrscher Kreis darstellen, der die τ -Achse und die Coulombsche Gerade berührt. Mit dem am Bruchkörper ablesbaren Gleitebenenwinkel ϑ ergibt sich nach Rankine der innere Reibungswinkel zu

$$\varphi = 2\vartheta - 90^\circ . \quad (\text{A.31})$$

Die Kohäsion c beträgt nach Gl. 2.22 für $\sigma_2 = 0$

$$c = \frac{\sigma_1}{2} \cdot \text{tg} (45 - \varphi / 2) . \quad (\text{A.32})$$

Eine Unterscheidung in Scher- und Gleitfestigkeit ist bei diesem Versuch nicht möglich.

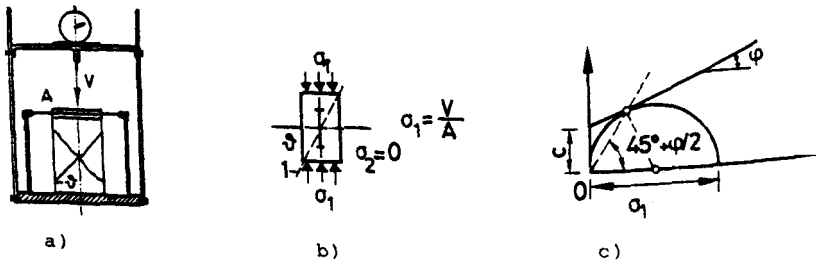
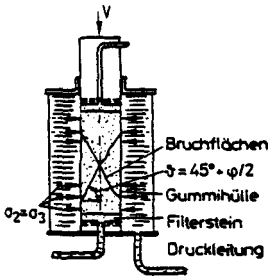
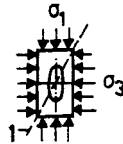


Abb. A.11: Einaxialer Druckversuch
a) Versuchskörper
b) Spannungszustand
c) Mohrscher Kreis

Im dreiaxialen Druckversuch wird die Probe allseitig belastet. Den Seitendruck liefert eine umgebende, unter Druck stehende Flüssigkeit; die Filtersteine an beiden Probenenden ermöglichen die Entwässerung des untersuchten Materials (Abb. A.12).



a)



b)

Abb. A.12:

Dreiaxialer Druckversuch

a) Versuchsaufbau

b) Spannungszustand

Im Bruchversuch wird die Normalspannung σ_1 bei unverändertem Seitendruck $\sigma_2 = \sigma_3$ bis zum Versagen gesteigert. Jeder Versuch liefert einen Mohrschen Kreis und als Umhüllende ergibt sich näherungsweise die Coulombsche Gerade, aus der wiederum φ und c abgelesen werden können (Abb. A.13).

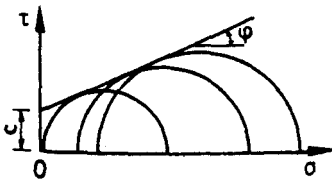


Abb. A.13:

Mohrsche Kreise aus dreiaxialen Druckversuchen und Schergerade

Weitere Angaben zu den drei geschilderten Methoden und Auswertungsverfahren sind der einschlägigen Fachliteratur, z.B. / 25, 47, 112 / zu entnehmen.

Der Wandreibungswinkel δ läßt sich näherungsweise durch einen modifizierten Scherversuch bestimmen, wenn auf einer Seite der Scherebene die in Frage stehende Oberfläche realisiert wird. Im Grundbau ist es üblich, δ je nach Problemstellung zu Null, $1/3\psi$, $2/3\psi$ oder ψ zu wählen.

B SCHÜTTGUTDRUCK AUF SILOWÄNDE

B.1 Allgemeines

Der Frage nach der Größe in Silos entstehender Drücke wird seit Ende des 18. Jahrhunderts nachgegangen. Nachfolgend sollen zunächst die wesentlichen Schritte zum heutigen Wissensstand über den Schüttgutdruck in Silos mit zentrischem Auslauf aufgeführt und anschließend den Auswirkungen exzentrischer Abzugsöffnungen oder Einbauteile anhand vorliegender Forschungsergebnisse nachgegangen werden.

B.2 Silos mit zentrischem Auslauf

Im Jahre 1896 veröffentlicht Janssen / 37 / die Ergebnisse seiner experimentellen Forschung an einem Modellsilo aus Holz zur Bestimmung des Schüttgutdruckes von Getreide. Aus Gleichgewichtsbetrachtungen am Siloelement (Abb. B.1) leitet er einen analytischen Ansatz zur Bestimmung von Vertikaldruck p_v , Horizontaldruck p_h und Wandreibungsdruck p_w in Silozellen ab:

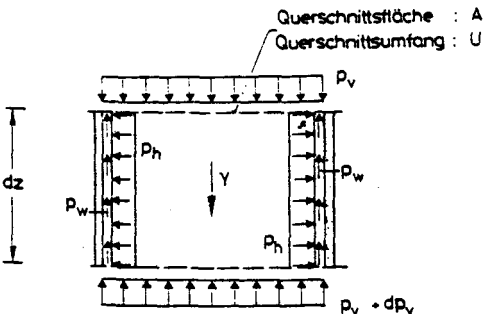


Abb. B.1:
Siloelement nach
Janssen

Die Bedingung $\Sigma K_v = 0$ führt auf

$$A \cdot dp_v = \gamma \cdot A dz - p_w U dz \quad (B.1)$$

Bei Annahme gleichbleibender Spannungsverhältnisse auf ganzer Schüttguthöhe wird mit

$$\lambda = \frac{p_h}{p_v} \quad (\text{B.2})$$

$$\mu = \frac{p_w}{p_h} \quad (\text{B.3})$$

$$k^o = \frac{p_w}{p_v} = \lambda \cdot \mu \quad (\text{B.4})$$

aus Gl. B.1

$$dp_v = \gamma \left(1 - \frac{\lambda \mu U}{\gamma A} p_v \right) dz \quad (\text{B.5})$$

und nach Integration und Umformung

$$p_v = \frac{\gamma A}{\lambda \mu U} \left(1 - e^{-\frac{\lambda \mu U}{A} \cdot z} \right) \quad (\text{B.6})$$

$$p_h = \frac{\gamma A}{\mu U} \left(1 - e^{-\frac{\lambda \mu U}{A} \cdot z} \right) \cong \lambda \cdot p_v. \quad (\text{B.7})$$

$$p_w = \frac{\gamma A}{U} \left(1 - e^{-\frac{\lambda \mu U}{A} \cdot z} \right) \cong \mu p_h \cong k^o \cdot p_v \quad (\text{B.8})$$

Für $z \rightarrow \infty$ nähern sich die Ausdrücke asymptotisch den vor den Klammern stehenden Quotienten.

Janssen ermittelt den Wandreibungsbeiwert μ für den Baustoff Holz, indem er einen mit verschiedenen Lasten V_i beaufschlagten Holzdeckel über eine Getreidefläche zieht und die aufgewendete Kraft H_i mißt. Er setzt

$$\mu = \frac{H_i}{V_i} \quad (\text{B.9})$$

Den Wert $k^0 = \lambda \cdot \mu$ bestimmt er aus der Beziehung

$$k^0 = \frac{\max p_w}{\max p_v} = \frac{\gamma \cdot A}{U \cdot \max p_{v, \text{Versuch}}} \quad (\text{B.10})$$

Die Experimente von Janssen erfolgten insbesondere mit Weizen, Roggen und Mais. Janssen kommt zu dem Ergebnis, daß Mais trotz gleichen Raumgewichtes wie Weizen um etwa 22% höhere Bodendrücke erzeugt. Dies erklärt er durch die glattere Kornoberfläche und empfiehlt, die Festigkeit der Zellwandungen und des Zellenbodens bei Mais um 22% zu erhöhen.

Den Versuchsaufwand und die verbleibende Unsicherheit durch die augenscheinliche Streubreite der Parameter μ und $k^0 = \lambda\mu$ umgeht Koenen / 53 /; er empfiehlt zur Vereinfachung in den Ansatz von Janssen als Horizontaldruckbeiwert λ das aktive Rankinesche Grenzspannungsverhältnis, d.h.

$$\lambda = \lambda_a = \text{tg}^2 (45 - \varphi / 2) \quad (\text{B.11})$$

einzuführen. Den Wandreibungswinkel δ für die Bestimmung des Wandreibungsbeiwertes $\mu = \text{tg} \delta$ gibt er für glatte Oberflächen mit $\delta = 3/4 \varphi$ und für rauhe Oberflächen mit $\delta = \varphi$ an.

Dieser Druckansatz von Janssen und Koenen birgt einige wesentliche Ungenauigkeiten:

Das aktive Rankinesche Grenzspannungsverhältnis stellt den Quotienten aus zwei Hauptspannungen dar. Der Ansatz dieses Verhältnisses an der Silowand und die gleichzeitige Annahme einer Schubspannung, wie sie die Wandreibungsspannung repräsentiert, stehen somit in Widerspruch. Ferner ist das aktive Rankinesche Grenzspannungsverhältnis mit der Annahme einer Wandnachgiebigkeit verknüpft, die nicht grundsätzlich gegeben ist. Schließlich wurde die Richtigkeit dieses Druck-

ansatzes im wesentlichen durch Fülldruckmessungen bestätigt und erfaßt somit i.a. nur unzureichend mögliche Druckänderungen bzw. -steigerungen beim Entleeren.

Dennoch wurden auf dieser Grundlage lange Zeit Silos berechnet, ohne daß eine besondere Schadenshäufigkeit auffiel. Dies kann u.U. mit der zu Beginn dieses Jahrhunderts noch geringeren Materialausnutzung zusammenhängen. Weiter hat sich vermutlich günstig ausgewirkt, daß überwiegend gedrängene Silos gebaut wurden, bei denen sich die oben genannten Ungenauigkeiten nur vernachlässigbar niederschlagen.

Erst in den 30er Jahren erhielt die Siloforschung durch verschiedene Schadensfälle neue Impulse. Da anhand der Schadensbilder überwiegend eine unzureichende Bemessung der Silos für Horizontaldrücke zu erkennen war, wurden die Schadensursachen zunächst in einer Fehleinschätzung des Horizontaldruckbeiwertes λ gesucht; der Wandreibungsbeiwert μ war im Scherversuch verhältnismäßig einfach zu bestimmen und es wurde davon ausgegangen, daß die in Scherzellen gewonnenen Werte die Verhältnisse in Silozellen gut annähern.

Nach dem Ansatz von Janssen (Gl. B.7) hat λ keinerlei Einfluß auf die Größe des Horizontaldruckgrenzwertes $p_{h\infty}$. Ein größerer λ -Wert bedeutet jedoch, daß der Grenzwert vergleichsweise schneller angenähert wird, d.h. im oberen Zellenbereich ergeben sich größere Horizontaldrücke. Was den Vertikaldruck anbetrifft, so führt ein größerer λ -Wert nach Gl. B.6 zu einem geringeren Grenzwert $p_{v\infty}$; die Annäherung an diesen Wert erfolgt jedoch wegen des größeren λ -wertes vergleichsweise schneller. Demzufolge ist die Annahme eines einzigen Rechenwertes für λ zur Erzielung auf der sicheren Seite liegender Schüttgutdrücke p_v und p_h mit dem Ansatz von Janssen nicht möglich.

Die einsetzende Erforschung des λ -Wertes knüpfte an die Grundlagen der Bodenmechanik an. Danach war bekannt, daß der Horizontaldruck auf eine Wand zwischen den Grenzwerten aktiver und passiver Erddruck liegen kann, je nachdem ob durch Nachgeben der Wand eine Materialauflockerung oder durch den Druck der Wand eine Materialverdichtung erfolgt. Hieraus wurde geschlußfolgert, daß auch beim Entleeren eines Silos zwischen den Extremen liegende Drücke entstehen können.

Ohde / 82 / leitet 1938 aus Symmetriebedingungen im Silo die Folgerung ab, daß die Scherspannung τ in der Siloachse Null sein muß. Er unterstellt einen linearen Anstieg zur Wandfläche auf den Wert der Wandreibungsspannung p_w und betrachtet nur den Druckzustand in unendlicher Tiefe. Wie Janssen geht Ohde davon aus, daß dort das Schüttgut ausschließlich über Wandreibung abgetragen wird. Dementsprechend setzt er nach Abb. B.2 für $z = \infty$

$$\tau_{x\infty} = \gamma \cdot x \tag{B.12}$$

bzw.

$$p_{w\infty} = \gamma \cdot \bar{b} \tag{B.13}$$

sowie

$$p_{h,x\infty} = \frac{\gamma \cdot \bar{b}}{\mu} = \frac{\gamma \cdot \bar{b}}{\operatorname{tg} \delta} \tag{B.14}$$

und

$$p_{v,x\infty} = p_{h,x\infty} \cdot \frac{1}{\lambda} \tag{B.15}$$

Für λ gibt er die Grenzwerte der Bodenmechanik, d.h. den aktiven und passiven Erddruckbeiwert in geometrisch umgewandelter Form unter Berücksichtigung der Abhängigkeit des Abstandes vom Zellenzentrum an:

$$\lambda_{\frac{a}{p}} = \frac{1}{1 + 2 \operatorname{tg}^2 \varphi \pm 2 \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \varphi} \cdot \sqrt{\operatorname{tg}^2 \varphi - \operatorname{tg}^2 \delta} \cdot \frac{x^2}{\bar{b}^2}} \tag{B.16}$$

Für $x = 0$, d.h. in der Zellenachse, geht dieser Ausdruck in die Grenzbeziehungen nach Rankine über.

Durch die Abhängigkeit der λ -Werte von x in Gl. B.16 ergibt sich nach Gl. B.15 eine elliptische Verteilung des Vertikaldruckes mit Maximalwert in Siloachse für den aktiven Grenzfall und Minimalwert für den passiven Grenzfall. Eine Auswirkung auf die Größe des maximalen Horizontaldruckes läßt sich aus den Überlegungen von Ohde jedoch nicht ableiten.

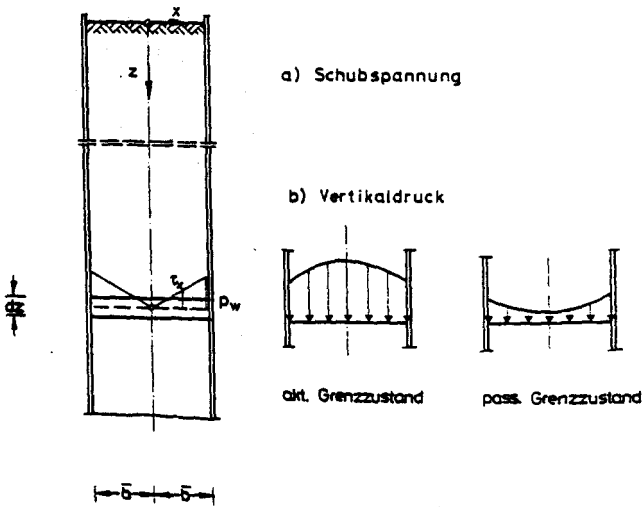


Abb. B.2: Vertikaldruck nach Ohde

Buisman / 10 / betrachtet 1940 die auf ein Massenelement an der Silowand wirkenden Spannungen (Abb. B.3) unter der Voraussetzung, daß die Wand eine zusätzliche Gleitfläche darstellt. Mit der Annahme $\delta = \varphi$ ergibt sich am Mohr'schen Spannungskreis

$$\lambda = \frac{p_h}{p_v} = \frac{1 - \sin^2\varphi}{1 + \sin^2\varphi} \begin{matrix} > \lambda_a \\ < \lambda_p \end{matrix} \quad . \quad (B.17)$$

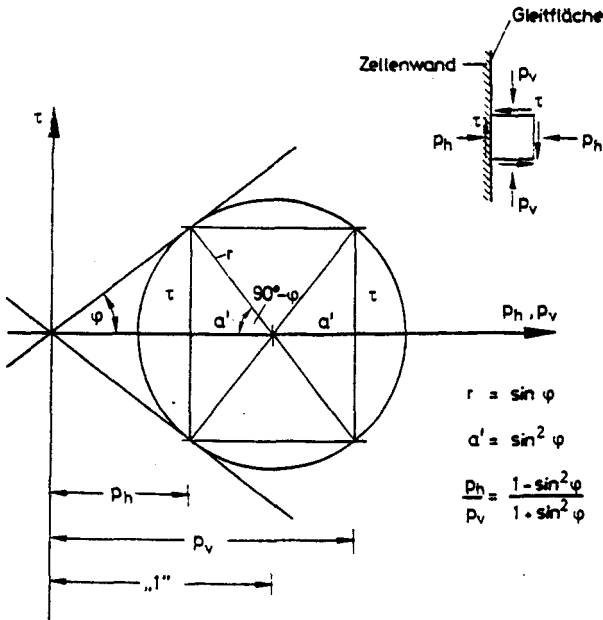


Abb. B.3: Spannungszustand an der Silowand nach Buisman

Nanninga / 74 / kommt 1956 zu einem äquivalenten Ausdruck für λ wie Ohde, indem er in unendlicher Tiefe ebenfalls

$$p_{h\infty} = \text{const} \quad (\text{B.18})$$

und

$$\tau_{x\infty} = p_{h\infty} \cdot \text{tg} \delta \cdot \frac{x}{D} \quad (\text{B.19})$$

annimmt. Als Verhältnis zwischen größter und kleinster Hauptspannung in der Siloachse setzt er das passive Grenzspannungsverhältnis von Rankine ein, d.h. für $\sigma_1 > \sigma_2$ und $x = 0$ gilt:

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \frac{\frac{P_v + P_h}{2} + \sqrt{\left(\frac{P_v + P_h}{2}\right)^2 + \tau^2}}{\frac{P_v + P_h}{2} - \sqrt{\left(\frac{P_v + P_h}{2}\right)^2 - \tau^2}} = \frac{1 + \sin\varphi}{1 - \sin\varphi} = \lambda_p \quad (\text{B.20})$$

Durch Einsetzen von Gl. B.19 in Gl. B.20 ergibt sich nach Umformung:

$$\lambda = \frac{P_h}{P_v} = \frac{\cos^2\varphi}{1 + \sin^2\varphi \pm 2 \sqrt{\sin^2\varphi - \cos^2\varphi} \cdot \text{tg}\delta \cdot \frac{x^2}{B^2}} \quad (\text{B.21})$$

Auch Nanninga kommt zu der Feststellung, daß der tatsächliche Spannungszustand im Schüttgut zwischen aktivem und passivem Grenzzustand gelegen ist und betrachtet den Grenzfall, daß eine im aktiven Zustand befindliche Schüttgutsäule sich aus einem beliebigen Grund gewölbebildend verspannt. Da die maximale Hauptspannung dabei horizontal gerichtet ist, liegt örtlich ein passiver Zustand vor; der λ -Wert muß sich folglich geändert haben. Nanninga stellt die Gleichgewichtsbedingung für ein kohäsives Massenelement mit der Höhe dz (Abb. B.4-a) auf und nimmt zunächst an, daß bis zu einer Tiefe H aktive und darunter passive Druckverhältnisse vorherrschen. Unterhalb von H soll in der Siloachse somit gelten (vgl. Gl. A.28):

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_v} = \text{tg}^2 (45 + \varphi/2) + \frac{2c}{\sigma_v} \cdot \text{tg} (45 + \varphi/2) \quad (\text{B.22})$$

bzw.

$$\sigma_h = \lambda_p \cdot \sigma_v + s \quad (\text{B.23})$$

Hieraus ergibt sich entsprechend Gl. B.5

$$d\sigma_v = \gamma \left[1 - \frac{\mu U}{\gamma A} (\lambda_p \cdot \sigma_v + s) \right] dz \quad (\text{B.24})$$

und nach Integration unter Annahme eines Anfangswertes p_{vH} in der Tiefe H wird

$$\sigma_v = \frac{s}{\lambda} + \frac{\gamma A}{\lambda_p \mu U} \left[1 + \left\{ \frac{\mu U}{\gamma A} (\lambda_p \cdot \sigma_{vH} + s) - 1 \right\} \cdot e^{-\frac{\lambda_p \mu U}{A} \cdot z} \right] \quad (B.25)$$

bzw. für $s = 0$

$$\sigma_v = \frac{\gamma A}{\lambda_p \mu U} \left[1 + \left\{ \frac{\mu U}{\gamma A} \cdot \lambda_p \cdot \sigma_{vH} - 1 \right\} \cdot e^{-\frac{\lambda_p \mu U}{A} \cdot z} \right] \quad (B.26)$$

Setzt man für σ_{vH} den Grenzwert nach Janssen bei aktiven Druckverhältnissen in unendlicher Tiefe, d.h.

$$\sigma_{vH} = \frac{\gamma \cdot A}{\lambda_a \cdot \mu \cdot U} \quad , \quad (B.27)$$

in Gl. B.27 ein, so wird

$$\sigma_v = \frac{\gamma A}{\lambda_p \mu U} \left[1 + \left\{ \frac{\lambda_p}{\lambda_a} - 1 \right\} \cdot e^{-\frac{\lambda_p \mu U}{A} \cdot z} \right] \quad (B.28)$$

und für $z = 0$

$$\sigma_{ho} = \lambda_p \cdot \sigma_{vo} = \frac{\gamma \cdot A}{\mu \cdot U} \cdot \frac{\lambda_p}{\lambda_a} \quad (B.29)$$

Theoretisch tritt danach im Schnitt H ein Horizontalspannungssprung auf, wobei sich der Horizontaldruck um den Faktor λ_p / λ_a vergrößert. Nanninga vertritt nicht die Auffassung, daß ein solcher Sprung in Wirklichkeit auftritt, vielmehr glaubt er an einen stetigen Übergang entsprechend gestrichelter Darstellung in Abb. B.4. Örtliche Druckanstiege dieser Art sieht er als mögliche Ursache von Schäden an Silos an, die ausgehend von aktiven Druckverhältnissen berechnet wurden. Nach Gl. B.28 wird für $z \rightarrow \infty$ der ursprüngliche Grenzwert wieder angenähert.

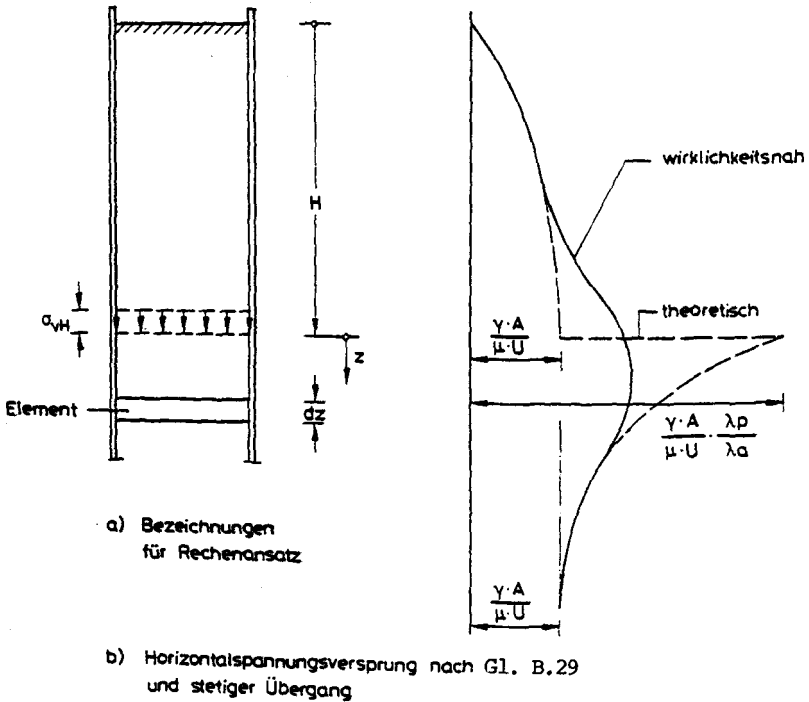


Abb. B.4: Horizontaldruck im Bereich eines Schüttgutgewölbes nach Nanninga

Abb. B.5 zeigt den Gleitebenenverlauf nach Nanninga im aktiven und passiven Grenzzustand. Durch den Schubspannungseinfluß ergeben sich nur noch in der Zellenachse die Neigungswinkel der Gleitebenen nach Rankine; dort ist aus Symmetriegründen $\tau \equiv 0$.

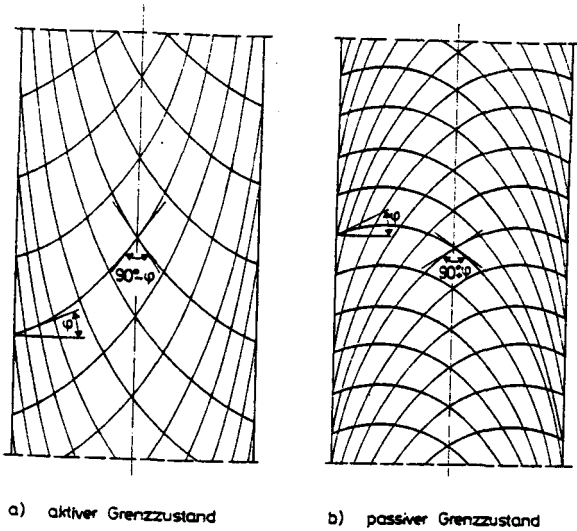


Abb. B.5: Gleitebenen in einer spaltförmigen Zelle nach Nanninga

Im Jahre 1959 geben die Brüder M. und A. Reimbert /106/ eine umfangreiche Zusammenfassung der wesentlichen Probleme bei der Lagerung insbesondere landwirtschaftlicher Schüttgüter. U.a. entwickeln sie einen eigenen Weg zur Ermittlung des Schüttgutdruckes in Silozellen, der sich auf Beobachtungen und Druckmessungen abstützt.

Ihre Versuche bestätigen die Annahme von Janssen, Ohde, Nanninga u.a., daß der horizontale Druck im Silo mit zunehmender Tiefe einem Grenzwert

$$P_{h\infty} = \frac{\gamma \cdot A}{\mu \cdot U} \quad (B.30)$$

zustrebt. Für den Füllzustand legen sie wie Koenen / 53 / und Caquot / 11 / das aktive Rankinesche Grenzspannungsverhältnis zugrunde, was aus bereits erörterten Gründen nur in

der Siloachse zutreffen kann. Damit wird

$$P_{v\infty} = \frac{\gamma \cdot A}{\lambda_a \cdot \mu \cdot U} \quad (\text{B.31})$$

bzw. für einen Kreisquerschnitt

$$P_{v\infty}^0 = \frac{\gamma \cdot d}{\lambda_a \cdot \mu \cdot 4} \quad (\text{B.32})$$

Neu sind ihre Überlegungen über die mathematische Funktion des Druckanstieges auf diese Grenzwerte (Abb. B.6).

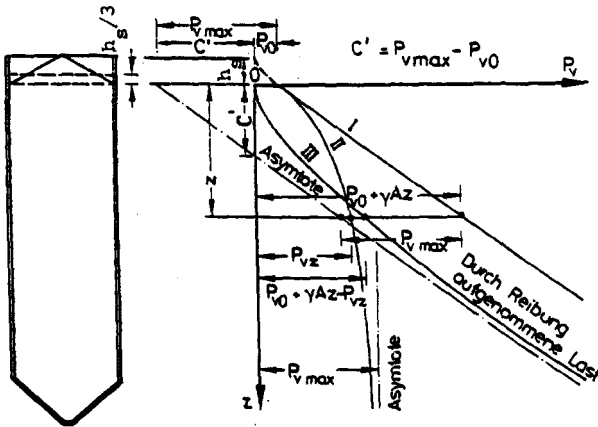


Abb. B.6: Voraussetzungen zum Druckansatz von M. und A. Reibert

Ohne Ansatz der Wandreibung beträgt die Vertikallast im Schnitt z

$$P_{vz} = \gamma \cdot A \cdot z + \gamma \cdot A \cdot \frac{h}{3} \quad (\text{B.33})$$

d.h. die Last steigt linear mit z an (Gerade I). Stellt man dieser die in Versuchen gemessenen Werte gegenüber (II), so entspricht die Differenz der beiden Linien dem Anteil der Vertikallast, der durch Wandreibung aufgenommen wird. Hieraus ergeben sich die Randbedingungen für den Verlauf der

Wandreibungskurve (III):

- 1.) Im Achsennullpunkt hat sie die z-Achse als Tangente.
- 2.) Mit zunehmender Schüttguttiefe nähert sie sich einer Asymptoten, die zur Geraden (I) parallel ist und von ihr den Abstand P_{vmax} aufweist.

Nach Angabe der Brüder Reimbert haben Versuche bestätigt, daß die Kurve III mit großer Genauigkeit einem Hyperbelast der allgemeinen Form

$$P_{wz} = \frac{az^2 + bz + c}{dz + e} \quad (B.34)$$

entspricht. Durch Einsetzen der Randbedingungen ergibt sich

$$P_{wz} = \frac{\gamma \cdot A \cdot z^2}{z + C} \quad (B.35)$$

mit

$$C = \frac{P_{vmax} - P_{vo}}{\gamma \cdot A} \quad (B.36)$$

Für ein Silo mit Kreisquerschnitt wird C wegen

$$P_{vo} = \gamma \cdot A \cdot h_s/3 \quad (B.37)$$

und

$$P_{vmax} = \frac{\gamma \cdot A \cdot d}{\mu \cdot \lambda_a \cdot 4} \quad (B.38)$$

zu

$$C = \frac{d}{4 \cdot \mu \cdot \lambda_a} - \frac{h_s}{3} \quad (B.39)$$

Die Wandreibungsspannung beträgt

$$p_w = p_h \cdot \operatorname{tg} \delta . \quad (\text{B.40})$$

Somit ist der Horizontaldruck aus der Änderung der Wandreibungskraft dp_w im Bereich eines Schüttgutelementes der Höhe dz ableitbar. Mit

$$dp_w = p_w' \cdot dz \quad (\text{B.41})$$

wird

$$p_{hz} \cdot \operatorname{tg} \delta \cdot U \cdot dz = \frac{(z+C) \cdot 2z\gamma A - \gamma A z^2}{(z+C)^2} dz \quad (\text{B.42})$$

und durch Umformung

$$p_{hz} = \frac{\gamma \cdot A}{U \cdot \operatorname{tg} \delta} \left[1 - \left(\frac{z}{C} + 1 \right)^{-2} \right] . \quad (\text{B.43})$$

Die lotrechte Druckspannung in der Tiefe z (p_{vz}) entspricht schließlich der Differenz aus dem Gesamtgewicht des Schüttgutes bis zu dieser Tiefe und der Wandreibungskraft bezogen auf die Querschnittsfläche A des Silos, d.h.

$$p_{vz} = \frac{\text{gesG}_z - p_w z}{A} = \gamma \left[z \left(\frac{z}{C} + 1 \right)^{-1} + \frac{h}{3} \right] . \quad (\text{B.44})$$

M. und A. Reimbert stellen jedoch heraus, daß die Abwärtsbewegung des Schüttgutes nach dem Öffnen des Auslaufs eine deutliche Erhöhung der horizontalen Wanddrücke bewirkt, die durch ihre für den Füllzustand abgeleiteten Ansätze zur Druckermittlung (Gl. B.35, B.43 und B.44) nicht abgedeckt ist. Nach ihrer Erfahrung können die Drücke beim Entleeren örtlich auf $\sim 2,5$ -fache Werte wie im Füllzustand ansteigen. Weiter beobachteten sie, daß die Geschwindigkeit des Schütt-

gutes an der Wand kleiner ist als in der Siloachse, erkennbar durch einen an der Oberfläche entstehenden trichterförmigen Sturzkegel. Die bei Fülldruckmessungen i. a. zu beobachtenden vergleichsweise gleichförmigen Druckkurven, die sich durch eine mathematische Funktion ausdrücken lassen, sind beim Entleeren nicht mehr zu bemerken. Selbst bei gleichen Versuchsabläufen aber unterschiedlichen Füll- und Entleerungsgeschwindigkeiten stellten M. und A. Reimbert signifikante Unterschiede fest (Abb. B.7).

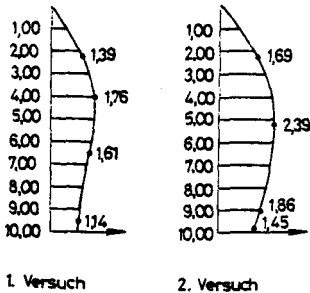


Abb. B.7.:
Meßwerte p_{he}/p_{hf} nach /106/
bei unterschiedlicher Füll-
und Entleerungsgeschwindig-
keit

Durch schnelles Füllen wird z.B. ein Schüttgut weniger stark verdichtet und daraus ergibt sich neben einer geringeren Wichte γ auch ein kleinerer Reibungswinkel φ . Insgesamt hat dies einen höheren Horizontaldruck zur Folge. Durch langsames Füllen ergibt sich eine erhöhte Wichte, aber auch ein höherer Reibungswinkel; langsames Füllen führt demzufolge auf höhere Vertikal- bzw. Bodendrücke.

M. und A. Reimbert leiten aus dieser Beobachtung die Forderung ab, in jeden Rechenansatz für die Fülldruckbestimmung diejenigen Kennwerte einzuführen, welche maximale Werte ergeben. Was die Berücksichtigung der höheren Drücke beim Entleeren angeht, stellen sie heraus, daß wegen der auf diesem Gebiet vorherrschenden Unkenntnis letztendlich dem einzelnen Silokonstrukteur die Verantwortung für eine sichere Bauwerksdimensionierung überlassen bleibt. Er muß durch einen

entsprechenden Sicherheitszuschlag auf die beim Füllen auftretenden, bekannten Drücke die beim Entleeren entstehenden, unbekannt Drücke abdecken. Alternativ kann er das Problem durch Einbau einer "Entlastungssäule" im Silo (Abb. B.8) umgehen. Durch diese konstruktive Maßnahme wird ein Druckanstieg beim Entleeren verhindert. Das Schüttgut fließt dabei stets von der freien Oberfläche in das perforierte Rohr, so daß das zuletzt eingelagerte Schüttgut zuerst wieder abgezogen wird. Dies schließt langanhaltende Lagerung verderblicher Güter aus.

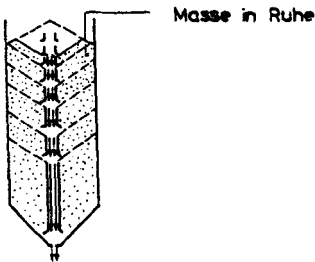


Abb. B.8:

Entleerungssäule nach M. und A. Reimbert

Chwetzoff / 12 / faßt 1960 die einer analytischen Ermittlung der Drücke beim Entleeren entgegenstehenden Gründe im wesentlichen folgendermaßen zusammen:

Die Schüttguteigenschaften und physikalischen Charakteristiken treten in unbegrenzter Anzahl von Variationen auf. Damit können auch besonders sorgfältig ausgearbeitete Theorien nicht alles berücksichtigen, was sich in Versuchen zeigt. Selbst wenn die der Berechnung zugrunde gelegten Werte die Eigenschaften eines Schüttgutes näherungsweise zutreffend beschreiben, ist kaum eine Voraussage des Druckes an allen Stellen der Silobegrenzung zu erwarten.

Chwetzoff begründet dies anhand der Ergebnisse einer Studie von Goutyar. Dieser nimmt für das Verhältnis p_h/p_v den Ruhedruckbeiwert der Bodenmechanik an, d.h.

$$P_h = \lambda_o \cdot p_v = \frac{\nu}{1 - \nu} \cdot p_v \quad (\text{B.45})$$

Der klassischen Vorgehensweise folgend isoliert er gedanklich in der Tiefe z unter einer Oberfläche ein Element der Dicke dz und geht von einem konstanten Wandreibungswert $\text{tg} \delta$ aus.

Nach den Gesetzen der Elastizitätslehre erleidet ein solches Element die elastische Verformung

$$\epsilon_z = \frac{p_v - 2\nu \cdot p_h}{E} = \frac{p_v}{E} \left(1 - \frac{2\nu^2}{1 - \nu}\right) \quad (\text{B.46})$$

Aufgrund dieser von der Höhe des Druckes und damit von der Schüttguthöhe abhängigen Stauchung kann die Wichte γ nicht konstant sein, sondern muß von der freien Oberfläche (γ_o) bis zur Tiefe z (γ_z) ansteigen. Folglich kann man schreiben

$$\epsilon_z = 1 - \frac{\gamma_o}{\gamma_z} \quad (\text{B.47})$$

bzw.

$$\frac{\gamma_o}{\gamma_z} = 1 - \epsilon_z = 1 - \frac{p_v}{E} \left(1 - \frac{2\nu^2}{1 - \nu}\right) = 1 - \psi \quad (\text{B.48})$$

Setzt man nun

$$B = \frac{1}{E} \left(1 - \frac{2\nu^2}{1 - \nu}\right), \quad (\text{B.49})$$

so ergibt sich aus der Gleichgewichtsbedingung für das Siloelement

$$p_v = \frac{1 - e^{-\bar{\theta}}}{\psi} \quad (\text{B.50})$$

mit

$$\psi = \frac{p_v}{E} \left(1 - \frac{2\nu^2}{1-\nu}\right) = \frac{\lambda_o \cdot \operatorname{tg} \delta \cdot U}{\gamma_o \cdot A} - B = \xi - B \quad (\text{B.51})$$

und

$$\bar{\theta} = \gamma_o \cdot z (B - \xi) = -\gamma_o \cdot z \cdot \psi \quad (\text{B.52})$$

Je nach Größe von ψ zeigen sich vier verschiedene repräsentative Kurven für p_v nach Gl. B.50. Sie sind in Abb. B.9 angegeben und man erkennt, daß der Ansatz von Janssen nur den Sonderfall (4) darstellt, der zu einem E-Modul $E = \infty$ gehört; diese Annahme ist jedoch für Getreide oder andere organische Stoffe nicht wirklichkeitsnah.

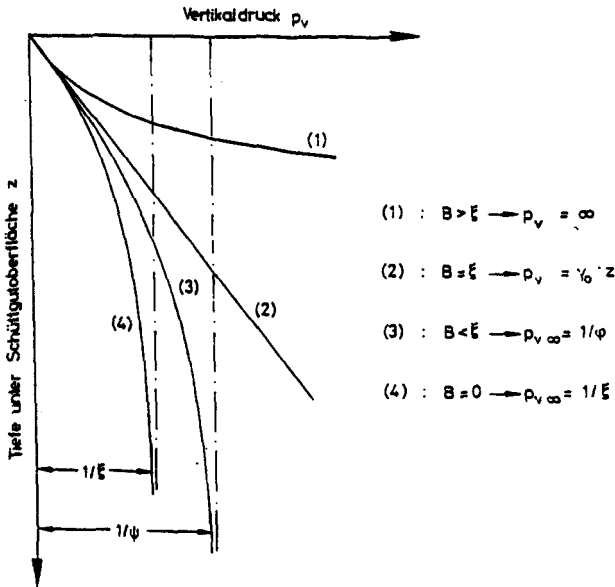


Abb. B.9: Vertikaldruck nach Goutyar

Chwetzoff vermutet, daß die Theorie von Goutyar die bevorzugte Anwendung des mit einem Vergrößerungsfaktor 2,0 versehenen Janssen-Ansatzes in der Sowjetunion nicht verdrängen konnte, weil es keine sichere Möglichkeit gibt, die statistischen Werte für E und ν zutreffend zu beschreiben. Auch in Zukunft ist nach seiner Ansicht nicht zu erwarten, daß durch eine einzige abgeschlossene Funktion der Druckzustand in allen Bereichen einer eingelagerten Masse erfaßt werden kann; für jede Zone der Schüttgutbewegung ist eine besondere Funktion notwendig.

In einer Zelle mit flachem Siloboden (Abb. B.10) sind z.B. drei Zonen zu unterscheiden. In Zone 1 sind die Massenteilchen unbeweglich; in Zone 2 bewegen sie sich parallel zueinander aber mit unterschiedlicher Geschwindigkeit und zwar im Zentrum schneller als am Rand. Schließlich bewegen sie sich in Zone 3 mit unterschiedlicher Geschwindigkeit und konvergierenden Trajektorien.

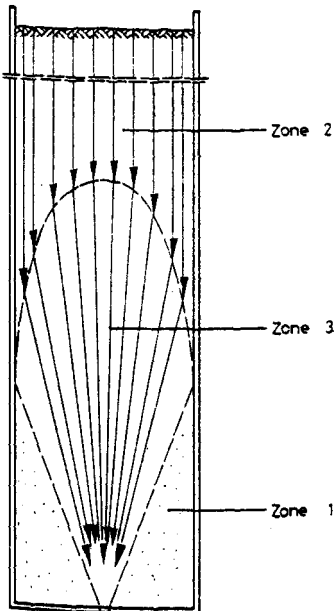
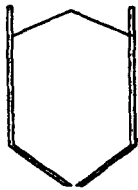
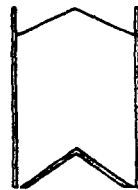


Abb. B.10:
Zonen unterschiedlicher
Schüttgutbewegung in
Flachbodensilos nach
/ 12 /

Chwetzoff vertritt die Auffassung, daß mit Einleitung des Entleerungsvorganges die Masse in Zone 3 vom aktiven in den passiven Grenzzustand übergeht, da sich dabei die Vertikaldrücke auf Kosten der Horizontaldrücke vermindern. Er empfiehlt, insbesondere in zylindrischen Silos den Bodenschirmförmig auszubilden (Abb. B.11), da systematische Studien gezeigt hätten, daß hierdurch der Entleerungsdruck weniger stark ausfällt.



a) übliche Ausführung



b) Empfehlung von Chwetzoff

Abb. B.11: Auslaufkonstruktionen

Die im Jahre 1960 vorherrschende Unsicherheit der Silokonstrukteure im Hinblick auf die Annahme von Lasten für die Berechnung von Silos dokumentiert der Aufsatz von Leonhardt, Boll und Speidel / 63 /. Die Verfasser entschließen sich nach dem Studium von Schadensfällen an Zementsilos und Gegenüberstellung der Ergebnisse von Druckmessungen an englischen, russischen und holländischen Modellsilos z.T. in Anlehnung an russische und schweizerische Richtlinien zu folgendem Horizontaldruck-Ansatz für die Bemessung von Zementsilos (Abb. B.12):

Bis zu einer Schüttguttiefe von 4,0 m legen sie die klassische Erddrucktheorie, d.h.

$$P_h = \gamma \cdot z \cdot \operatorname{tg}^2 (45^\circ - \varphi/2) \quad (\text{B.53})$$

zugrunde. Darin ist als Zementwichte $\gamma = 20 \text{ kN/m}^3$ einzusetzen, ein Wert, der - falls überhaupt - nur bei außerordentlich hoher Verdichtung von Zement erreicht werden kann. Der innere Reibungswinkel φ wird zu $17,5^\circ$ angenommen.

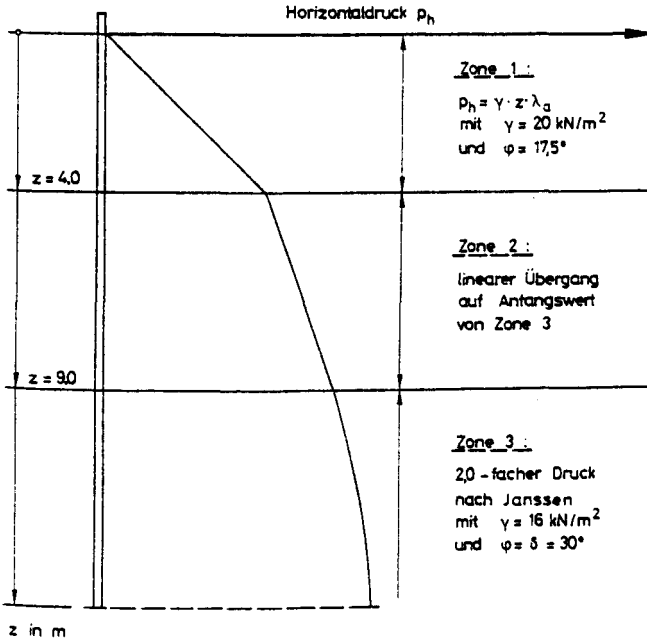


Abb. B.12: Horizontaldruck in Zementsilos nach / 63 /

Ab einer Tiefe von 9,0 m unter der freien Oberfläche werden die Drücke im Silo mit dem Ansatz von Janssen approximiert, wenn eine Wichte $\gamma = 16 \text{ kN/m}^3$ und innerer Reibungswinkel φ wie Wandreibungswinkel δ zu 30° gewählt werden. Die so errechnete Drucklinie ist noch mit dem Faktor 2,0 zu multiplizieren.

Zwischen 4,0 und 9,0 m Tiefe darf ein linearer Übergang angenommen werden.

Die Wandreibungsspannung ist nach / 63 / auf ganzer Höhe mit dem Ansatz von Janssen und Koenen zu ermitteln, wobei $\gamma = 16 \text{ kN/m}^3$ und $\varphi = \delta = 35^\circ$ zugrunde zu legen ist.

Bei der Berechnung des Bodens ist der Gesamthalt als belastend anzunehmen; die Wichte wird bei gedrunenen Silos ($h/d < 0,5$) zu $\gamma = 16 \text{ kN/m}^3$ und bei schlanken Silos ($h/d > 2,0$) zu $\gamma = 20 \text{ kN/m}^3$ gewählt; für dazwischen liegenden Schlankheiten darf γ linear interpoliert werden.

Die Empfehlungen von Leonhardt, Boll und Speidel stellen damit rein empirische Problemlösungen dar; die Übertragung auf andere Schüttgüter oder Silokonstruktionen ist entsprechend unzulässig.

Pieper und Wenzel / 95 / erkennen Anfang der 60er Jahre nach Sichtung und Beurteilung einer großen Anzahl theoretischer und experimenteller Forschungsarbeiten, daß ein möglichst allgemein gültiger Druckansatz - wenn überhaupt - nur aus systematisch durchgeführten Druckmessungen abgeleitet werden kann. Sie konstruieren ein zylindrisches Modellsilo mit einem lichten Durchmesser von 60 cm und flachem Boden mit zentrischem Auslauf, bestehend aus insgesamt 11 aneinandergefügt, jeweils 28 cm hohen Stahlblechringen. Die Gesamthöhe beträgt $h = 3,08 \text{ m}$ und die Schlankheit $h/d \approx 5$ (Abb. B.13). Meßelemente sind in der Art und Weise angeordnet, daß außer der Zugkraft und der Wandreibungslast in jedem Ring auch die auf den flachen Boden wirkende Schüttgutlast gemessen werden kann. Aus den Kräften lassen sich bei Annahme rotationssymmetrischer Druckverhältnisse im Silo unmittelbar die auftretenden Horizontaldruckspannungen ermitteln.

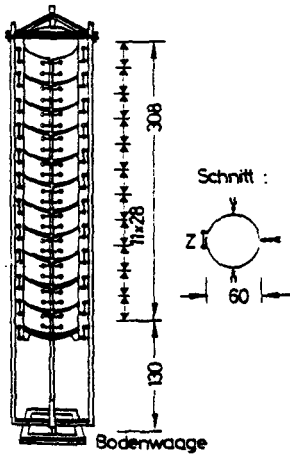


Abb. B.13:
Versuchssilo von Pieper
und Wenzel

Pieper und Wenzel untersuchen insbesondere den Schüttgutdruck verschiedener Quarzsande sowie von Weizen. Zur Ergründung des Einflusses unterschiedlicher Wandrauigkeiten führen sie auch Versuche bei mit Sandpapier beschichteten Ringen durch.

Für den Füllzustand (Index f) finden sie die vielfach vertretene Auffassung bestätigt, daß die im Silo vorkommenden Spannungsverhältnisse

$$\mu_f = \tan \delta_f = p_{wf} / p_{hf} \quad (\text{B.54})$$

$$\lambda_f = p_{hf} / p_{vf} \quad (\text{B.55})$$

$$\mu_f = \mu_f \cdot \lambda_f = p_{wf} / p_{hf} \quad (\text{B.56})$$

über die Silohöhe weitgehend konstant sind. Sie führen die aus den Ergebnissen der Modellversuche abgeleiteten Werte für λ_f und μ_f in den Druckansatz nach Janssen ein und erzielen eine augenscheinlich befriedigende Übereinstimmung zwischen Rechen- und Meßergebnissen auf nahezu gesamter Silohöhe. Nur im Bodenbereich zeigen sich erkennbare Abweichungen.

Der aus den Versuchen gewonnene λ_f -Wert ist größer als das aktive Rankinesche Spannungsverhältnis λ_a und erreicht maximal etwa den aus der Erddrucktheorie für unnachgiebige Wände zu erwartenden Ruhedruckbeiwert

$$\lambda_o = \frac{\nu}{1 - \nu} = 1 - \sin \varphi \quad . \quad (B.57)$$

Besonders bemerkenswert war die Beobachtung, daß der Wandreibungskoeffizient μ nach den Modellsilomessungen von jenen abweicht, die an verschiedenen Schergeräten gemessen wurden.

Beim Entleeren waren gegenüber dem Füllzustand im ganzen Silo Horizontaldrucksteigerungen festzustellen; der Maximalwert lag bei Quarzsand bis zu 54% und bei Weizen bis zu 27% über dem größten Fülldruck. Die Wandreibungsspannung stieg vergleichsweise weniger stark an: Vertikal- und Bodendruck wurden jedoch beim Entleeren geringer.

Pieper und Wenzel führen die Tatsache, daß sie beim Entleeren kleinere Drucksteigerungen feststellten als z.B. Reimbert /106/, Bergau / 5 / oder Pleißner / 99 / darauf zurück, daß die älteren Meßwerte überwiegend auf wenige Meßstellen zurückgehen und mit vergleichsweise einfachen und ungenauen Meßgeräten erzielt wurden; die Abweichungen könnten ihrer Ansicht nach auch durch örtliche Spannungszustände beeinflußt sein, die sie für Wandberechnungen als unmaßgeblich ansehen.

Der Wandreibungskoeffizient μ_e beim Entleeren war bedingt durch den erwähnten geringen Anstieg von p_w kleiner als beim Füllzustand, jedoch über die Silohöhe näherungsweise konstant. Der Horizontaldruckbeiwert λ_e zeigte sich dagegen über die Höhe veränderlich. Er war überall größer als beim Füllen, wobei ein besonderer Anstieg in mittleren Silobereich zu ver-

zeichnen war. Der aus den Messungen abgeleitete Größtwert betrug $\lambda_e = 1,33$.

Hervorzuheben sind schließlich noch folgende Ergebnisse der Modellversuche von Pieper und Wenzel:

- Bei kurzen oder längeren Unterbrechungen des Entleerungsprozesses bleibt der vorher bestehende Druck im wesentlichen erhalten.
- Beim Umlagern, d.h. gleichzeitigem Entleeren und Zuführen von Schüttgut, treten Drücke wie beim einfachen Entleeren auf.
- Das mittlere Raumgewicht einer Silofüllung stimmt annähernd mit dem für lockere Lagerung im Laborversuch gemessenen Wert überein.

Die Forschungsergebnisse von Pieper und Wenzel sind wesentliche Grundlage der im Jahre 1964 eingeführten Vorschrift "Lasten in Silozellen" (DIN 1055, Blatt 6). Für Füll- und Entleerungszustand wird der Druckansatz nach Janssen herangezogen. Da die Versuche gezeigt hatten, daß beim Entleeren ein qualitativer Druckverlauf dieser Art nicht auftritt, wurden die Kennwerte λ_e und μ_e so gewählt, daß die beim Entleeren in den verschiedenen Horizonten auftretenden Maximaldrücke im Modellsilo hinreichend abgedeckt sind. Der Umstand, daß so definierte Druckansätze auch die damals an wenigen Großsilos mit meist zentrischem Auslauf gemessenen Drücke hinreichend abdeckten, diente als Bestätigung, daß die Geometrie einer Silozelle durch den Quotienten A/U im Janssen-Ansatz hinreichend berücksichtigt wird. Die an Modellsilos gewonnenen Ergebnisse sind danach ohne Modellfaktor unmittelbar auf Großsilos übertragbar.

Aufgrund der besonderen Konstruktion ihres Modellsilos konnten Pieper und Wenzel jedoch nur mittlere Drücke für die

verschiedenen Siloringe angeben. Örtlich begrenzt auftretende Ungleichmäßigkeiten des Schüttgutdruckes, z.B. entlang des Siloumfanges, waren auf diese Weise nicht festzustellen.

Eine Weiterentwicklung im Hinblick auf eine analytische Ermittlung des Schüttgutdruckes bringen die Arbeiten von Jenike u.a. / 42, 39, 43 / gegen Ende der 60er und Anfang der 70er Jahre. Jenike hat unter Anwendung theoretischer Grundlagen aus der Kontinuumsmechanik, der Bodenmechanik und der Plastizitätslehre zunächst eine Theorie der Schüttgutbewegung in Silos aufgestellt und hieran anknüpfend die Drücke in Silotrichtern theoretisch abgeleitet.

Nach Jenike sind beim Entleeren zwei signifikante Arten der Schüttgutbewegung zu unterscheiden und zwar Kaminfluß und Massenfluß. Den Kaminfluß bezeichnet man in Deutschland auch als Kernfluß.

Ein Behälter ist von der Kernflußart, wenn sich im Zentrum nicht fließenden Materials, d.h. im Kern, ein Bereich ausbildet, in welchem das Schüttgut ausschließlich zum Auslauf fließt. Das im Silo zuoberst lagernde Material verläßt dabei - vergleichbar den Silos mit Entlastungssäule - zuerst die Zelle; im unteren Siloteil befindliches Schüttgut bewegt sich erst bei entsprechendem Entleerungsgrad. Diese Fließart ist naturgemäß ungeeignet bei Schüttgütern, die sich bei längerfristiger Lagerung durch chemische oder biochemische Reaktionen verändern können.

In Silos der Massenflußart bewegt sich nach Einleitung des Entleerungsvorganges, bzw. nach einer kurzen Anlaufphase die ganze Schüttgutsäule nahezu gleichmäßig dem Auslauf zu, wo das Schüttgut stetig abfließt.

Abb. B.14 zeigt das Funktionsprinzip beider Fließarten sowie eine vielfach auzutreffende Mischform, die i.a. als

Kolbenfluß bezeichnet wird; ausgehend von Kernfluß am Zellenfuß ergibt sich durch Zunahme des Kerndurchmessers bei schlanken Zellen schließlich im oberen Bereich Massenfluß.

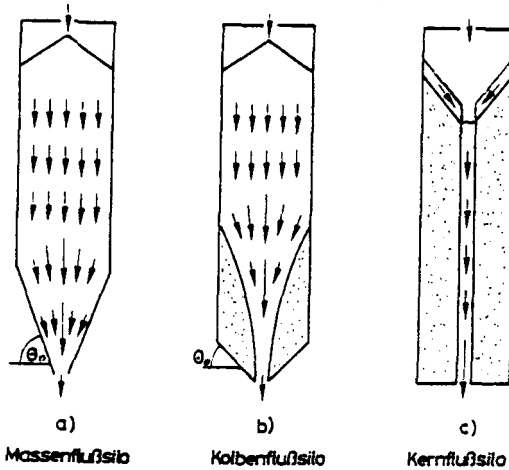


Abb. B.14: Fließarten von Schüttgütern in Silos

Jenike hat durch experimentelle Untersuchungen nachgewiesen, daß Massenfluß dann eintritt, wenn der Auslauftrichter des betreffenden Silos hinreichend steil und seine Oberfläche genügend glatt ist. Außerdem muß die Auslauföffnung eine bestimmte Mindestbreite haben, damit sichergestellt ist, daß sie sich nicht durch Verkeilung größerer Schüttgutteilchen zusetzt oder - was i.a. maßgebend ist - daß sich über dem Auslauf keine stabilen Schüttgutgewölbe bilden können.

Jenike hat die physikalischen und geometrischen Randbedingungen für den Massenfluß mathematisch formuliert und Lösungen angegeben:

Abb. B.15 zeigt den notwendigen Zusammenhang zwischen Trichterneigung und Wandreibungswinkel für die Realisierung von Massenfluß bei konischem Trichter und zentrischem Auslauf. Die Grenze liegt innerhalb des schraffierten Bereiches und ist abhängig vom inneren Reibungswinkel ψ .

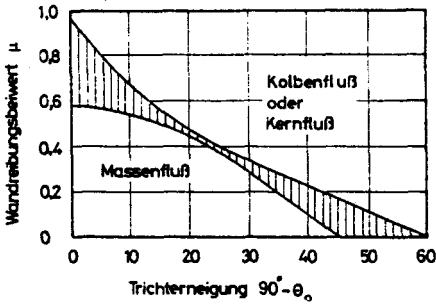


Abb. B.15:
Fließart in Abhängigkeit von Θ_0 und μ nach / 78 / bei konischem Trichter und zentrischem Auslauf

Die Mindestbreite b_0 für den Auslauf beträgt nach Jenike und Johanson / 44 /

$$b_0 \geq 2,2 \cdot f_{Kr} / \gamma \quad (B.58)$$

Darin ist γ die Schüttgutwichte und f_{Kr} ein noch zu erläuternder signifikanter Festigkeitswert des Schüttgutes. Die Grenzbeziehung für b_0 ergibt sich aus der Bedingung, daß die Druckspannung σ_y am Auflager eines rotationsparabolischen Gewölbes (Abb. B.16-a) größer ist als die maßgebende Schüttgutfestigkeit bei einachsigen Druck f_{Kr} und dem Vorverdichtungsdruck p im Trichter; in diesem Fall kann nämlich kein stabiles Gewölbe entstehen.

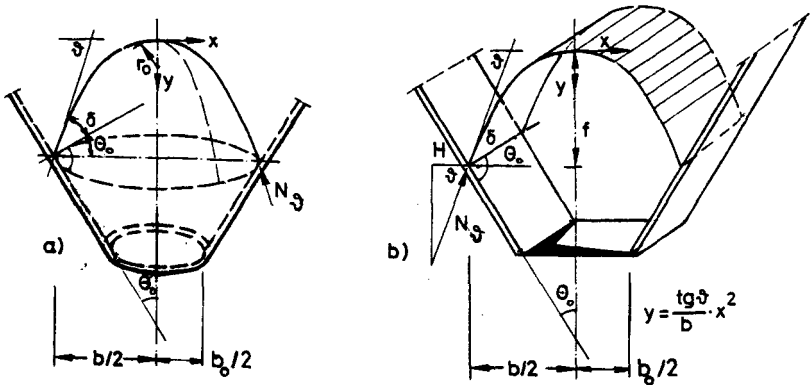


Abb. B.16: Schüttgutgewölbe über dem Auslauf

Nach Pflüger / 85 / gilt:

$$N_{\vartheta} = q \cdot \frac{r_0}{2} \cdot \frac{1}{\cos \vartheta} \quad (\text{B.59})$$

Mit

$$r_0 = \frac{1}{y''} = \frac{b}{2 \cdot \operatorname{tg} \vartheta} \quad (\text{B.60})$$

wird

$$N_{\vartheta} = \frac{q \cdot b}{4 \cdot \sin \vartheta} \quad (\text{B.61})$$

Die Belastung q beträgt für ein Gewölbeelement der Höhe $\Delta h = 1 \text{ m}$ $q = \gamma$ und die Auflagerfläche $A = 1 \cdot \cos \vartheta$, so daß sich die Druckspannung

$$\sigma_{\vartheta} = \frac{N_{\vartheta}}{A} = \frac{\gamma \cdot b}{2 \cdot \sin 2\vartheta} \quad (\text{B.62})$$

ergibt. Mit der Bedingung $\sigma > f_{Kr}$ für den Einsturz des Gewölbes und Annahme des ungünstigsten Wertes $\vartheta = \pi/4$ sowie einem Sicherheitszuschlag von 10 % wird Gl. B.58 bestätigt.

Für keilförmige Auslauftrichter ist Gl. B.58 konservativ. Es entstehen Gewölbe in Form von Tonnenschalen mit Parabelquerschnitt (siehe Abb. B.16-b). Die Auflagerkraft ergibt sich aus der Bedingung $\Sigma M \equiv 0$ zu

$$N_{\vartheta} = \frac{H}{\cos \vartheta} = \frac{q \cdot b^2}{8 \cdot f \cdot \cos \vartheta} \quad (\text{B.63})$$

Mit

$$f = \frac{\operatorname{tg} \vartheta \cdot b}{4} \quad (\text{B.64})$$

und $q = \gamma$ sowie $A = 1 \cdot \cos \vartheta$ ergibt sich die Auflager-
spannung

$$\sigma_{\vartheta} = \frac{N_{\vartheta}}{A} = \frac{\gamma \cdot b}{\sin 2\vartheta} \quad (\text{B.65})$$

und schließlich mit den Bedingungen $\sigma_{\mathfrak{D}} > f_{Kr}$ und $\mathfrak{D} = \pi/4$ sowie einem Sicherheitszuschlag von 10%

$$b_0 \geq 1,1 \cdot \frac{f_{Kr}}{\gamma} . \quad (\text{B.66})$$

Bei keilförmigem Trichter ist somit zur Vermeidung von Gewölbebildung nur die halbe Auslaufbreite im Vergleich zu einem konischen Trichter notwendig.

Die Bestimmung des maßgeblichen Festigkeitswertes f_{Kr} zeigt Abb. B.17:

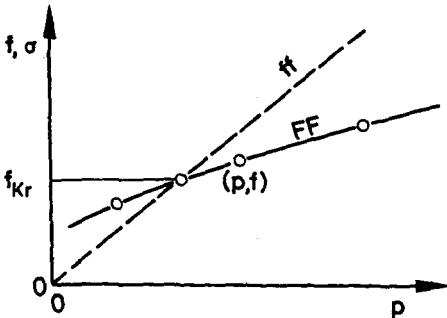


Abb. B.17:

Fließfunktion FF des Schüttgutes und Fließfaktor ff des Trichters

Zunächst wird der Zusammenhang zwischen Vorverdichtungsdruck p und zugehöriger Schüttgutfestigkeit f_c , die sogenannte Fließfunktion $FF = f_c/p$, mittels Schergerät von Jenike (Abb. B.18) bestimmt und grafisch aufgetragen. Die Auflagerdruckspannung $\sigma_{\mathfrak{D}}$ des Gewölbes hängt nach Gl. B.62 ebenso wie der Vorverdichtungsdruck p im unteren Trichterbereich linear von der Trichterbreite b ab. Der Quotient $ff = \sigma_{\mathfrak{D}}/p$ ist somit konstant und in grafischer Darstellung eine Gerade durch den Koordinatenursprung. ff wird dementsprechend als Fließfaktor bezeichnet.

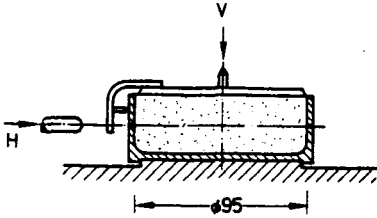
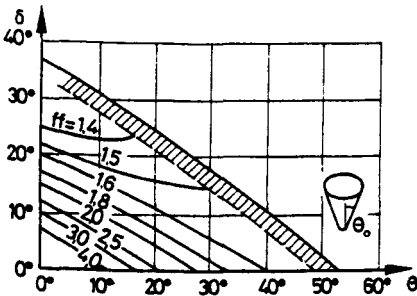


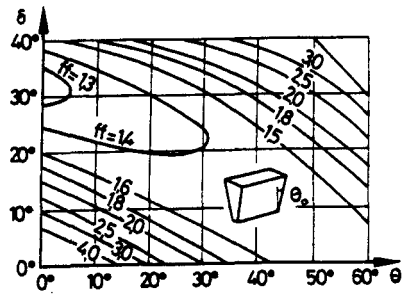
Abb. B.18:
Schergerät von Jenike

Sofern nun die Fließfunktion eine größere Ordinate aufweist als der Fließfaktor, so bedeutet dies $f_c > \sigma_y$, d.h. es kann ein stabiles Gewölbe entstehen. Der kritische Festigkeitswert ergibt sich damit am Schnittpunkt von Fließfunktion und Fließfaktor.

Jenike hat für konische und keilförmige Ausläufe den Fließfaktor in Abhängigkeit von Trichteröffnungswinkel und Wandreibungswinkel für unterschiedliche effektive Reibungswinkel ψ_e von Schüttgütern ermittelt und grafisch dargestellt (Abb. B.19). ψ_e stellt sich nach Jenike bei stationärem Fließen ein; die Begriffe werden auf Seite 55 noch eingehender erläutert.



a) konischer Auslauf



b) keilförmiger Auslauf

Abb. B.19: Diagramme zur Bestimmung des Fließfaktors ff für $\psi_e = 40^\circ$

Die beim Entleeren von Massenflußsilos vielfach aufgetretenen Schäden führt Jenike auf eine örtlich begrenzte Druckerhöhung zurück:

Beim Öffnen des Schiebers stellt sich nicht unmittelbar im ganzen Silo ein Fließvorgang ein, sondern er baut sich ausgehend von der Abzugsöffnung zunehmend nach oben auf. Im Fließfeldbereich entsteht unmittelbar ein geringerer Vertikaldruck als im Ausgangszustand. Da das Gesamtgewicht des im Silo lagernden Schüttgutes jedoch nur vergleichsweise langsam durch Abfluß vermindert wird, muß aus Gleichgewichtsgründen ein Teil des Schüttgutes, welcher im Ausgangszustand über Vertikaldruck abgetragen wird, nach Reduzierung des Vertikaldruckes über Wandreibung abgetragen werden. Dies erfolgt nach Auffassung von Jenike vermittelt einer Horizontaldruckspitze am Übergang zwischen Fließ- und Ausgangsfeld.

Abb. B.20 zeigt die Richtung der Hauptdrucklinien im Ausgangszustand (Füllzustand) und im vollständig ausgebildeten Fließzustand zusammen mit dem qualitativen Verlauf der Spannungen p_h über die Höhe. Danach herrscht anfangs ein aktivplastischer Zustand im Zylinder- und ein aktiv-elastischer Zustand im Trichterbereich. Im Fließzustand ist die größere Hauptspannung etwa horizontal gerichtet, so daß ein passivplastischer Zustand erwartet werden kann. Die Kräfte P_h und $P_w = P_h \cdot \tan \phi$ werden nach Jenike von der schwarz angelegten Masse in Abb. B.20 ausgeübt und zwar in der Ebene, wo diese die Silowand berührt. Die Kraft P_h entspricht der schraffierten Differenzfläche der Horizontaldruckkurven des Füll- und Fließzustandes.

Von diesen Voraussetzungen ausgehend sind somit P_h und P_w für beliebige Höhen z angebbbar, sofern die Horizontaldrucklinien für die genannten Zustände bekannt sind. Jenike bezeichnet die Last P_h als Switch.

Der Switch wandert mit Ausdehnung des Fließfeldes im Silo nach oben; bei vollständiger Fließfeldausbildung wird er schließlich an der Schüttgutoberfläche zu Null. Für den Fall, daß die resultierende Kraft aus dem Vertikaldruck im Füllzustand am Übergang Zylinder/Trichter größer ist als der entsprechende Druck des Fließfeldes, kann sich das Fließfeld nicht in den Zylinder hinein ausbreiten, d.h. der Switch wird am Übergang festgelegt.

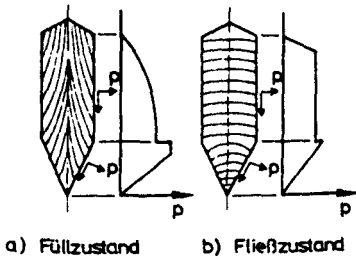
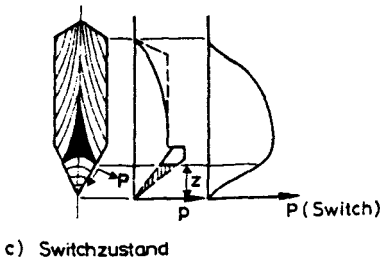


Abb. B.20:

Horizontaldruck in Massenflußsilos nach Jenike und Johanson / 43 /



Im aktiv-elastischen Zustand unterstellt Jenike die Anwendbarkeit der Elastizitätsbeziehungen zwischen Spannungen und Dehnungen und leitet aus Gleichgewichtsbetrachtungen an einem Schüttgutelement in einem radialen Druckfeld (Abb. B.21) folgende Zusammenhänge für den Füllzustand ab:

$$\sigma_r = \frac{2}{1 + K} \gamma \cdot r \cdot S(\theta, \delta, K) \quad (\text{B.67})$$

$$\sigma_\theta = \sigma_\varphi = K \cdot \sigma_r \quad (\text{B.68})$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{-2K}{1+K} \gamma \cdot r \cdot S(\theta, \delta, K) \cdot \operatorname{tg} \delta \quad (\text{B.69})$$

Darin ist

$$K = \frac{1}{1 + \alpha_K} \quad (\text{B.70})$$

und α_K ein Kompressibilitätskoeffizient, der entsprechend Abb. B.22 für jedes Schüttgut experimentell zu bestimmen ist. Die Funktion S ist nicht explizit angebar; der Funktionswert ist für einen bestimmten K -Wert aus zwei gekoppelten Differentialgleichungen durch numerische Integration für bestimmte Wandreibungswinkel δ und Trichteröffnungswinkel θ zu bestimmen.

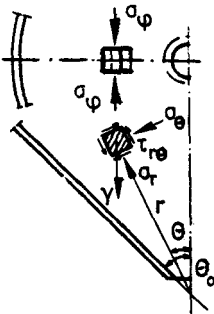


Abb. B.21:
Schüttgutelement im
radialen Spannungsfeld

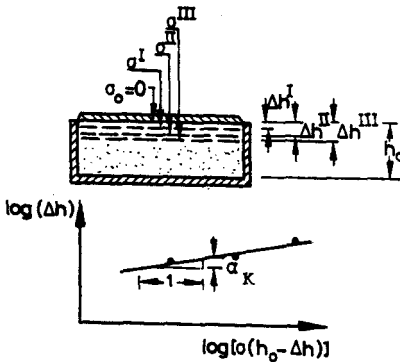


Abb. B.22:
Experimentelle Bestimmung
des Kompressibilitätskoeffizienten α_K

Auch für den Fließzustand setzt Jenike die Anwendbarkeit der Gleichgewichtsbedingungen voraus, da er beobachtet hat, daß sich nach anfänglicher Unstetigkeit eine gleichmäßige Schüttgutbewegung, d.h. stationäres Fließen, einstellt. Während für das beginnende Fließen die örtliche Bruchbedingung vom jeweiligen Verdichtungsgrad abhängt und somit über die Silohöhe veränderlich ist, kann für stationäres Fließen eine allgemein gültige Bruchbedingung angegeben werden. Sie ist identisch mit dem Ausdruck für das passive Rankinesche Grenzspannungsverhältnis, wobei jedoch als Reibungswinkel der effektive Reibungswinkel φ_e anzusetzen ist:

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \frac{1 + \sin \varphi_e}{1 - \sin \varphi_e} \quad (B.71)$$

Mit dem Schergerät von Jenike (Abb. B.18) ergeben sich für verschiedene Vorbelastungen eines Schüttgutes verschiedene Fließorte $\tau = f(\sigma)$. Jeder Fließort hat einen Endpunkt (F), der dadurch gekennzeichnet ist, daß bei Erreichen des betreffenden Spannungsverhältnisses τ/σ ohne Spannungs- und Volumenänderung Fließen erfolgt. Die Einhüllende sämtlicher Mohrschen Kreise für die Fließort-Endpunkte ist angenähert eine Gerade durch den Koordinatenursprung mit dem Neigungswinkel φ_e (Abb. B.23).

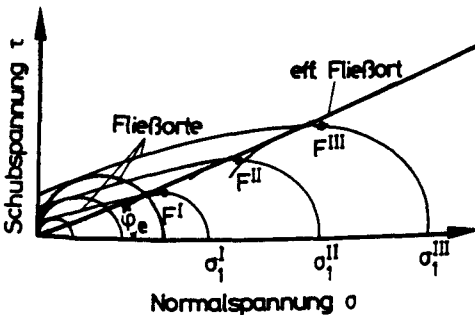


Abb. B.23:
Fließorte und effektiver Fließort nach Jenike

Während die einzelnen Fließorte jeweils das beginnende Fließen bei einem bestimmten Verdichtungsgrad darstellen, charakterisiert der effektive Fließort das stationäre Fließen. Liegen z.B. Spannungskombinationen für beginnendes Fließen bei hoher Vorverdichtung vor, so lockert sich das Schüttgut unter Abbau der Scherspannung so weit auf, bis der Endpunkt einer tiefer gelegenen Fließkurve bzw. näherungsweise der effektive Fließort erreicht ist. Bei Spannungskombinationen rechts vom zugehörigen Fließort - Endpunkt erfolgt eine Verdichtung des Schüttgutes bis mit zunehmender Scherspannung ein höher gelegener Fließort-Endpunkt erreicht wird. Man spricht im ersten Fall von überverfestigtem und im zweiten Fall von unterverfestigtem Schüttgut. Bei stationärem Fließen ist das Schüttgut kritisch verfestigt.

Eine Veranschaulichung der Begriffe am Scherkraft-Weg-Diagramm liefert Abb. B.24.

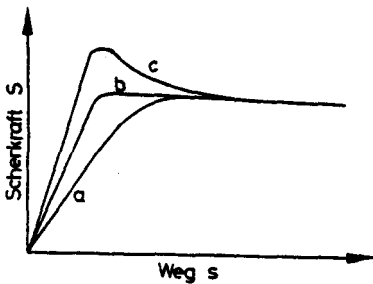


Abb. B.24:
Scherkraft-Diagramm,
a: unterverfestigte Probe
b: krit. verfestigte Probe
c: überverfestigte Probe

Hoffmann und Hesse / 33 / weisen darauf hin, daß die Fließorte nach Jenike ebene Abbildungen des allgemeinen Schüttgüter-Zustandsdiagramms von Roscoe et al. /107/ für bestimmte Porenziffern ϵ darstellen.

Die beim stationären Fließen im Trichter auftretenden Drücke gibt Jenike folgendermaßen an:

$$\sigma_r = \gamma \cdot r (1 + \sin \varphi_e \cdot \cos 2 \psi) \cdot s (\varphi_e, \theta, \psi) \quad (\text{B.72})$$

$$\sigma_\varphi = \gamma \cdot r (1 + \sin \varphi_e) \cdot s (\varphi_e, \theta, \psi) \quad (\text{B.73})$$

$$\sigma_\theta = \gamma \cdot r (1 - \sin \varphi_e \cdot \cos 2 \psi) \cdot s (\varphi_e, \theta, \psi) \quad (\text{B.74})$$

$$\tau_{r\theta} = \gamma \cdot r \cdot \sin \varphi_e \cdot \sin 2 \psi \cdot s (\varphi_e, \theta, \psi) \quad (\text{B.75})$$

Darin ist ψ der Neigungswinkel zwischen der größeren Hauptspannung σ_1 und dem Koordinatenstrahl r (Abb. B.25). Der Wert s ist wie S in den Gl. B.67 bis B.69 nicht explizit angebar. Jenike hat ihn für verschiedene φ_e -Werte aus zwei gekoppelten Differentialgleichungen durch numerische Integration in Abhängigkeit von θ und ψ ermittelt und in Diagrammen dargestellt.

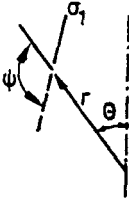


Abb. B.25: Definition von ψ

Auf eine umfassendere Darstellung der formelmäßig umfangreichen Theorie von Jenike wird verzichtet und auf Arbeiten von Schwedes /111/ und Wagner /117/ verwiesen. Nachfolgend soll nur ein von Jenike vorgegebener Weg zur Bestimmung der Switch-Last am Übergang einer aus Zylinder und Trichter bestehenden Zelle wiedergegeben werden (Abb. B.26):

Im Füllzustand ergibt sich an der Stelle z^* nach Janssen

$$P_{Vz^*}^o = \frac{\gamma \cdot d}{4 \cdot \lambda_o \cdot \text{tg} \delta} \left(1 - e^{-\frac{\lambda_o \cdot \text{tg} \delta \cdot 4}{d} \cdot z^*} \right) \quad (\text{B.76})$$

und integriert über den Siloquerschnitt die Last

$$P_{vz*}^o = \frac{\gamma \cdot \pi \cdot d^3}{16 \cdot \lambda_o \cdot \text{tg} \delta} \left(1 - e^{-\frac{\lambda_o \cdot \text{tg} \delta \cdot 4}{d} \cdot z^*} \right) \quad (\text{B.77})$$

Aus dem Fließfeld im Trichter ergibt sich an gleicher Stelle nach Jenike eine Gegenlast

$$P_{vz*}^u = q_2 \cdot \gamma \cdot d^3 \quad (\text{B.78})$$

mit

$$q_2 = 2\pi \left(\frac{\cot \theta_o}{2} \right)^3 \cdot \int_0^{\theta_o} \frac{\text{tg} \theta}{\cos^3 \theta} \{ 1 + \sin \varphi_e \cdot \cos 2(\theta + \varphi_e) \} d\theta \quad (\text{B.79})$$

wofür in / 38 / Diagramme für verschiedene φ_e -Werte und zwei Trichterformen (keilförmig und konisch) angegeben sind.

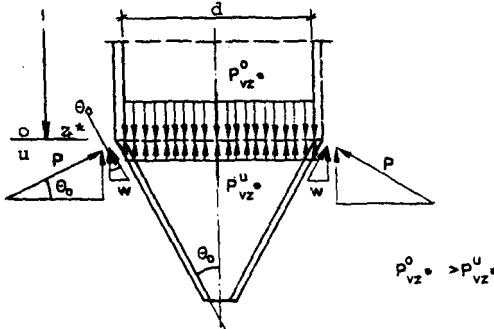


Abb. B.26:
Switchlast P am
Übergang Trichter/
Zylinder nach
Jenike

Die Differenz aus P_{vz*}^o und P_{vz*}^u wird durch die Vertikalkomponenten der konzentrierten Kräfte am Übergang vom Zylinder zum Trichter (P und W) aufgenommen. Nach Abb. B.26 gilt

$$P_{vz*}^o - P_{vz*}^u = U (P \cdot \sin \theta_o + W \cdot \cos \theta_o) \quad (\text{B.80})$$

und mit $U = \pi d$ und $W = P \cdot \operatorname{tg} \delta$ ergibt sich am Übergang die konzentrierte Switchlast

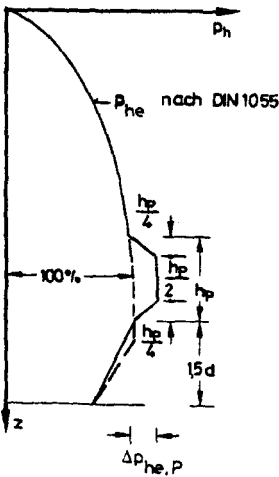
$$P = \frac{P_{vz}^o - P_{vz}^u}{\pi d (\sin \theta_o + \operatorname{tg} \delta \cos \theta_o)} \quad (B.81)$$

Die von Jenike erarbeiteten Ansätze zur Druckermittlung gelten voraussetzungsgemäß nur für Massenflußsilos. Es ist jedoch daraus zu folgern, daß Switch auch in Kernflußsilos auftritt. Dort ergeben sich naturgemäß aber weniger auffällige Auswirkungen, weil die konzentrierte Last am Übergang zwischen Ausgangszustand und Fließfeld durch das in Ruhe befindliche Schüttgut zwischen bewegtem Material und Silowand auf eine größere Fläche verteilt wird. Bei kombinierter Fließart, dem Kolbenfluß (vgl. Abb. B.14), ist dagegen insbesondere dort mit Switch zu rechnen, wo der sich im Schüttgut ausbildende Fließfeldtrichter auf die Wand trifft. Wagner /117/ hat dies durch Druckmessungen an schlanken Modellsilos mit flachem Boden bestätigt. Er stellt für körnige Schüttgüter Drucksteigerungen gegenüber dem Entleerungsdruck nach DIN 1055, Bl. 6, von maximal 40% bei zentrischem und 100% bei exzentrischem Entleeren fest. Da er weitgehend unabhängig von Lage und Form der Auslauföffnung bzw. -öffnungen die Lasterhöhung in einem Bereich zwischen $1,5 d$ und $3 d$ über dem Boden beobachtet, macht er den Vorschlag, die Drücke nach DIN 1055 für zentrisches Entleeren entsprechend Abb. B.27 anzuheben.

Jenike und Johanson / 43 / schlossen nach ihren Berechnungen maximale Drucksteigerungen auf das 45-fache des Fülldruckes an der Switch-Stelle für harte Schüttgüter nicht aus.

Der bedeutende Unterschied zwischen den Angaben von Jenike und Wagner erklärt sich zum einen sicher daraus, daß in die Berechnung nach / 43 / die Steifigkeit der Wand und somit die Möglichkeit der Lastverteilung nicht eingeht. Hinzu

kommt, daß sicher auch der Übergang zwischen stationärem Fließen und Ausgangszustand nicht örtlich fixiert auftritt, so daß hieraus eine weitere Zunahme der Lastverteilungshöhe erwartet werden darf. Es erscheint jedoch auch nicht ohne weiteres gesichert, daß die von Wagner gemessenen Werte auf der sicheren Seite liegen. Seine Untersuchungen erfolgten an einem Modellsilo mit quadratischem Querschnitt 70/70 cm, bestehend aus 50 cm hohen Elementen. Dabei waren jedoch nur mittlere Drücke je Element angebar, so daß im Ergebnis eine Verteilung der Switchlast auf eine Höhe von $\geq 5/7$ des Zellen- durchmessers angenommen wird. Die Wirklichkeitsnähe dieser Verteilungshöhe bei Großsilos aus Stahlbeton oder Spannbeton wäre zu prüfen.



- h_p : - bei quadrat. u. kreisf. Querschnitt: $3d$
- bei rechteckigem und zwickelförmigem Querschnitt: $4d$
- *: auf der Auslaufseite
- ++: bei Reis
- Auslaufseite 100%
- Gegenseite 55%

Auslauf- art									
$\Delta p_{he,P}$	15%	20%	35-40%	35-40%	20%	30%	20% ⁺	25% ⁺	25% ⁺⁺

Abb. B.27: Druckerhöhung infolge Switch nach Wagner /117/

Die Überlegungen von Jenike im Hinblick auf Dimensionierung von Auslaufbreite und Trichterform zur Sicherstellung von Massenfluß finden vielfach Anwendung. Nicht durchgesetzt hat sich jedoch bisher der von ihm vorgezeichnete Weg zur rechnerischen Ermittlung der Switchlast. Selbst im ACI Standard 313-77 (vgl. Abs. C.6), an dessen Erarbeitung Jenike mitwirkte, findet sich nur ein Hinweis auf Gefahren bei Massenfluß durch örtliche Lastspitzen; Aussagen im Hinblick auf Größenordnung oder Berechnungsmethoden werden nicht gemacht.

Beim Entleeren bestimmter Getreidearten sowie mit Schwebegas-Wärmetauscher hergestellter Zementklinker sind häufig stoßartige Erschütterungen der Zellen zu vermerken, die im Schrifttum als "Pumpen" oder "Schlagen" bezeichnet werden. Nach Franz / 19 / sowie Pieper et al. / 98 / ist die Ursache dieser dynamischen Beanspruchung im Einsturz sich immer wieder neu bildender Gewölbe zu suchen. Da ohne Schüttgutverfestigung Gewölbe nur über kleinere Spannweiten möglich sind, kommt Schlagen im wesentlichen in Zellen mit Kernfluß oder Kolbenfluß (vgl. Abb. B.14) vor. Franz / 19 / beziffert den dynamischen Lastanteil in Getreidesilos mit etwa 15% der mittleren (statischen) Beanspruchung. Nach / 98 / ist bei Schwebegasklinker je nach Abstand zwischen Entleerungsöffnung und Zellenwand ein Stoßanteil an der Gesamtlast zwischen 20 und 40% anzunehmen.

Neuere experimentelle Untersuchungen an Silos zielen überwiegend darauf ab, durch Gegenüberstellung des Fülldruckes mit dem Maximaldruck beim Entleeren Überdruckfaktoren zu gewinnen. Durch Beaufschlagung des rechnerisch zugänglichen Fülldruckes mit diesen Faktoren sollen auch Druckspitzen mit abgedeckt werden:

Pieper und Schütz / 92 / führten zu diesem Zweck umfangreiche Druckmessungen an einem Modellsilo durch, welches in seiner Konstruktionsart jenem von Pieper und Wenzel / 95 / (vgl. Abb. B.13) entspricht. Allerdings beträgt nunmehr die Gesamt-

höhe 6 m, die der Elemente 50 cm und der lichte Zellendurchmesser 69,1 cm. Damit ergibt sich eine Schlankheit $h/d = 8,7$ gegenüber ehemals ~ 5 . Das Modellsilo von Pieper und Schütz ist somit außergewöhnlich schlank und deckt in der Praxis auftretende Verhältnisse nach oben ab. Allerdings können an dem Silo wieder nur mittlere Drücke bestimmt werden; Ungleichmäßigkeiten in Umlaufrichtung lassen sich nicht und Lastspitzen nur integriert über die Elementhöhen erkennen.

Pieper und Schütz bestimmen zunächst aus Fülldruckmessungen für alle wesentlichen Schüttgüter die Parameter λ_f und μ_f , die über die Höhe des Modellsilos weitgehend konstant sind. Daraus leiten sie Kennwerte ab, mit denen der Ansatz nach Janssen die gemessenen Fülldrücke zufriedenstellend approximiert; sie sind für die verschiedenen Schüttgüter unterschiedlich.

Beim Entleeren ist ein exponentieller Verlauf entsprechend dem Janssen-Ansatz nicht mehr eindeutig zu erkennen; die Druckkurven zeigen bei einigen Schüttgütern ausgeprägte Lastspitzen. Beim Umlagern war zum Teil ein Wandern der Druckspitze vom oberen Silobereich nach unten zu erkennen. Daraus ist zu schließen, daß sich der von der Öffnung im horizontalen Modellsiloboden ausgehende, im Schüttgut verlaufende Trichter, an dessen Schnittstelle mit der Wand insbesondere mit Switch zu rechnen ist, mit zunehmender Umlagerungsdauer abflacht.

Die von Pieper und Schütz ergründeten Vergrößerungsfaktoren sollen in die Neufassung der deutschen Silonorm aufgenommen werden (vgl. Abschnitt C.4). Bei zentrischem Entleeren zeigen sich danach gegenüber dem rechnerischen Fülldruck schüttgutabhängig Erhöhungen von 20 - 70%.

Auch experimentelle Untersuchungen im Ausland, z.B. von Kaminski / 46 / oder Ravenet /104/, sind darauf ausgerichtet, den Entleerungsdruck durch Vergrößerungsfaktoren aus

dem rechnerisch bestimmbaren Fülldruck zu gewinnen.

Neue Wege zur analytischen Bestimmung des Schüttgutdruckes gehen Eibl, Landahl, Häußler und Gladen / 16 / durch Einsatz der FEM-Methode. Notwendige Voraussetzung sind leistungsfähige Stoffgesetze für die verschiedenen Schüttgüter, die den Ruhezustand und den Bewegungszustand wirklichkeitsnah erfassen. Hieran mangelt es noch; bisher wurden mit einem Stoffgesetz für den Ruhezustand für kohäsionslosen Sand die Drücke im Ruhezustand und im Zustand beginnenden Ausfließens berechnet. Die Ergebnisse lassen erkennen, daß mittels numerischer Verfahren weitere Erkenntnisse über die Drücke bzw. Druckverteilung auf Silowände zu gewinnen sind.

Schließlich sind noch die Arbeiten von Horne und Nedderman / 35 / sowie Wilms /119/ zu erwähnen, in denen die Druckermittlung in Silos für Sonderfälle mit Hilfe der Charakteristiken-Methode dargestellt wird.

B.3 Sonderkonstruktionen

B.3.1 Allgemeines

In Abschnitt B.2 wurden u.a. die notwendigen geometrischen und physikalischen Voraussetzungen zur Realisierung von Massenfluß aufgezeigt. Während die Verwirklichung einer Mindestöffnungsweite des Schiebers zur Vermeidung von Gewölben über dem Auslauf i.a. weniger Probleme bereitet, stellen die notwendigermaßen äußerst steilen Trichter von 75° und mehr insbesondere bei Zellen mit großem Durchmesser nicht nur ausführungstechnisch, sondern auch im Hinblick auf die vergleichsweise schlechte Raumausnutzung und die größeren Herstellungskosten eine unbefriedigende Lösung dar. Somit lag nahe, den erwünschten Massenfluß bzw. eine gleichmäßige Abwärtsbewegung der Schüttgutsäule auf andere Weise, z.B. durch flache aber besonders günstig geformte

Trichterkonstruktionen, durch Verwendung von Einbauteilen, mehrerer Auslauföffnungen oder mit Hilfe von Austragorganen zu realisieren.

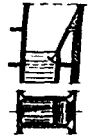
Heute ist eine Vielzahl unterschiedlicher Auslaufkonstruktionen mit z.T. guten Erfolgen in Gebrauch und die Entwicklung auf diesem Gebiet ist sicherlich keineswegs abgeschlossen. Seitens der Verfahrenstechniker steht dabei naturgemäß zunächst die Erzielung eines befriedigenden Fließverhaltens im Vordergrund. Die Auswirkungen der baulichen Maßnahmen auf die entstehenden Schüttgutdrücke sind für sie von untergeordneter Bedeutung, d.h. sie erwarten, daß eine hinreichend dimensionierte Zelle seitens der konstruierenden Ingenieure zur Verfügung gestellt werden kann.

Da bereits die Bestimmung wirklichkeitsnaher Schüttgutdrücke und Druckverteilungen in solchen Fällen auf Schwierigkeiten stößt, wo Zellenachse und Schwerlinie des bewegten Schüttgutes zusammenfallen, gilt dies um so mehr für Zellen, wo das Fließverhalten verbessernde Einbauteile oder besonders geartete Trichterkonstruktionen mit z.T. mehreren ungleichmäßig wirkenden Abzugsstellen die genannte Übereinstimmung stören.

Die vorliegenden Meßergebnisse an Modellsilos und auch an Großsilos lassen erkennen, daß exzentrische Bewegungen des Schüttgutes im Silo örtliche Druckerhöhungen und -minderungen zur Folge haben. Ihre Nichtberücksichtigung bei der statischen Berechnung von Silos wird in vielen Schadensfällen als maßgebliche Ursache angesehen.

B.3.2 Exzentrisch wirkende Auslaufkonstruktionen

Abb. B.28 zeigt Skizzen einiger Auslaufkonstruktionen /113/; sie sollen im wesentlichen durch Veränderung des Siloquerschnittes über den Ausläufen eine Auflockerung des Schütt-



a) Auslaufrichter mit 3 Schrägen



b) Auslaufrichter mit 2 Schrägen



c) Auslaufrichter mit 1 Schräge



d) Hyperbolischer Trichterauslauf



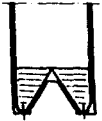
e) Trichterauslauf mit versetzten Schräglflächen



f) Trichterauslauf mit unterschrittenem Profil



g) Rundzelle mit Kuppelförmiger Bodenplatte



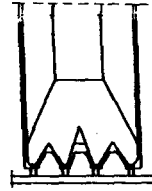
h) Quadratische Zelle mit Kreuzsattel



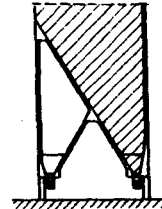
i) Zellauslauf mit Kreuzsattel



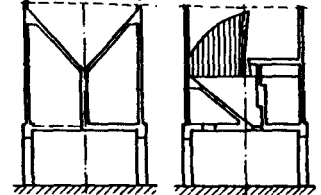
j) Auslauf mit Satteldach und 6 Entnahmestellen



k) Ausläufe in Großraumzellen mit unsymmetrischer Ausbildung der Zellenrichter



l) Kreuzbodenzelle



m) Flügelzellauslauf in einer Rundzelle

Abb. B. 28:

Auslaufkonstruktionen

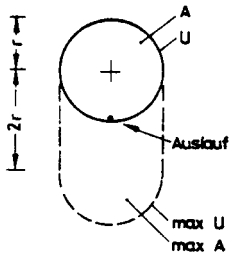
gutes und damit ein gleichmäßiges Abfließen fördern. Besonders günstig sind Ausläufe ohne oder mit nur wenigen einspringenden Ecken, da sich in letzteren schwerfließende kohäsive Güter festsetzen und den Abflußquerschnitt einengende Säulen bilden. In jedem Fall ist es ratsam, Ecken zumindest auszurunden.

Die Erforschung der Auswirkung solcher Auslaufkonstruktionen auf die Größe der Schüttgutdrücke im Silo bzw. die Druckverteilung ist noch nicht so weit gediehen, daß allgemein gültige Angaben gemacht werden könnten.

M. und A. Reimbert /106/ stellten zu Beginn der 60er Jahre fest, daß sich das exzentrische Entleeren vollständig der Berechnung entzieht. Sie weisen auf die Ergebnisse von Druckmessungen hin, nach denen sich bei exzentrischem Abzug der Druck auf der Auslaufseite im Vergleich zum zentrischen Entleeren vermindert und auf der gegenüberliegenden wie den angrenzenden Seiten z.T. verdoppelt. Aus dieser Druckumlagerung ergibt sich ihrer Ansicht nach bei Silozellen mit Kreisquerschnitt eine für die Tragsicherheit nachteilige Ovalverformung. Sie raten deswegen zum Einsatz von Entlastungssäulen (vgl. Abb. B.8). Damit wird das Problem des Druckanstiegs zwar gelöst aber nicht die erwünschte Abflußart erreicht; Entlastungssäulen bewirken bekanntlich Kernfluß.

Auch Pieper und Wenzel / 94 / leiten zu Beginn der 60er Jahre aus dem Schrifttum ab, daß durch exzentrischen Abzug auf der Auslaufseite Druckminderungen und auf der gegenüberliegenden Seite Druckerhöhungen auftreten. Sie erwarten eine näherungsweise antimetrische Veränderung des Druckes gegenüber zentrischem Entleeren und machen einen Vorschlag zur analytischen Bestimmung dieser Druckänderung. Das Gleichgewicht wird durch Schubspannungen zwischen Silowand und Schüttgut sichergestellt, so daß weder eine Auswirkung in Vertikalrichtung noch - bei zylindrischen Zellen - mit Biegemomenten

zu rechnen ist. Anstelle der Fläche A und des Umfanges U des Silos werden bei der Druckermittlung ideale Größen A_i und U_i nach Abb. B.29 zugrunde gelegt. Bei maximal möglicher Auslaufexzentrizität ergeben sich für zylindrische Zellen Drucksteigerungen von 39% und für Zellen mit quadratischem Querschnitt von 33 - 50%. Dieser Ansatz zur Druckermittlung hat schließlich auch in DIN 1055, Bl. 6, Eingang gefunden (vergl. Abb. C.3).

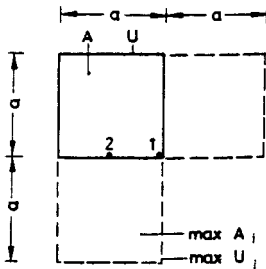


a) kreisförmiger Querschnitt

$$r_h = \frac{A}{U} = \frac{r}{2}$$

$$\max r_h = \frac{\max A_i}{\max U_i} = \frac{\pi \cdot r^2 \cdot 2r \cdot 2r}{2\pi r \cdot 4r} = 0,694 r$$

$$\eta = \frac{\max r_h}{r_h} = 1,39$$



b) quadratischer Querschnitt

$$r_h = \frac{A}{U} = \frac{a}{4}$$

$$\max r_h^1 = \frac{3a^2}{8a} = 0,375 a$$

$$\eta^1 = 1,50$$

$$\max r_h^2 = \frac{2a^2}{6a} = 0,333 a$$

$$\eta^2 = 1,33$$

Abb. B.29: Drucksteigerung bei exzentrischem Entleeren nach Pieper und Wenzel / 94 /

Bei Druckmessungen an einer 65 m hohen, mit Gerste gefüllten Zelle finden Pieper, Mittelmann und Wenzel / 96 / die Normvorgaben qualitativ bestätigt. Durch Versagen einer Meßdosendichtung ergab sich unbeabsichtigt ein extrem exzentrischer

Schüttgutabzug mit deutlichen Druckminderungen auf der Auslaufseite. Hieraus schlossen sie auf entsprechende Druckerhöhungen an der gegenüberliegenden Wand.

Durch Druckmessungen an einem Modellsilo mit quadratischem Querschnitt (70/70 cm) und einer Höhe von 5 m hat Pieper / 87 / die Auswirkungen exzentrischen Entleerens später genauer erforscht. Beim Abzug von Quarzsand beobachtet er auf der Auslaufseite über dem Auslauf zunächst eine Zone geringeren Druckes als beim Füllen. Nach oben nimmt der Druck jedoch zu und geht in eine Zone starken Überdruckes über (Abb. B.30). Dabei ist auffällig, daß sich anders als nach Abb. B.29 bei halber Auslaufexzentrizität eine größere Drucksteigerung ergibt als bei maximaler Exzentrizität.

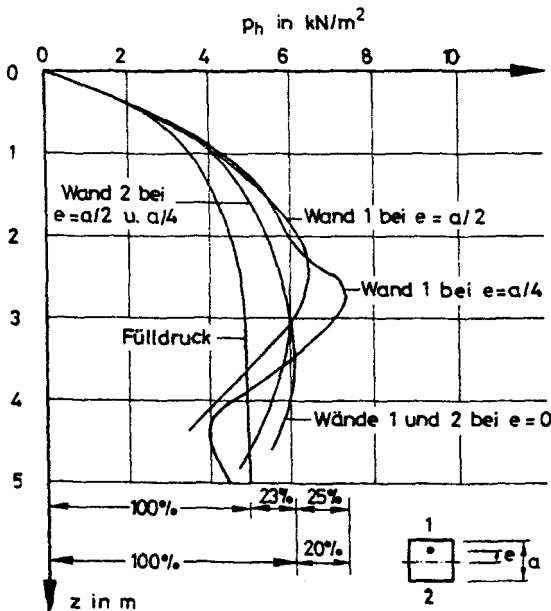


Abb. B.30: Horizontaldruck von Quarzsand bei exzentrischem Entleeren nach Pieper / 87 /

Bei Abzug durch einen an der Wand gelegenen Bodenschlitz (Abb. B.31) entsteht die größte Drucksteigerung gegenüber zentrischem Entleeren. Sie beträgt ca. 33% und kann dementsprechend durch die Annahmen in Abb. B.29 abgedeckt werden. Die Lage des Bereiches mit erhöhtem Druck ist von der Füllgeschwindigkeit abhängig.

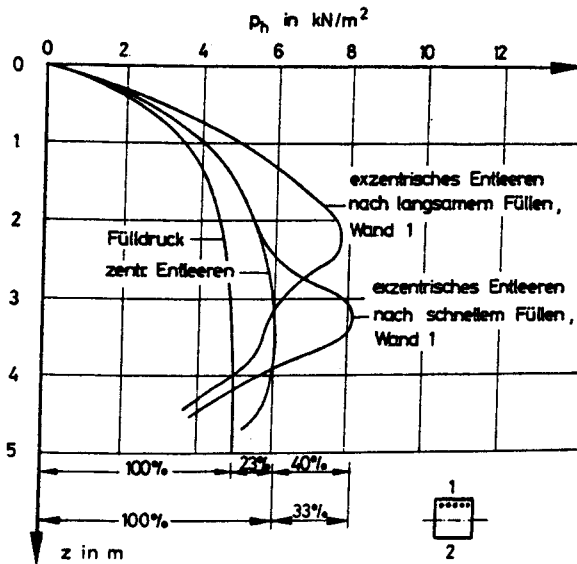


Abb. B.31: Horizontaldruck von Quarzsand bei exzentrischem Entleeren und unterschiedlichen Füllgeschwindigkeiten nach / 87 /

Auf der dem Auslauf gegenüberliegenden Seite war für Quarzsand keine Druckerhöhung gegenüber zentrischem Entleeren zu erkennen. Für Weizen zeigte sich auch dort ein Druckanstieg, jedoch etwas geringer als auf der Auslaufseite; das Maximum dieses Druckanstieges lag dem Auslauf näher als jenes auf der Auslaufseite (Abb. B.32).

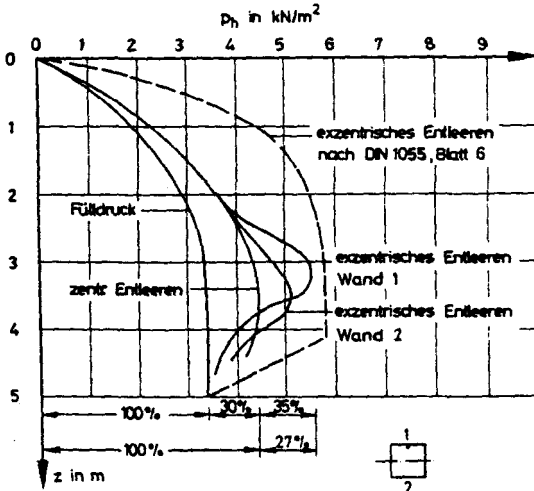


Abb. B.32: Horizontaldruck von Weizen bei exzentrischem Entleeren nach / 87 /

Weitere experimentelle Untersuchungen des Einflusses exzentrischen Entleerens auf die Drücke im Silo, z.B. von Ravenet /103/ oder Kaminski / 45 / bestätigen die Ergebnisse von Pieper und Wagner nur zum Teil:

Ravenet mißt mit Dehnungsmeßstreifen die Mikroverformungen der Wände eines Modellsilos aus Plexiglas beim Füllen und beim exzentrischen Entleeren. Aus der Gegenüberstellung der Meßwerte leitet er örtliche Drucksteigerungen von bis zu 95% beim Entleeren gegenüber dem Füllzustand ab. Anders als Pieper beobachtet Ravenet einen stärkeren Druckanstieg auf der vom Auslauf weiter entfernten Wand. Dagegen liegt auch nach seinen Untersuchungen diese Druckspitze dem Auslauf näher als jene auf der Auslaufseite (Abb. B.33).

Kaminski mißt den Horizontaldruck in einem Modellsilo aus Stahlbeton mittels selbst konstruierter elektromechanischer Fühler. Er gibt für exzentrisches Entleeren um 260% über dem Fülldruck liegende Werte an.

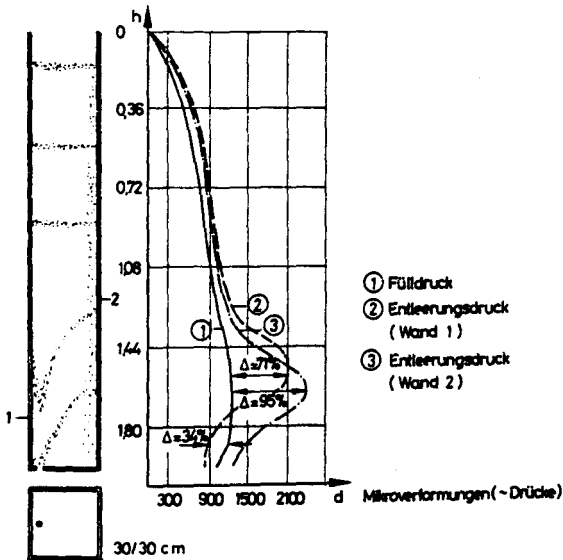


Abb. B.33: Drucksteigerungen infolge exzentrischen Entleerens nach Ravenet /103/

Die Abweichungen der Ergebnisse hängen sicher mit den verschiedenen Modellsilokonstruktionen und Meßverfahren zusammen. Askegaard, Bergholdt und Nielsen / 4 / haben experimentell bestätigt, daß bereits kleine Unregelmäßigkeiten der Silowand, wie sie auch geringfügig vorstehende Druckmeßdosen darstellen, zu einer beträchtlichen lokalen Änderung des Druckes hauptsächlich beim Entleeren führen können.

Eine Erklärung der beobachteten Druckänderungen durch exzentrisches Entleeren liefert Jenike / 40 /. Er führt sie auf die besondere Art der Schüttgutbewegung zurück:

Ausgehend von der Entleerungsöffnung bildet sich nach Öffnen des Schiebers innerhalb des Schüttgutes ein Trichter aus, in dem sich das Schüttgut bewegt; außerhalb dieses Trichters verbleibt es im Zustand der Ruhe. Nach Janssen besteht ein

unmittelbarer Zusammenhang zwischen Horizontaldruck und dem Quotienten aus Siloquerschnittsfläche A und Umfang U:

$$\max p_h = \frac{\gamma \cdot A}{\mu \cdot U} . \quad (\text{B.82})$$

Für den Trichterbereich gelten entsprechend die Beziehungen A/U im Trichter, d.h. der Quotient A/U nimmt ausgehend vom Wert ~ 0 an der Trichterspitze nach oben zu und erreicht den Wert für die Zelle erst in einiger Höhe.

Wegen der i.a. geringeren Größe des Wandreibungswinkels δ im Vergleich zum inneren Reibungswinkel φ_e hat der "Trichter" eine besondere Tendenz sich zur Silowand hin auszubreiten und erreicht naturgemäß zunächst die dem Auslauf nahegelegene Wandung. Dort ergibt sich daraufhin die in Versuchen beobachtete Druckminderung gegenüber dem eingangs herrschenden Fülldruck-Zustand. Dabei geht gleichzeitig die Rotationssymmetrie des Horizontaldruckes auf die Wand verloren; sofern sie keine ausreichende Biegesteifigkeit aufweist, können sich nicht unerhebliche Wandverformungen nach innen ergeben.

Mit zunehmender Ausdehnung des "Trichters" erhöht sich mit A/U auch der Horizontaldruck auf die Trichterwandung. Wo der "Trichter" die dem Auslauf gegenüberliegende Silowand erreicht, ergibt sich einerseits ein Druckanstieg durch den Übergang von innerer Reibung auf den i.a. geringeren Wandreibungsbeiwert. Zusätzlich ist an dieser Stelle, wo das radiale Druckfeld des "Trichters" auf das Druckfeld des Ausgangszustandes trifft, mit einer Druckspitze (Switch) zu rechnen.

Hieran anknüpfend lassen sich die unterschiedlichen Beobachtungen von Pieper und Ravenet folgendermaßen erklären:

Eine exzentrisch angeordnete Abzugsöffnung in einem Silo mit flachem Boden bedingt eine Neigung der Achse des trichterförmigen radialen Druckfeldes und damit einen Versatz zwischen den Druckerhöhungen aus Switch auf der Auslaufseite und der gegenüberliegenden Seite (Abb. B.34-a). Der Umstand, daß in diesem Bereich auch die Umlenkung der Bewegungsrichtung des Schüttgutes in den Trichter hinein erfolgt, bedingt zunächst auf der vom Auslauf weiter entfernten Seite eine etwas größere Verteilungshöhe und somit geringere Drücke. Hinzu kommt auf dieser Seite jedoch eine Belastung aus der Umlenkkraft, welche durch die Abweichung der Kraftresultierenden aus den Vertikalspannungen am unteren Rande des aktiv-plastischen Druckfeldes im Zylinder von jener aus den Spannungen am oberen Rande des radialen Fließfeldes (Abb. B.34-c) entsteht. Insgesamt können sich hieraus - abhängig von Schüttgutart und Auslaufexzentrizität - sowohl größere als auch kleinere Drücke auf der dem Auslauf gegenüberliegenden Seite im Vergleich zur Auslaufseite ergeben, was den diesbezüglich festgestellten Unterschied in den Meßergebnissen von Pieper und Ravenet erklären könnte.

Schließlich kann das Fehlen einer Druckerhöhung auf der dem Auslauf gegenüberliegenden Seite beim Schüttgut Quarzsand (nach Pieper) u.U. darauf zurückzuführen sein, daß das trichterförmige Fließfeld diese Wand schüttgutbedingt erst im oberen Silobereich erreicht, wodurch sich für die Switchlast eine besonders große Verteilungshöhe und insofern keine meßbare Druckerhöhung an der Silowand ergibt (Abb. B.34-b).

Safarian /110/ leitet aus den im Schrifttum zu findenden z.T. gegensätzlichen Beobachtungen die Empfehlung ab, den Druckanstieg bei exzentrisch entleerten prismatischen Zellen auf Auslaufseite und gegenüberliegender Seite in gleicher Weise sowie bei zylindrischen Zellen einen konstanten Lastzuwachs am gesamten Zellenumfang anzunehmen. Bei der Errechnung der Druckerhöhung geht er im Prinzip den gleichen Weg

wie DIN 1055, allerdings bestimmt er den Ausgangswert, d.h. den Horizontaldruck bei zentrischem Entleeren, durch Multiplikation des Fülldruckes mit einem Faktor C_d (vgl. Abschnitt C.6).

Von Safarian wird aber auch darauf hingewiesen, daß die Annahme eines konstanten Maximaldruckes auf dem gesamten Zellenumfang bei vergleichsweise biegeweichen Zellenwänden nicht immer auf der sicheren Seite liegt. In vielen Fällen sei es notwendig, auch den Auswirkungen örtlicher Druckänderungen nachzugehen.

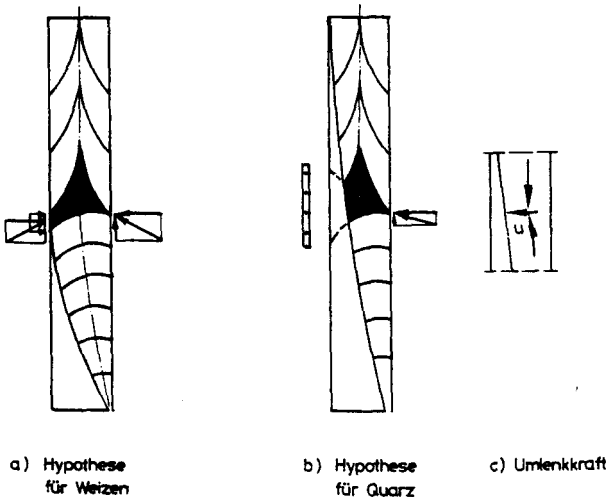


Abb. B.34.: Hypothesen zur Ursache des unterschiedlichen Druckanstiegs bei exzentrischem Entleeren von Quarzsand und Weizen

Kaminski / 46 / leitet aus seinen Versuchen die in Abb. B.35 angegebene Druckverteilung in Ringrichtung bei exzentrischem Schüttgutabzug ab. An der Wand, wo die Abzugsöffnung liegt, ergibt sich eine örtliche Druckminderung, an welche sich seitlich Bereiche erhöhten Druckes anschließen.

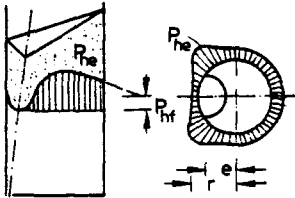


Abb. B.35:
 Horizontaldruckverteilung
 bei exzentrischem Entleeren
 nach Kaminski / 46 /

a) Längsschnitt b) Querschnitt

Auch Pieper und Stamou / 93 / bzw. Pieper, Schütz und Wolf / 97 / sind im Zusammenhang mit der Erforschung der Drücke in niedrigen Silos der Frage nach der Druckverteilung am Siloumfang bei exzentrischem Entleeren nachgegangen:

Das zylindrische Modellsilo mit flachem Boden, einer Höhe von 2,0 m und einem lichten Durchmesser von 1,02 m besteht aus 10 mm dickem Stahlblech. In die Wandung sind Meßplatten mit den Abmessungen 20/20 cm integriert, deren Oberflächenkrümmung mit der der Silowand übereinstimmt. Der seitliche Meßstellenabstand beträgt in der Vertikalen 22 cm, in Ringrichtung grenzen die Platten z.T. unmittelbar aneinander.

Da die in 30°-Segmenten wirkenden Horizontaldrücke integriert gemessen wurden, war nur eine vergleichsweise grobe Abschätzung des Druckverlaufs in Ringrichtung möglich. Ein mathematischer Zusammenhang der Form

$$p_{he}(\varphi) = p_{he}^0 \cdot f(\varphi) \tag{B.83}$$

konnte demzufolge nicht angegeben werden. Die Meßergebnisse lassen jedoch wie die von Kaminski einen Druckabfall am Auslauf und beidseitig angrenzende Druckspitzen erkennen, deren Ursache sicher in inneren Druckgewölben zu suchen ist, die sich um den Fließtrichter mit geringem Innendruck zur Sicherstellung des Gleichgewichts der in Ruhe befindlichen Masse bilden. Eine Druckverteilung entsprechend Abb. 3.35 wird sich

demzufolge nur bei exzentrischem Entleeren von Zellen ergeben, in denen sich trichterförmige Zonen bewegten Schüttgutes bilden, während das Gut außerhalb der Trichter im Zustand der Ruhe verbleibt.

B.3.3 Einbauteile

Wie die vorstehend erörterten Auslaufkonstruktionen dienen Einbauteile in der Regel der Verbesserung des Ausfließverhaltens insbesondere kohäsiver Schüttgüter durch gezielte Auflockerung über einer oder mehreren Abzugsöffnungen. Besondere Erwähnung verdienen in diesem Zusammenhang der Muldenauslauf der Fa. Bühler sowie die Entlastungsbalken der Firmen Miag und Industriebau Nord (IBN).

Daneben können Einbauteile auch für besondere Abzugsverfahren notwendig sein. Hierzu gehören z.B. die Entspannungskammer bei pneumatischem Abzug von Zement (Fa. Claudius Peters) ebenso wie die bei Entnahmestellen in der Silowandung i.a. angeordneten Konsolen. Letztere ragen mit U-förmigem Querschnitt und zur Auslauföffnung geneigt ins Zelleninnere und führen das Schüttgut der Entnahmestelle zu, wo es z.B. in Container-Fahrzeuge weitergeleitet wird.

Abb. B.36 zeigt Skizzen der genannten Firmenentwicklungen.

Bei Einbauteilen stellt sich neben der Frage nach der Größe durch sie bedingter Druckänderungen oder -umlagerungen im Silo auch die Frage nach der Größe der Belastung der Einbauteile selbst. Durch die vergleichsweise höhere Steifigkeit der Einbauteile wird auch Schüttgut, welches nicht vertikal darüber ansteht, durch innere Reibung auf das Einbauteil abgelastet. Schließlich können durch die Einengung des Siloquerschnittes in Höhe des Einbauteiles Schüttgutbrücken entstehen, die Silowand und Einbauteil ungünstig beanspruchen.

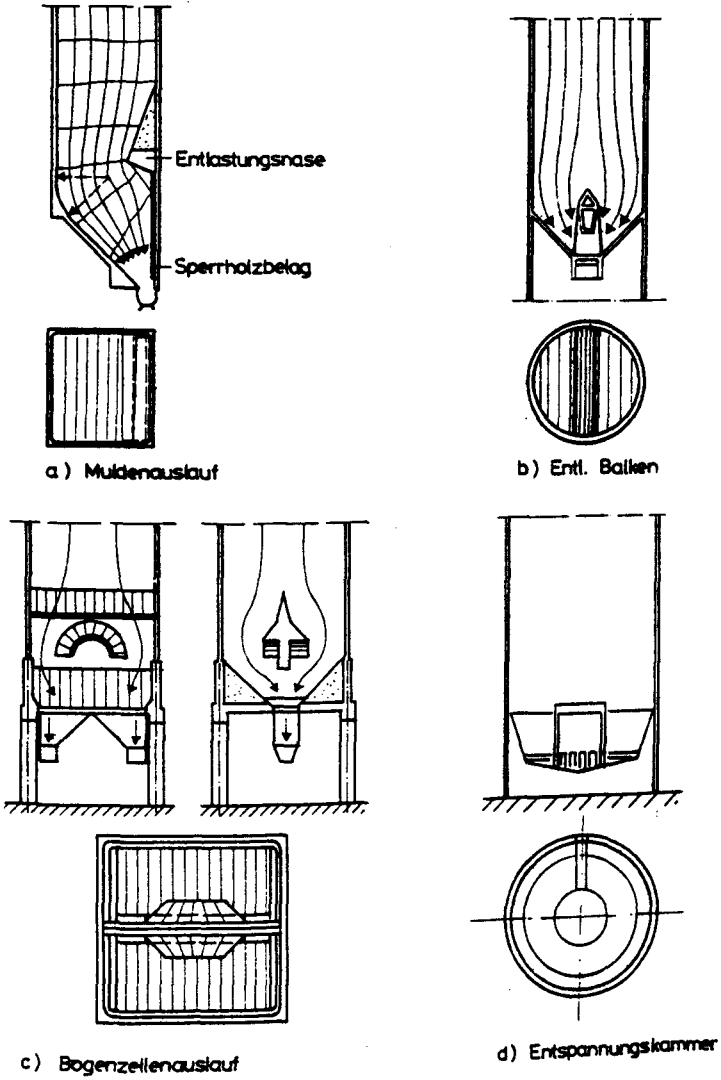


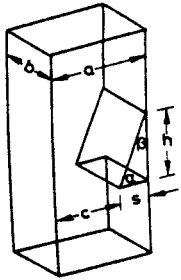
Abb. B.36: Silos mit Einbauteilen

Versuche einer rechnerischen Lösung des Problems, z.B. von Paduart / 83/, zielten i.a. auf die Bestimmung der Auflagedrücke im Schüttgut entstehender Gewölbe ab. Nothdurft / 80/ ermittelt den Druckanstieg im Bereich der Querschnitt-einengung, indem er einen Übergang vom aktiv-plastischen in den passiv-plastischen Zustand unterstellt, was den Überlegungen von Nanninga (vgl. S.26) entspricht. Allgemein gültige geschlossene Lösungen sind nicht bekannt.

Somit ist man bei der Festlegung von Lastannahmen für die Berechnung von Einbauteilen stets auf die Heranziehung experimenteller Forschungsergebnisse an Silos mit Querschnitt-einengungen bzw. daraus abgeleiteter oder ableitbarer analytischer Wege angewiesen.

Theimer /114/ berichtet über Druckmessungen an einem Meßsilo mit Muldenauslauf in Japan. Es handelt sich um die Zelle einer Großsiloanlage. Die Untersuchungen wurden in Angriff genommen, nachdem sich an einzelnen Zellen bereits Schäden gezeigt hatten. Theimer stellt heraus, daß die Tatsache hoher Drucksteigerungen beim Entleeren und Umlagern in Zellen dieser Bauart zur Zeit der Patentierung und noch Jahre danach nicht bekannt war. Dies hat auch in vielen anderen Ländern Schäden zur Folge gehabt.

Die "japanischen Messungen", die wegen der Anordnung der Druckmeßdosen auf der Zellenwand mit gewissen Vorbehalten zu betrachten sind, zeigten besonders hohe Drucksteigerungen auf der einengenden Nase, aber auch auf der Wand zwischen Nasenunterkante und Wand. In /115/ macht Theimer einen Vorschlag im Hinblick auf zu treffende Lastannahmen, indem er die Gewölbeberechnung von Paduart und aus den Messungen in Japan abgeleitete Erkenntnisse kombiniert (Abb. B.37). Dabei empfiehlt er die Verwendung von DIN 1055, Bl. 6, abweichender Kennwerte γ , ψ und δ für Mehl und benutzt darüber hinaus für die Druckermittlung oberhalb der Nase einen von DIN 1055, Bl. 6, abweichenden Druckansatz.



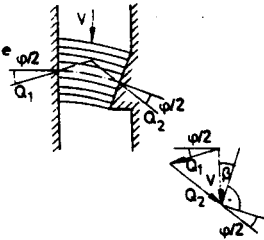
a) Geometrie des Auslaufs

$$V = K_1 \cdot K_2 \cdot W$$

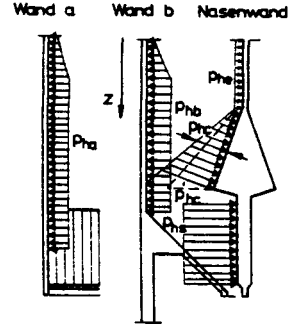
W = Gewicht der Schüttgutsäule

$$K_1 = 1 + \operatorname{tg} \varphi/2$$

$$K_2 = \frac{1 - (c/a)^3}{1 + 0,2(c/b)^3}$$



b) Gewölbekonstruktion und Kraftzerlegung



c) Schüttgutdruck im Nasenbereich

Kennwerte von Mehl	Theimer	DIN 1055
γ in kN/m^3	7	7
φ	45°	30°
δ	30°	$22,5^\circ$

Es gilt :

$$\max P_{he}(z = \infty) = \frac{3\gamma \cdot a}{8\mu}$$

$$P_{hez} = \max P_{he} \cdot z \cdot \frac{4a + z}{(2a + z)^2}$$

$$P_{hb} = \frac{Q_1 \cdot \cos \varphi/2 \cdot \cos \beta}{h \cdot b}$$

$$P_{ha} = \frac{K_2 \cdot W}{a \cdot b}$$

$$P_{hc} = \frac{Q_2 \cdot \cos \varphi/2 \cdot \cos \beta}{h \cdot b}$$

$$P_{hs} = 2,1 \cdot P_{hb}$$

Abb. B.37: Vorschlag zur Berechnung von Mehlsilos mit Muldenauslauf nach Theimer /115/

Nothdurft / 80 / hat die Auswirkungen von Einbauteilen auf die Drücke in Silozellen durch eigene experimentelle Forschung an einem 6 m hohen Modellsilo mit quadratischem Querschnitt (70/70 cm) erforscht:

Beim Muldenauslauf zeigte sich wie bei den Messungen in Japan ein erheblicher Druckanstieg im Bereich der Querschnittseinengung und zwar besonders auf der Nase selbst. Nothdurft führt dies wie Theimer auf innere Gewölbe zurück und erklärt den vergleichsweise geringeren Druck auf der dem Auslauf gegenüberliegenden Seite durch eine größere Verteilungshöhe für den Gewölbeschub. Unterhalb der Nase beobachtet Nothdurft gegenüber den japanischen Messungen einen deutlich kleineren Druckanstieg.

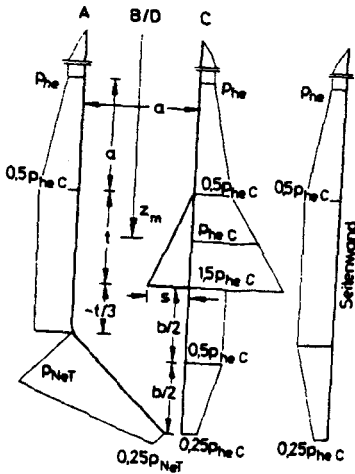
Auf seine eigenen sowie fremde Versuchsergebnisse aufbauend, macht Nothdurft den in Abb. B.38 wiedergegebenen Vorschlag für die Ermittlung des maßgebenden Druckes bei Zellen mit Muldenauslauf. Dabei umgeht er eine Gewölbeberechnung nach Theimer indem er, ausgehend vom Janssen-Ansatz für den Vertikaldruck bei aktiv-plastischen Druckverhältnissen

$$p_{ve,m} = \frac{\gamma \cdot A}{\lambda_e \cdot \mu_e \cdot U} \quad (\text{B.84})$$

in Nasenmitte, den zugehörigen Horizontaldruck durch Multiplikation mit dem passiven Rankineschen Grenzspannungsverhältnis

$$\lambda_p = \text{tg}^2 (45 + \varphi / 2) \quad (\text{B.85})$$

gewinnt. Den Umstand, daß naturgemäß kein sprunghafter Übergang von λ_e auf λ_p erfolgt, berücksichtigt er durch Festlegung an die Versuchsergebnisse angepaßter linearer Übergangsbereiche.



$$P_{he} = \lambda_e \cdot p_{ve} = \frac{\gamma \cdot A}{\mu_e \cdot U}$$

$$P_{hec} = \lambda_p \cdot p_{vem} = \frac{\lambda \cdot \gamma \cdot A}{\lambda_e \cdot \mu_e \cdot U}$$

$$\text{mit } \lambda_p \leq \text{tg}^2(45^\circ + \varphi/2)$$

sowie γ , λ_e und μ_e

nach Pieper /90/

$$P_{NeT} = \frac{0,6}{c} \cdot (p_{vem} + 0,5 \cdot p_{hec})$$

in Anlehnung an Motzkus
/72/ und Pieper/90/

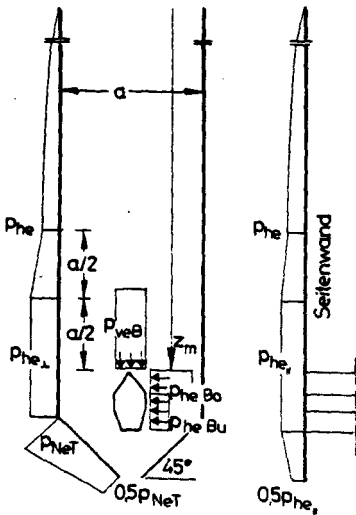
Abb. B.38: Berechnung von Silos mit Muldenauslauf nach Nothdurft /80/

Die Außerachtlassung der Änderung von A und U im Bereich der Querschnittseinengung sowie die Verwendung unterschiedlicher Horizontaldruckbeiwerte zur Ermittlung von Vertikaldruck und Horizontaldruck verdeutlichen den empirischen Charakter des Berechnungsvorschlages.

Die Auswirkungen eines Entlastungsbalkens auf die Druckverhältnisse im Silo ergründet Nothdurft am gleichen, entsprechend umgebauten Modellsilo. Er kommt zu dem Ergebnis, daß - anders als beim Muldenauslauf - im Bereich des Entlastungsbalkens entweder ein aktiv-plastischer oder ein elastischer Druckzustand vorliegt. Allerdings hat sich bei Voruntersuchungen gezeigt, daß geringe Unterschiede zwischen den Durchflußquerschnitten beidseitig des Entlastungsbalkens zu exzentrischem Ablauf und annähernd passiv-plastischen Druckverhältnissen führen können. Das System ist diesbezüglich nicht unempfindlich.

In seinem "Vorschlag für die Bemessungslasten" (Abb. B.39) berücksichtigt Nothdurft diese praktischen Erfahrungen jedoch nicht und geht von stets zentrischer Balkenlage und planmäßiger Zellenform aus, vermutlich weil der am Idealfall orientierte Druckansatz die an einem entsprechend konstruierten Großsilo gewonnenen maximalen Meßwerte abdeckt.

Wie beim Muldenauslauf wird zunächst der Vertikaldruck $p_{ve,m}$ mittels Janssen-Ansatz und Parametern für γ , μ_e und λ_e nach Pieper / 90 / ermittelt. Da die Messungen im Bereich des Balkens einen Horizontaldruckbeiwert $\lambda_{eE} \leq 1$ beim Entleeren zeigten, ergibt sich dort eine Übereinstimmung von Vertikal- und Horizontaldruck. Wieder werden Übergangsbereiche festgelegt, die eine stetige Änderung von λ_e auf λ_{eE} zum Ausdruck bringen.



$$p_{veB} = 3 \cdot p_{vem}$$

$$p_{heBo} = 1,5 \cdot \lambda_{eE} \cdot p_{vem}$$

$$p_{heBu} = 0,6 \cdot \lambda_{eE} \cdot p_{vem}$$

$$p_{heI} = \lambda_{eE} \cdot p_{ve} = \frac{\lambda_{eE} \cdot \gamma \cdot A}{\mu_e \cdot U}$$

$$p_{heII} = 0,8 \cdot p_{heI}$$

mit $\lambda_{eE} \leq 1$ sowie γ ,
 λ_e und μ_e nach Pieper
 / 90 /

$$p_{NeT} = \frac{0,6}{c} \cdot (p_{vem} + 0,5 \cdot p_{heC})$$

in Anlehnung an Motzkus
 / 72 / und Pieper / 90 /

Abb. B.39: Berechnung von Silos mit Entlastungsbalken nach Nothdurft / 80 /

Es fällt auf, daß Nothdurft in seinen Empfehlungen sowohl für den Muldenauslauf als auch für den Auslauf mit Entlastungsbalken eine Veränderung der Drücke gegenüber Zellen ohne diese Konstruktionselemente nur bis zu einer Höhe a = Zelldurchmesser oberhalb derselben angibt. Im darüber gelegenen Bereich kann nach seiner Ansicht ein Horizontaldruck wie bei zentrischem Entleeren (nach Pieper) angenommen werden.

Aus seinen Meßergebnissen ist dies nicht so eindeutig abzuleiten. Zumindestens ist oberhalb von a noch keine Übereinstimmung des Druckes auf der Auslaufseite und der gegenüberliegenden Seite feststellbar.

Die Anwendung des empirischen Verfahrens von Nothdurft bereitet im übrigen gewisse Schwierigkeiten, weil er Schüttgutkennwerte aus einer unveröffentlichten Studie / 90 / heranzieht. Der Vollständigkeit halber sind die entsprechenden Kennwerte in Abb. B.40 angegeben.

Über Druckmessungen an Zellen mit Entspannungskammern ist nichts bekannt und im Schrifttum / 59 , 60 / finden sich auch keine Hinweise auf etwaige ungünstige Auswirkungen auf den Schüttgutdruck.

B.3.4 Austragorgane

Austragorgane in Silos ermöglichen einen gleichmäßigen Schüttgutabzug. Sie kommen in neueren Zellen überwiegend zum Einsatz, wenn die Auslaufmenge aufgrund großer Trichteröffnungen gesteuert werden muß, z.B. in Massenflußsilos. In älteren Flachbodensilos wurden sie auch verwendet, um die kostenintensivere Trichterausbildung zu umgehen.

Abb. B.41 zeigt Skizzen einiger häufiger vorkommender Austragorgane. Kurze zusammenfassende Beschreibungen der Wir-

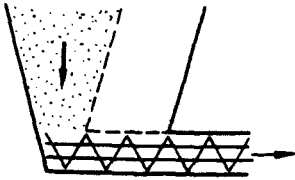
Füllgut	γ min kN/m ³	γ max kN/m ³	Ψ_f	λ_f	λ_e
Getreide	8,0	9,0	31	0,48	0,72
Braugerste	7,0	8,0			
Malz					
Soja-Bohnen	6,7	7,8			
Getreidemehl	6,0	8,0	20	0,31	0,47
Reis	8,0	9,0	33	0,46	0,69
Mais	7,3	8,4	28		
Quarz-Sand 0...2mm	14,0	17,0	34	0,44	0,66
Quarz-Sand 2...5mm	14,0	17,0	35	0,43	0,65
Zement	13,0	19,0	28	0,53	0,79
Zementklinker (Leopol)		16,5	36	0,41	0,62
" (Schwebegas)			37	0,40	0,60
Kalksteinmehl	10,0	15,0	27	0,55	0,82
Kies	14,0	20,0	32	0,47	0,71
für $h > 10$ m: $\gamma_1 = (\gamma \text{ min} + 2 \cdot \gamma \text{ max})/3$			$\mu_f = \text{tg} (\Psi_f \cdot \bar{c})$		
für $h < 5$ m: $\gamma_2 = (2 \cdot \gamma \text{ min} + \gamma \text{ max})/3$			$\mu_e = \text{tg} (0,8 \cdot \Psi_f \cdot \bar{c})$		

Zahlenwerte für den Rauigkeitsfaktor \bar{c}					
Schüttgut-Gruppen	Rauigkeitsgruppen				
	1	2	3	4	5
staubförmig	0,85	0,90	0,95	0,95	-
feinkörnig	0,75	0,80	0,85	0,90	0,95
grobkörnig	-	0,75	0,80	0,85	0,95

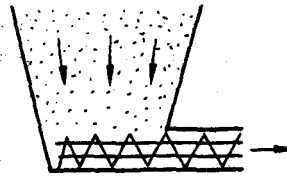
- Rauigkeitsgr. 1: Glas und Emaille mit wenigen glatten Fugen, Kunststoffbeschichtungen, Aluminium geschweißt
- Rauigkeitsgr. 2: gehobelte Bretter mit senkrechten Fugen, Sperrholz mit wenig Fugen, Aluminium mit abgerundeten Schraub- oder Nietköpfen, Stahl geschweißt oder mit wenig Verbindungsmitteln, geglätteter Beton, Putz
- Rauigkeitsgr. 3: Schalungsrauer Beton, ungehobelte Bretter mit waagerechten Fugen, Stahl mit vielen Verbindungsmitteln, Lochbleche
- Rauigkeitsgr. 4: Wellbleche, Trapezbleche, feine Drahtgeflechte
- Rauigkeitsgr. 5: Grobe Drahtgeflechte, Zickzack-Bleche

Abb. B.40: Schüttgutkennwerte nach / 90 / für Silo-Berechnung nach Nothdurft

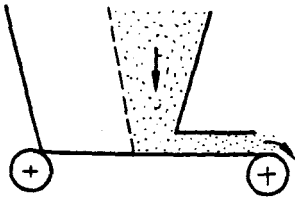
kungsweise dieser und weiterer Beispiele finden sich z.B. bei Schwedes /111/.



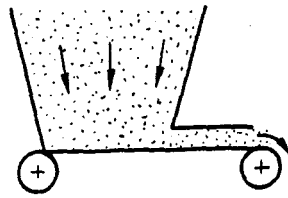
a) Schneckenförderer



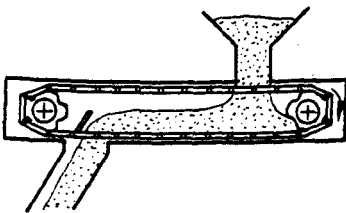
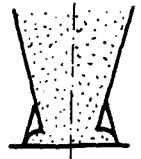
b) Schneckenförderer
verbesserte Ausführung
(zunehmender Windungsabstand)



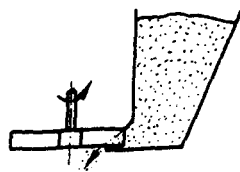
c) Gurtbandförderer



d) Gurtbandförderer
verbesserte Ausführung



e) Tragkettenförderer



f) Drehkratzer

Abb. B. 41: Austragorgane

Auch die Austragorgane können Auswirkungen auf die Gleichmäßigkeit des Schüttgutflusses und somit auf die Druckverhältnisse im Silo haben. Förderschnecken mit konstantem Kern- und Außendurchmesser bewirken z.B. nach Leonhardt, Boll und Speidel / 63 / einen ungleichmäßigen Abzug, weil sie das Schüttgut überwiegend am hinteren Ende entnehmen und hinaus befördern (Abb. B.41-a); am vorderen Ende haben sie wenig Aufnahmekapazität. Aus diesem Grunde wird vielfach empfohlen, Schneckenförderer zu verwenden, deren Aufnahmefähigkeit durch zunehmenden Windungsabstand, wachsenden Schneckendurchmesser oder abnehmenden Wellendurchmesser zum Auslauf hin ansteigt (Abb. B.41-b).

Auch bei Gurtbandförderern (Abb. B.41-c) oder Trogkettenförderern mit mehreren Zuläufen sind ähnlich ungünstige Wirkungsweisen möglich. Über die Größenordnung der im Einzelfall mit der exzentrischen Schüttgutbewegung einhergehenden Druckänderungen ist wenig bekannt. In statischen Berechnungen wurde und wird z.T. auch heute noch ihr Einfluß vernachlässigt.

B.4 Wandschnittgrößen aus Schüttgutdruck

Die sich bei exzentrisch wirkenden Auslaufkonstruktionen, Austragorganen und insbesondere durch größere Einbauteile ergebenden Ungleichmäßigkeiten des Horizontaldruckes haben naturgemäß Auswirkungen auf Art und Größe der Wandschnittgrößen.

Bei Wänden prismatischer Zellen, welche in horizontaler Beanspruchungsrichtung stets auf "Biegung und Zug" beansprucht werden, genügt es i.a., den erwarteten Maximaldruck als gleichmäßig wirkend anzunehmen, um eine ausreichende Tragfähigkeit zu erzielen. Vergleichsweise ungünstigere Voraussetzungen liegen bei zylindrischen Zellen vor. Wäh-

rend bekanntlich aus einem umlaufend konstanten Horizontaldruck - außerhalb von Randstörbereichen des Daches oder der Gründung - eine reine Zugbeanspruchung in Wandringrichtung resultiert, hat ein ungleichmäßiger Druck zusätzlich eine Biegebeanspruchung zur Folge. Die Annahme des Maximaldruckes als gleichmäßiger Druck wird somit nicht in jedem Fall zu einer ausreichenden Ringbewehrung führen.

Zur Zeit der Erarbeitung von DIN 1055, Bl. 6, wurde diesem Umstand noch eine vernachlässigbare Bedeutung zugemessen. Es wurde erwartet, daß sich in zylindrischen Zellen - infolge der Druckänderung entgegen wirkender Schubspannungen zwischen Zellenwand und Schüttgut - nur sehr geringe Biegebeanspruchungen ergeben, die bei einer Bemessung für Ringzugkräfte aus dem Horizontaldruckansatz der Norm mit abgedeckt werden. In den Ergänzenden Bestimmungen zu DIN 1055, Bl. 6, kommt unmittelbar zum Ausdruck, daß die Druckänderungen aus exzentrischem Entleeren durch eine gleichmäßige Vergrößerung des Horizontaldruckes bei zentrischem Entleeren mit einem Faktor c berücksichtigt werden können. Die Anwendung dieser Grundlage auf Zellen mit Einbauteilen wird allerdings ausgeschlossen, da dort nach experimentellen Forschungsergebnissen und verschiedenen Schadensfällen mit Ungleichmäßigkeiten des Druckes zu rechnen ist, die der Faktor c nicht abdecken kann.

Nach dem Entwurf zur Neufassung von DIN 1055, Bl. 6, (11. Fassung) ist vorgesehen, zukünftig eine örtlich begrenzt wirkende von geometrischen und physikalischen Parametern abhängige Flächenlast zusätzlich zum gleichmäßigen, zentrischem Entleeren zugeordneten Druck zu berücksichtigen. Das in Abschnitt C.4 näher erörterte Verfahren ist nicht unmittelbar aus Schüttgutdruckmessungen an Silos abgeleitet worden. Es wurde vielmehr nur mit der Zielsetzung formuliert, bei bestimmten Silokonstruktionen und Schüttgütern das zu gering erscheinende Sicherheitsniveau durch ein

bei der Bemessung zu berücksichtigendes, fiktives Biegemoment anzuheben.

Ersatzweise soll auch zukünftig noch die Möglichkeit gegeben sein, ungleichmäßige Drücke durch Ansatz eines gleichmäßigen Druckes abzudecken, der sich durch Multiplikation des zentrischen Entleerungsdruckes mit einem Vergrößerungsfaktor κ ergibt. Die Diskussion innerhalb des verantwortlichen Normenausschusses ist derzeit jedoch offenbar noch nicht abgeschlossen.

Für eine Bestimmung wirklichkeitsnaher Biegebeanspruchungen in Silowänden aus ungleichmäßigen Drücken fehlen bisher immer noch systematische experimentelle Untersuchungen der Druckverteilung in Umfangrichtung; Versuche wie sie Pieper u.a. / 93, 97 / am Modellsilo durchführten, erscheinen wegen des ungünstigen Verhältnisses zwischen Meßelement- und Siloabmessungen weniger gut geeignet.

Noch unerforscht ist auch der Einfluß der Schüttgutbettung auf die Größe der entstehenden Schnittgrößen. Nach Kordina und Fröning / 53 / wäre es falsch, für eine Schnittgrößenermittlung aus Schüttgutdruck-Messungen gewonnene Drücke und gleichzeitig einen schnittgrößenmindernden Bettungseinfluß des Schüttgutes anzunehmen. In den gemessenen Drücken ist dieser Einfluß nach ihrer Ansicht bereits enthalten. Sie schätzen die in rotationssymmetrischen Zellen entstehenden Wandschnittgrößen infolge ungleichmäßigem Druck folgendermaßen ab:

Aus ungünstigen Meßwerten an exzentrisch entleerten Zellen und Zellen mit Entlastungsbalken leiten sie ein antimetrisches und ein symmetrisches Belastungsbild ab (Abb. B.42). Zur mathematischen Beschreibung des antimetrischen Lastansatzes wählen sie die Bezeichnung

$$p^a = p^o \pm \Delta p / \cos^n \varphi / \cdot \sin \left(\frac{z}{z_a} \cdot \pi \right) \quad (\text{B.86})$$

und für den symmetrischen Ansatz

$$p^s = p^o \pm \Delta p^o / \cos^n \varphi / \quad (\text{B.87})$$

p^o stellt dabei stets den rotationssymmetrischen und Δp^o den Maximalwert des nicht rotationssymmetrischen Druckanteiles dar. Der Ausdruck $\cos^n \varphi$ beschreibt die Verteilung längs des Umfanges.

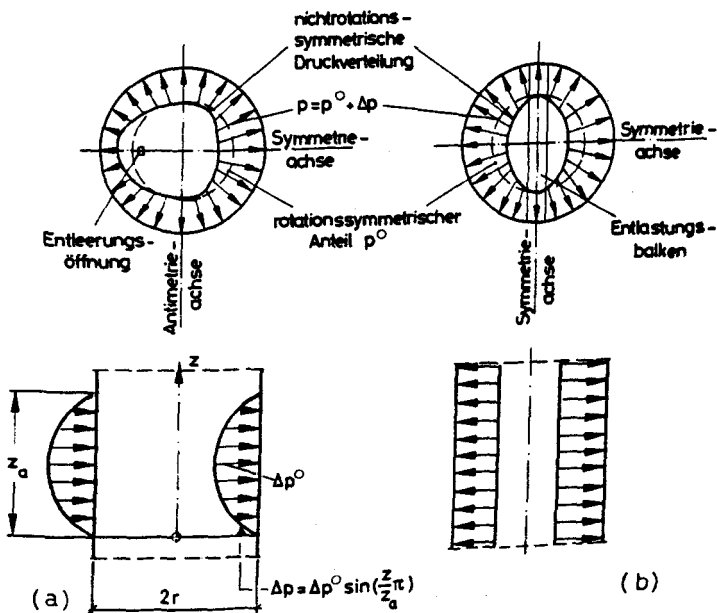


Abb. B.42: Druckansatz nach Kordina und Fröning / 57 / bei exzentrischem Entleeren (a) und bei achsensymmetrischem Einbauteil (b)

Die Schnittgrößenermittlung erfolgt mit Hilfe eines FEM-Programmes. Da die Verfasser davon ausgehen, daß die Schubspannung zwischen Wand und Schüttgut unabhängig vom vorherrschenden Druckzustand entsprechend DIN 1055, Bl. 6, dem Wert $\sin \varphi$ proportional ist, ergibt sich für $n = 1$ in Übereinstimmung mit dem Ansatz in DIN 1055, Bl. 6, keine Biegebeanspruchung der Wand. Extremwerte zeigen sich bei der Annahme $n = 9$ (Abb. B.43).

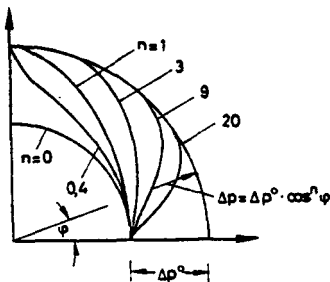


Abb. B.43:

Druckverlauf bei verschiedenen n-Werten nach / 57 /

Aus den Rechenergebnissen leiten Kordina und Fröning die Empfehlung ab, die Wände zylindrischer Silos mit Entlastungsbalken neben einer Ringzugkraft für zentrisches Entleeren nach DIN 1055, Bl. 6, für ein Biegemoment

$$m_\varphi \cong 0,07 \cdot r^2 \cdot p_{he} \quad (\text{DIN 1055}) \quad (\text{B.88})$$

und eine zusätzliche Normalkraft

$$\Delta n_\varphi \cong 0,3 \cdot r \cdot p_{he} \quad (\text{DIN 1055}) \quad (\text{B.89})$$

zu bemessen, bis hierüber genauere Kenntnisse vorliegen. Dabei weisen die Verfasser darauf hin, daß die so formulierte Schnittgrößenkombination in vielen z.T. schadensfrei betriebenen Silos nicht aufgenommen werden kann. Dort liegen dementsprechend günstigere Verhältnisse vor.

Bei Silos mit geringer Wandstärke, z.B. bei Zellen aus Stahl-

blech, ist in Bereichen verminderten Druckes eine besondere Gefahr des Stabilitätsversagens durch Beulen gegeben.

B.5 Zusammenfassung

Die vorstehend aufgeführten Forschungsergebnisse spiegeln den Stand der Kenntnisse über den Schüttgutdruck bzw. die Druckverteilung in Silos wieder. Danach ergibt sich folgendes Bild:

Bei gedrungenen Zellen liefern vermutlich Erddruckansätze zutreffende Ergebnisse, weil die Silowirkung nur sehr eingeschränkt zum Tragen kommt. Sind die Wände entsprechend nachgiebig, kann aktiver Erddruck entstehen; i.a. wird jedoch eher von Ruhedruck auszugehen sein. Die Rotationssymmetrie des Schüttgutvolumens bedingt dabei geringere Horizontaldrücke im Vergleich zum ebenen Problem; Peter und Lochner / 84 / haben Näherungslösungen abgeleitet (Abb. B.44).

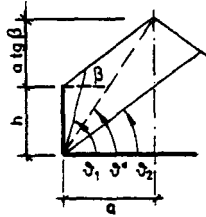
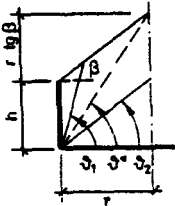
Bei schlanken Zellen lassen sich die Drücke im Füllzustand sowie beim Entleeren mit ausgeprägtem Kernfluß (Entlastungsrohr) mit Hilfe des Ansatzes von Janssen befriedigend annähern, wenn für die Wichte γ ein Mittelwert und für den Wandreibungsbeiwert μ_f ein aus Druckmessungen am Modellsilo abgeleiteter Betrag in die Berechnung eingeführt wird. Als Horizontaldruckbeiwert kann hinreichend sicher der Ruhedruckbeiwert λ_0 angenommen werden. Bei Kernflußentleerung schlagender Schüttgüter ist je nach Dicke der die Schläge dämpfenden Schüttgutschicht zwischen der bewegten Masse und der Zellenwand zusätzlich ein dynamischer Lastanteil zu berücksichtigen.

Eine entsprechend eindeutige mathematische Beziehung zur Ermittlung des Maximaldruckes beim Entleeren von Kolbenfluß- oder Massenflußsilos ist bislang nicht angebar. Dies gilt insbesondere bei Zellen mit exzentrisch wirkenden Austragshilfen, Ausläufen oder Einbauteilen:

Erdkeilgewichte

Rotationssymmetrie

Ebenes Problem



Fall 1: $\delta \geq \delta^*$

$$G_1 = \frac{\gamma \cdot h^2}{6 \cdot r} \cdot \frac{3r(\operatorname{tg}\delta - \operatorname{tg}\beta) - h}{(\operatorname{tg}\delta - \operatorname{tg}\beta)^2}$$

$$G_1 = \frac{\gamma \cdot h^2}{2} \cdot \frac{1}{\operatorname{tg}\delta - \operatorname{tg}\beta}$$

Fall 2: $\delta \leq \delta^*$

$$G_2 = \frac{\gamma \cdot r}{2} \cdot \left(h - \frac{r}{3} \cdot (\operatorname{tg}\delta - \operatorname{tg}\beta) \right)$$

$$G_2 = \frac{\gamma}{2} \cdot \frac{2a \cdot \operatorname{tg}\beta (a(\operatorname{tg}\beta - \operatorname{tg}\delta) + 2h) + h^2}{\operatorname{tg}\beta + \operatorname{tg}\delta}$$

Erddruckbeiwerte

Bei senkrechter Wand ($\alpha=0$) und kohäsionslosem Schüttgut ($c=0$) gilt:

$$E_{a,rot} = G_{rot} \frac{\sin(\delta - \varphi)}{\cos(\delta - \varphi - \delta)} \quad \text{und} \quad \lambda_{ah,rot} = \frac{2E_{a,rot} \cdot \cos \delta}{\gamma \cdot h^2}$$

$\max E_{a,rot}$ erhält man iterativ durch Variation von δ !

Näherungsweise ist anzunehmen:

$$\lambda_{o,rot}^{\beta=0} = \lambda_o \frac{\lambda_{ah,rot}^{\beta=0}}{\lambda_{ah}^{\beta=0}} \quad \text{und} \quad \lambda_{o,rot}^{\beta} = \lambda_{o,rot}^{\beta=0} + (\lambda_{ah,rot}^{\beta} - \lambda_{ah,rot}^{\beta=0}) \cdot$$

Abb. B.44: λ_o und λ_{ah} bei Rotationssymmetrie nach / 84 /

Druckmessungen bei zentrischem Entleeren lassen einen über die Schüttguthöhe veränderlichen, überall höheren Horizontaldruckbeiwert λ_e als im Füllzustand erkennen. Der Wandreibungswert μ_e ist dagegen offenbar nahezu konstant, jedoch kleiner als im Füllzustand. Die so formulierbaren Parameter μ_e und $\max \lambda_e$ bedingen, in den Ansatz von Janssen eingesetzt, sowohl einen vergleichsweise höheren Maximalwert des Horizontaldruckes als auch einen Druckzuwachs im oberen Silobereich.

Nach systematischen Untersuchungen an schlanken Modellsilos / 92 / ist die Druckerhöhung durch zentrisches Entleeren gegenüber dem Fülldruck abhängig von der Schüttgutart und beträgt maximal etwa 70%. Die angegebenen Entleerungslastfaktoren sind jeweils die Maximalwerte aller für verschiedene Untersuchungshorizonte (Elemente) des Modellsilos ermittelten Quotienten aus maximalem Entleerungsdruck und rechnerisch zugänglichem Fülldruck.

Beim Entleeren sind außerdem örtliche Druckspitzen in Betracht zu ziehen, und zwar stets dort, wo ein Übergang von einem aktiv-plastischen oder aktiv-elastischen in einen passiv-plastischen Druckzustand erfolgt: Dies kann sich nach Nanninga durch Entstehung horizontaler Verspannungen (Gewölbe) ergeben, nach Fröning / 20 / reichen hierfür geringe bauliche Imperfektionen aus. Die nach Jenike stets auftretende Druckspitze (Switch) am Übergang zwischen "stationärem Fließfeld" und "Ausgangsdruckfeld" sowie dynamische Lastanteile aus Pumpen und Schlägen dürften bei Heranziehung der o.g. Entleerungslastfaktoren zumindest teilweise bereits abgedeckt sein.

Die verschiedenen den Schüttgutdruck und die Druckverteilung beeinflussenden Parameter unterliegen z.T. statistischen Gesetzmäßigkeiten. Bereits Ungleichmäßigkeiten im eingelagerten Schüttgut, z.B. durch unterschiedliche Feuchte oder veränderliche Kornstruktur, können trotz planmäßig zentrischen Schüttgutabzuges Druckveränderungen, d.h. bei zy-

lindrischen Zellen einen nicht rotationssymmetrischen Horizontaldruck zur Folge haben. Bei planmäßig exzentrisch entleerten Zellen oder solchen mit Einbauteilen überlagern sich konstruktionsbedingte Ungleichmäßigkeiten des Druckes.

Die im Schrifttum zu findenden Angaben über Druckänderungen infolge exzentrischen Entleerens sind qualitativ und quantitativ z.T. sehr unterschiedlich. Soweit sie aus gemessenen Formänderungen an Modellsilos abgeleitet wurden, weichen sie je nach Form (zylindrisch oder prismatisch), Konstruktionsart oder Wandsteifigkeit voneinander ab; letzteres weil sich mehr oder minder große Wandbereiche an der Abtragung örtlich begrenzt auftretender Druckerhöhungen beteiligen.

Durch stark exzentrisches Entleeren sowie Anordnung von Einbauteilen ergeben sich im Zusammenhang mit Ungleichmäßigkeiten des Horizontaldruckes naturgemäß auch in zylindrischen Silowänden Biegebeanspruchungen. So lange die Druckverteilung am Umfang nicht genauer bekannt ist, erscheint es ratsam, in solchen Fällen die Schnittgrößenermittlung für einen ungünstigen, qualitativ plausiblen Druckansatz durchzuführen. Zur Ergründung sicherer und zugleich auch wirtschaftlicher Lastannahmen sind aber weitere umfangreiche Untersuchungen an Großsilos notwendig, wobei insbesondere die Auswertung von Siloschäden Hinweise auf vorkommende Wandbeanspruchungen und damit auf wirklichkeitsnahe Lastannahmen geben kann (vgl. Abschnitt 5).

C LASTANNAHMEN NACH SILOVORSCHRIFTEN

C.1 Allgemeines

In einer Reihe von Industriestaaten gibt es Vorschriften oder Empfehlungen für die Lastermittlung in Silos, die sich vermutlich insbesondere wegen der jeweils bevorzugten Heranziehung im eigenen Lande gewonnener Forschungsergebnisse unterscheiden. Eine weitere Ursache liegt in den unterschiedlichen Zeiträumen ihrer Erarbeitung bzw. im entsprechend abweichenden Stand des Wissens über den Schüttgutdruck.

Die Zusammenfassung der wesentlichsten Ergebnisse der Siloforschung in Abschnitt B.5 verdeutlicht, daß die in Regelwerken zu findenden Ansätze zumindestens für den Entleerungszustand nur empirische, aus Versuchsergebnissen abgeleitete Lösungen darstellen können. Dementsprechend werden die wirklichen Drücke bei verschiedenen Silokonstruktionen und Schüttgütern unterschiedlich gut angenähert. Die Möglichkeit einer analytischen Druckermittlung mit einem normenmäßig festgeschriebenen Ansatz sollte somit keineswegs die Vorstellung wecken, es handele sich um eine allgemein gültige Problemlösung. Dies könnte sonst dazu führen, daß ein Ansatz zur Druckermittlung auch bei gigantischen Abmessungen oder besonders progressiven Konstruktionen herangezogen wird, an welche bei seiner Formulierung nicht gedacht wurde. Ferner könnte er für Schüttgüter Anwendung finden, die sich zur Lagerung in Silos nicht eignen.

Insbesondere bei Neuentwicklungen exzentrisch wirkender Auslaufkonstruktionen oder bei beabsichtigter Verwendung von Einbauteilen, über deren Auswirkungen keine hinreichenden Erfahrungen vorliegen, sind stets objektbezogene Voruntersuchungen notwendig.

Nachfolgend sollen die wesentlichen Inhalte der in Abschnitt 4 herangezogenen Silovorschriften im Hinblick auf Lastannahmen

dargelegt werden, und zwar

- DIN 1055, Blatt 6 (November 1964)
 - Ergänzende Bestimmungen zu DIN 1055, Bl. 6 (Mai 1977)
 - Neuentwurf von DIN 1055, Bl. 6 (11. Fassung, 2-81)
 - Regeln für die Berechnung von Betonsilos / 3 / (Frankreich, Dezember 1975)
- und
- ACI-Standard 313-77 (USA, März 1977) .

Die Druckverhältnisse in Trichtern bleiben dabei außer Betracht.

C.2 DIN 1055, Blatt 6

Die Vorschrift "Lasten in Silozellen" (DIN 1055, Blatt 6) / 76 / gilt für prismatische wie zylindrische Zellen ohne Größeneinschränkung und für alle Schüttgüter, die nicht quellen und deren "Kohäsion klein ist im Vergleich zur inneren Reibung".

Für die Ermittlung von Vertikaldruck p_v , Horizontaldruck p_h und Wandreibungsdruck p_w wird der allgemeine Ansatz von Janssen verwendet, wonach gilt

$$p_v = \frac{\gamma \cdot A}{\lambda \cdot \mu \cdot U} \left(1 - e^{-\frac{\lambda \mu U}{A} \cdot z} \right) \quad (C.1)$$

$$p_h = \lambda \cdot p_v \quad (C.2)$$

$$p_w = \mu \cdot p_h = \mu \cdot \lambda \cdot p_v \quad (C.3)$$

Die Koordinate z hat ihren Ursprung in dem Horizont, der sich bei Einebnung des Schüttgutkegels an der Oberfläche ergibt (Abb. C.1).

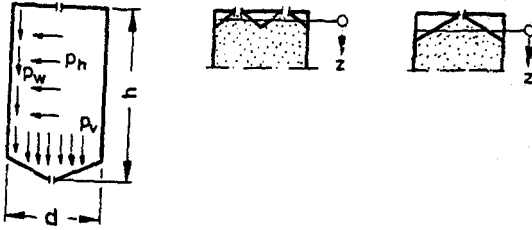


Abb. C.1: Bezeichnungen

Die Schüttgutwichte γ ist ebenso wie der Winkel der inneren Reibung φ aus DIN 1055, Bl. 1, zu entnehmen; φ wird i. a. für die Bestimmung des Ursprungs von z sowie für die Berechnung des Wandreibungswinkels δ bzw. des Wandreibungsbeiwerts $\mu = \operatorname{tg} \delta$ benötigt.

Als Wandreibungswinkel δ ist für körniges Schüttgut im Füllzustand $\delta_f = 0,75 \cdot \varphi$ und beim Entleeren $\delta_e = 0,60 \cdot \varphi$ anzusetzen; bei staubförmigen Schüttgütern ist dagegen $\delta_f = \delta_e = \varphi$.

Im Füllzustand gilt für körnige wie staubförmige Schüttgüter $\lambda_f = 0,50$; für das Entleeren wird eine hydrostatische Beziehung zwischen p_v und p_h , d.h. $\lambda_e = 1,0$ zugrunde gelegt.

Der mit diesen Vorgaben ermittelte Horizontaldruck beim Entleeren (p_{he}) darf wegen lastmindernder Einflüsse des Zellenbodens ab einer Höhe $1,2 \cdot d \leq 0,75 \cdot h$ linear auf den rechnerischen Fülldruck am Auslauf (p_{hf}) abgemindert werden (Abb. C.2).

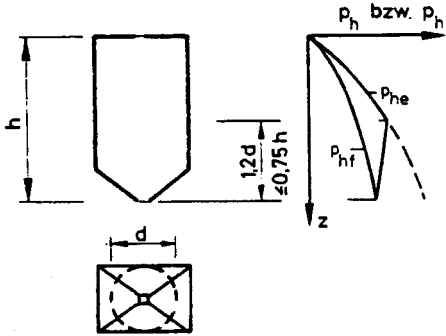


Abb. C.2: Abminderung des Entleerungsdrucks auf den Fülldruck

Die Berechnung der Druckänderungen bei exzentrischem Entleeren erfolgt über Einführung der Fläche A_i und des Umfanges U_i eines ideellen Querschnittes in die Gln. C.1 bis C.3. Letzterer ergibt sich durch Vergrößerung des tatsächlichen Querschnittes dergestalt, daß die exzentrisch gelegene Abzugsöffnung im Schwerpunkt des ideellen Querschnittes liegt (Abb. C.3). Der mit A_i und U_i ermittelte Horizontaldruck ist ein Extremwert, welcher sich aus einem konstanten Druckanteil p_{he} (A, U) bei Annahme zentrischen Entleerens und einem antimetrischen Druckanteil p'_{he} zusammensetzt, wobei gilt

$$p'_{he} = p_{he}(A_i, U_i) - p_{he}(A, U) \quad (C.4)$$

Das Gleichgewicht im Horizontalschnitt wird über Schubspannungen zwischen Zellenwand und Schüttgut in der Weise sichergestellt, daß sich bei zylindrischen Zellen aus der Zusatzlast p'_{he} keine Biegebeanspruchung der Wand ergibt. Bei einer Exzentrizität $e \leq d/6$ und einer Zellenhöhe $h < 2d$ ist die Druckerhöhung vollständig vernachlässigbar.

Ein Einsturz von Schüttgutbrücken kann zu einer Verdoppelung des rechnerisch bestimmten Wertes p_v auf dem Zellenboden führen. Generell gilt jedoch $p_v \leq \gamma \cdot z$.

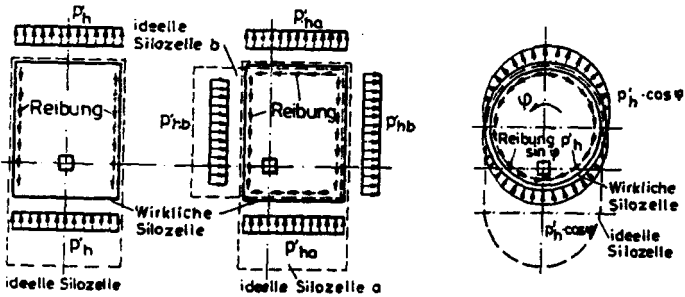


Abb. C.3: Druckänderung bei exzentrischem Entleeren und Definition der ideellen Silozelle

Bei Silos mit Belüftungseinrichtungen für körnige Schüttgüter ist im Bereich von Einblasöffnungen eine Erhöhung des für den Füllzustand ermittelten Druckes p_{hf} um den Einblasdruck vorzunehmen. Ab der am höchsten gelegenen Einblasöffnung darf bis zur Schüttgutoberfläche ein linearer Abfall des Luftdruckes auf Null zugrunde gelegt werden.

Für staubförmiges Silogut werden weder durch Belüftung noch durch pneumatisches Entleeren Lastzunahmen erwartet.

Bei Homogenisierungssilos, in denen staubförmiges Schüttgut mittels eingeblassener Druckkraft durchgewirbelt und gleichmäßig wird, ist für die Bemessung der Druck beim Homogenisieren

$$p_h = p_v = 0,6 \cdot \gamma \cdot z \quad (C.5)$$

anzusetzen, sofern dieser größer ist als der Füll- bzw. Entleerungsdruck nach Gl. C.1 bzw. C.2.

Auf die Hinweise zur Druckermittlung bei Gärfuttersilos soll hier nicht eingegangen werden; dort gelten wegen der anwesenden Gärflüssigkeit naturgemäß andere Gesetze als bei körnigen und staubförmigen Schüttgütern.

C.3 Ergänzende Bestimmungen zu DIN 1055, Blatt 6

Im Mai 1977 wurden Ergänzende Bestimmungen zu DIN 1055, Blatt 6, / 77 / veröffentlicht:

Die Laständerung aus exzentrischem Entleeren ist danach nicht mehr durch Zugrundelegung eines ideellen Querschnittes, sondern durch Multiplikation des Druckes bei Annahme zentrischen Entleerens mit einem Vergrößerungsfaktor

$$c = 1 + 0,20 \left(\bar{k} + \frac{e \cdot U}{1,5 \cdot A} \right) \quad (C.6)$$

zu ermitteln. Der Wert \bar{k} in Gl. 4.6 ist für anorganische Silogüter mit Null und für organische Güter mit 1,0 anzunehmen. Somit ergibt sich bei organischen Schüttgütern auch bei zentrischer Entleerung ($e = 0$) eine Anhebung des Bemessungsdruckes um 20%. Der so ermittelte Druck ist für Mais um weitere 30% zu erhöhen.

Eine Ausnahme bilden exzentrisch entleerte Zuckersilos. Dort ist kein Druckanstieg anzunehmen, d.h. es darf $c = 0$ gesetzt werden.

Ausdrücklich herausgestellt wird, daß Einbauten in Silos große örtliche Laststeigerungen bewirken, die durch die Lastannahmen nach DIN 1055, Bl. 6, sowie durch die Ergänzenden Bestimmungen nicht abgedeckt werden. Weiter wird darauf hingewiesen, daß in Zellen mit mehreren Ausläufen auch ungleichmäßige Abzugsmengen und natürlich das Verstopfen eines Auslaufes eine Exzentrizität bzw. Druckänderung bewirken können.

C.4 Entwurf zur Neufassung von DIN 1055, Blatt 6 / 78 /

Seit 1976 ist ein Normenausschuß mit der Überarbeitung von DIN 1055, Bl. 6, befaßt und 1983 soll der Gelbdruck der neuen Silonorm erscheinen. Den folgenden Angaben liegt die 11. Fassung des Normentwurfs (2-81) zugrunde; der Abschnitt 8, "Einfluß außermittiger Entleerung", ist darin noch nicht formuliert. Hierüber liegt ein Entwurf des Unterausschusses "Unsymmetrische Lasten" vom Oktober 1981 vor, der nach Wenzel und Schmidt /118/ in die Norm entsprechend aufgenommen werden soll.

Die Anwendung der neuen Norm für Silos zur Lagerung stark kohäsiver oder quellender Schüttgüter sowie für Silos mit Querschnittsverengungen, z.B. Nasenauslauf, oder Einbauteilen, z.B. Entlastungsbalken, wird nicht zugelassen. Ferner soll die Norm nicht herangezogen werden, wenn der Quotient aus Vertikaldruck und Wichte (p_v/γ) größer ist als 25 sowie bei Flachbodensilos mit $h/d \leq 0,3$.

Auch zukünftig soll der Fülldruck mit dem Ansatz von Janssen errechnet werden, d.h. für den Vertikaldruck p_{vf} , den Horizontaldruck p_{hf} und den Wandreibungsdruck p_{wf} gelten die bekannten Zusammenhänge:

$$p_{vf} = \frac{\gamma \cdot A}{\lambda \cdot \mu \cdot U} \left(1 - e^{-\frac{\lambda \mu U}{A} \cdot z} \right) \quad (C.7)$$

$$p_{hf} = \lambda \cdot p_{vf} \quad (C.8)$$

$$p_{wf} = \mu \cdot \lambda \cdot p_{vf} = \mu \cdot p_{hf} \quad (C.9)$$

Die Wichte γ , der Horizontaldruckbeiwert λ und der Wandreibungsbeiwert μ sind schüttgutabhängig aus Tab. C.1 zu entnehmen. Dort ist ferner für eine Anzahl von Schüttgütern

Schüttgut	Wichte γ		Horizontal- lastverhältnis λ	Wandrauhigkeitsbeiw.			Entleerungs- lastfaktor e_h	Bodenlast- faktor c_b	Schüttgut- faktor α_G
	KN/m^3	φ		μ_1	μ_2	μ_3			
Weizen	9,0	31	0,60	0,60	0,40	0,25	1,50	1,20	0,5
Mais	8,0	31	0,60	0,60	0,40	0,25	1,40	1,70	1,20
Braugerste	8,0	26	0,65	0,50	0,35	0,25	1,30	1,20	0,50
Getreidemehl	7,0	27	0,40	0,50	0,35	0,25	1,70	1,30	0,70
Weißzucker	9,5	29	0,60	0,55	0,50	0,45	1,20	1,20	0,50
Quarzsand gebr.	16,0	36	0,50	0,70	0,60	0,50	1,30	1,20	0,60
Betonkies	18,0	31	0,60	0,60	0,50	0,45	1,20	1,20	0,50
Kalksteinmehl	13,0	30	0,65	0,50	0,40	0,35	1,30	1,30	0,60
Zementklinker	18,0	33	0,55	0,65	0,55	0,50	1,40	1,70	0,60
Zement	16,0	28	0,65	0,50	0,40	0,35	1,30	1,30	0,60
Aluminiumoxid	12,0	27	0,65	0,60	0,55	0,50	1,40	1,40	0,50
Thomasphosphat	19,0	27	0,65	0,55	0,50	0,40	1,20	1,30	0,70
Normentwurf 11. Fassung (2-81)									Okt. 81

Tab. C.1: Rechenwerte für Schüttgüter nach Normentwurf

der Winkel der inneren Reibung φ angegeben.

Für μ sind je Schüttgut drei Werte in Abhängigkeit von der Wandrauhigkeit formuliert, und zwar

- für Wellblech, Trapezblech : μ_1
- für geglätteten Beton, Putz, gehobeltes Holz in Faserrichtung, Stahltafeln mit Schrauben oder Nuten : μ_2
- für geschweißte Stahl- und Aluminiumbleche, Kunststoffe und beschichtete Flächen : μ_3 .

Der maximale Bodendruck p_{vb} ergibt sich durch Multiplikation des entsprechenden Wertes p_{vf} mit einem Korrekturfaktor c_b , welcher gleichfalls - in Abhängigkeit von der Art des Schüttgutes - tabellarisch vorgegeben wird (Tab. C.1); maximal ist jedoch für p_{vb} der Wert $\gamma \cdot z_b$ anzunehmen. Somit gilt

$$p_{vb} = c_b \cdot p_{vf} \quad (z = z_b) \leq \gamma \cdot z_b \quad (C.10)$$

Beim Entleeren entstehende Lastschwankungen sollen nach der neuen Norm bei Konstruktionen mit lastverteilender Steifigkeit durch folgende Drücke abgedeckt werden:

$$p_{we} \cong 1,1 \cdot p_{wf} \quad (C.11)$$

$$p_{ve} \cong 0,8 \cdot p_{vf} \quad (C.12)$$

$$p_{he} = e_h \cdot p_{hf} \quad (C.13)$$

Auch der Vergrößerungsfaktor e_h wird schüttgutabhängig vorgegeben (Tab. C.1); bei Konstruktionen ohne lastverteilende Wirkung ist e_h um 20% zu erhöhen.

Der so berechnete Horizontaldruck beim Entleeren ist bei zylindrischen wie prismatischen Silos mit einer Silohöhe (einschließlich Trichter) von $h'' \geq 5,0 \cdot \mu \cdot d$ voll anzusetzen; bei einer Höhe $h' < 2,5 \cdot \mu \cdot d$ darf von Fülldruck ausgegangen werden. Zwischenwerte sind durch lineare Interpolation zu gewinnen. d ist definiert wie in Abb. C.2.

Ausschließlich bei körnigem Schüttgut, waagerechtem Siloboden und zentrischem Auslauf darf zukünftig noch in einem Bereich der Höhe h' der Entleerungsdruck p_{he} bis zum Boden linear auf p_{hf} abgemindert werden.

Die Berücksichtigung unsymmetrischer Lasten, wie sie nach dem Normentwurf bei exzentrischem Entleeren aber auch bei exzentrischem Füllen und Schlagen des Schüttgutes zu erwarten sind, soll zukünftig wahlweise nach einem der folgenden Verfahren durchgeführt werden:

- α -Verfahren

Zusätzlich zum gleichmäßig verteilt angenommenen Entleerungsdruck p_{he} sind in jeder Höhe des Silos die Schnittgrößen aus einem Druck $\alpha \cdot p_{he}$ bei der Bemessung zugrunde zu legen, welcher auf einer quadratischen Fläche mit der Seitenlänge $x = 0,8 \cdot A/U$ wirkt (Abb. C.4). Diese Zusatzlast verursacht auch bei zylindrischen Zellen, dort ist $x = 0,2d$, eine Biegebeanspruchung der Wand. Es müssen jeweils nur die Schnittgrößen in Umfangsrichtung berücksichtigt werden. Randstörungen darf man vernachlässigen. Bettungseinflüsse des Schüttgutes bleiben ebenfalls außer Ansatz.

Es ist erlaubt, die Schnittgrößen aus der Zusatzlast mit einfachen Hilfsmitteln zu bestimmen. Wenzel und Schmidt /118/ weisen in diesem Zusammenhang auf Nomogramme von Henning / 29 / (Abb. C.5) hin.

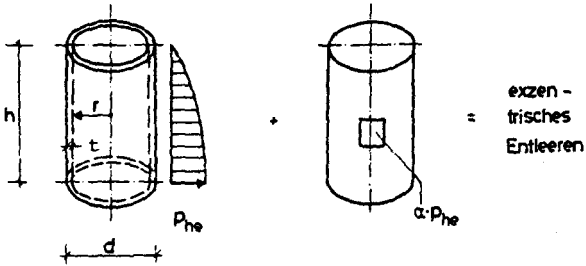


Abb. C.4: Druckansatz bei exzentrischem Entleeren

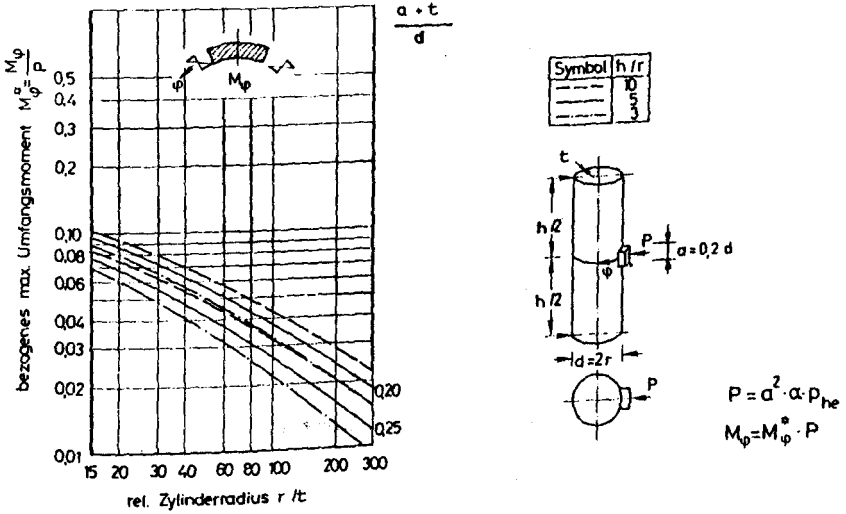


Abb. C.5: Umfangsmoment aus quadratischer Flächenlast nach Henning / 29 /

Der Faktor α wird von vier Parametern beeinflusst; es ist

$$\alpha = \alpha_h \cdot \alpha_e \cdot \alpha_G \cdot \alpha_r \tag{C.14}$$

mit $\alpha_h = f_1 (h/d)$

$$\alpha_e = f_2 (e/r) \tag{C.15}$$

α_G = schüttgutabhängiger Wert
(vgl. Tab. 4.1)

und $\alpha_r = f_3 (r/t)$

Die Werte α_h , α_e und α_r sind aus Abb. C.6 unmittelbar abzulesen. Für Stahlbeton- bzw. Spannbetonzellen ergeben sich α -Werte zwischen 0,15 und 0,47, nur bei Mais kann maximal 0,81 erreicht werden. Für Stahlblechsilos liegt α zwischen 0,05 und 0,16; bei Mais ist $\alpha \leq 0,27$.

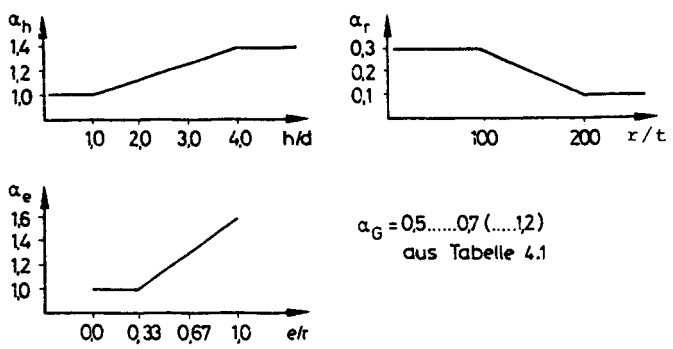


Abb. C.6: α -Werte

- κ-Verfahren

Die Last p_{he} wird mit einem Faktor κ multipliziert und $\kappa \cdot p_{he}$ als gleichmäßig verteilt wirkende Last für die Schnittgrößenermittlung angenommen. Beim κ -Verfahren ergeben sich demzufolge für zylindrische Zellen aus Schüttgutdruck in Ringrichtung ausschließlich Zugkräfte und keine Biegemomente.

Der Vergrößerungsfaktor κ ist nach einem unveröffentlichten Diskussionspapier vom Oktober 1981 folgendermaßen zu ermitteln:

- a) Für zylindrische und prismatische Zellen mit mehr als vier Seiten gilt

$$\text{bei } r/t \leq 125 : \kappa = 1,0 + 0,44 \cdot \alpha + 0,016 \cdot \alpha \cdot r/t$$

$$\text{bei } r/t > 125 : \kappa = 1,0 + 2,44 \cdot \alpha \quad (C.16)$$

$$\text{bei } r/t > 1000 : \kappa = 1,0$$

- b) Für prismatische Zellen mit vier Seiten gilt unabhängig von r/t : $\kappa = 1,0 + 0,15 \cdot \alpha$.

(C.17)

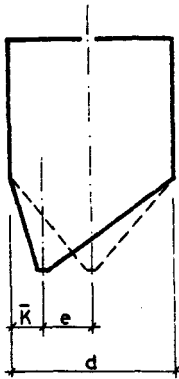
Ob diese Zusammenhänge bereits endgültig sind, erscheint ungewiß; Wenzel und Schmidt geben nur den allgemeinen Ansatz

$$\kappa = K_0 + K_1 \cdot \alpha + K_2 \cdot \alpha \cdot r/t \quad (C.18)$$

an; zur Größe der Konstanten K_0 , K_1 und K_2 machen sie keine Aussage.

Für den Fall, daß ein Silo nur ausmittig gefüllt wird, genügt es nach dem Normentwurf, den Horizontaldruck p_{he} nach Gl. C.13 um 10% zu erhöhen.

Werden Zementklinker oder Mais in Kernflußsilos mit $h/d \geq 3$ eingelagert, so ist eine Erhöhung des Entleerungsdruckes durch Schlagen der Schüttgüter, d.h. durch Einstürzen innerer Brücken in kurzen Zeitabständen, zu berücksichtigen. Die Intensität des Schlagens hängt vom Abstand \bar{k} zwischen Auslaufachse und Wand ab, so daß ein Vergrößerungsfaktor c_s in Abhängigkeit von \bar{k} festgelegt ist (Tab. C.2).



\bar{k}	c_s
1	1,5
5	1,25
10	1,15
20	1,10

Tab. C.2: c_s -Werte zur Berücksichtigung des Schlagens von Zementklinker und Mais in Kernflußsilos

Bei Einblasen von Druckluft zur Trocknung körniger Schüttgüter darf der Einblasdruck p_L von der Einblasstelle bis zur Schüttgütoberfläche wie nach DIN 1055, Bl. 6 (11.64), linear auf Null abgemindert werden. Dagegen wird bei pneumatischem Entleeren staubförmiger Schüttgüter ein linearer Abbau im Bereich

$$\Delta h = 1,3 \cdot p_L / \gamma \quad (C.19)$$

anlehnend an Martens / 68 / erwartet; falls der Luftdruck p_L größer ist als p_{he} oder p_{vf} , so ist er für die Bemessung maßgebend.

In Homogenisierungssilos ist neben dem Grundfall stets der Zustand zu untersuchen, bei dem sich das Gemisch aus Luft und Staub wie eine Flüssigkeit der Wichte $0,6 \cdot \gamma$ verhält.

In der neuen Norm sollen auch Angaben über den Einfluß schnellen Füllens staubförmiger Güter auf die Belastung der Zelle gemacht werden. Bei einer Füllgeschwindigkeit v_F , zu ermitteln aus der nicht dimensionsechten Gleichung,

$$v_F \left[\frac{\text{m}}{\text{h}} \right] \geq \frac{A}{U} \cdot \frac{10 \cdot \gamma \cdot e_h}{3 \cdot \mu \cdot c_F} \left[\frac{\text{kN}}{\text{m}^2/\text{h}} \right] > \min v_F \left[\frac{\text{m}}{\text{h}} \right] \quad (\text{C.20})$$

ist bis zu einer Tiefe

$$z_F = 2 \cdot c_F \cdot v_F \quad (\text{C.21})$$

ein linearer Anstieg auf die Druckwerte

$$P_{hF} = \gamma \cdot c_F \cdot v_F \quad (\text{C.22})$$

bzw.

$$P_{vF} = 1,2 \cdot \gamma \cdot c_F \cdot v_F \quad (\text{C.23})$$

anzunehmen. Unterhalb von z_F gilt dann

$$P_h = P_{hF} = \text{const} \quad (\text{C.24})$$

bzw.

$$P_v = P_{vF} = \text{const} \quad (\text{C.25})$$

Die für vier staubförmige Schüttgüter vorgegebenen Werte c_F und $\min v_F$ zeigt Tabelle C.3.

Die Regeln für Gärfuttermilos weichen von den vorstehenden Ausführungen ab; auf ihre Darstellung wird wieder verzichtet.

Schüttgut	c_F (h)	$\min v_F$ (m/h)
Kalksteinmehl	0,18	A/U · 6
Zement	0,11	A/U · 10
Getreidemehl	0,07	A/U · 25
Thomasphosphat	0,07	A/U · 27

Tab. C.3: Kennwerte c_F und $\min v_F$

C.5 Siloberechnung in Frankreich

In Frankreich gibt es bis heute keine verbindliche Vorschrift für die Lastermittlung in Silozellen. Vermutlich findet derzeit überwiegend das im Jahre 1975 vom 'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics' / 3 / herausgegebene Regelwerk für die Konstruktion und Berechnung von Betonsilos Anwendung:

Nach der Art des Entleerungsvorganges werden vier Kategorien unterschieden, und zwar

- normale Entleerung
- geometrisch anomale Entleerung
- mechanisch anomale Entleerung
- und
- strukturell anomale Entleerung .

Als "normal" entleert bezeichnet man Silos, die folgende drei Bedingungen erfüllen:

- 1.) Die Schüttgutbewegung erfolgt allein infolge Schwerkraft.
- 2.) Im Siloinneren befinden sich keine Einbauten.
- 3.) Die Entleerungsöffnungen im Siloboden besitzen eine bezogene Exzentrizität jedes Punktes der Abzugsflächen von $\xi \leq 0,4$ (vgl. Abb. C.7).

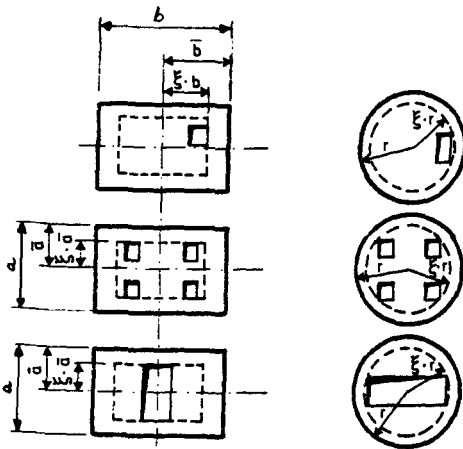


Abb. C.7:

Definition der bezogenen Exzentrizität ξ

"Geometrisch anomal" nennt man Silos, die die vorstehend genannten Bedingungen 1.) und 2.) erfüllen, aber eine bezogene Exzentrizität $\xi > 0,4$ aufweisen. Zu dieser Gruppe können laut Definition von ξ auch Silos mit einer einzigen großen Auslauföffnung gehören, deren Flächenschwerpunkt mit dem des Zellenquerschnittes übereinstimmt.

"Mechanisch anomal" entleert werden Zellen bei Einsatz von Luftdruck (pneumatische Entleerung); außer den Rohren für die Druckeinblasung dürfen keine Einbauteile vorhanden sein.

Schließlich bezeichnet man Silos, bei denen eine feste oder bewegliche Konstruktion den Entleerungsvorgang fördert, als "strukturell anomal". Dafür werden drei Beispiele genannt:

- Zentral angeordnetes perforiertes Abzugsrohr.
- Kleine Auslauföffnungen mit geringen Ausströmmen-
gen im Siloboden; Auslauf ohne Bewegung der gesam-
ten Masse, abstreichender Egalisierungsarm an der
Oberfläche.
- Balken- oder plattenartige Absätze erzeugende
Einbauteile.

Der Anwendungsbereich der Franz. Richtlinien (FR) ist auf Silos mit einer Schlankheit

$$h/r_h \geq 3,5 \quad (C.26)$$

begrenzt. Darin ist h bei Zellen mit flachem Boden die Schüttguthöhe bei eingeebener Oberfläche, bei Silos mit Auslauftrichtern ist die Trichterhöhe hinzuzurechnen. Der hydraulische Radius r_h ist wie üblich definiert:

$$r_h = \frac{\text{Querschnitt}}{\text{Umfang}} = \frac{A}{U} \quad (C.27)$$

Weiter muß zur Anwendbarkeit für alle "normal", "geometrisch anomal" und "mechanisch anomal" entleerte Silos sowie "strukturell anomal" entleerte Getreidesilos mit zentralem Entleerungsrohr die Bedingung

$$r_h \leq 6 \text{ m} \quad (C.28-1)$$

eingehalten sein. Für "strukturell anomal" entleerte Zuckersilos mit "kleinen Auslauföffnungen und abstreichendem Arm" sowie $h/r_h \leq 6$ gilt der Grenzwert

$$r_h < 12,50 \text{ m} \quad (C.28-2)$$

Die Ermittlung des Schüttgutdruckes erfolgt auf der Grundlage des Ansatzes von Janssen:

Für normal entleerte Silos gilt

$$P_h = 1,15 \frac{\gamma \cdot A}{\mu \cdot U} \left(1 - e^{-\frac{\lambda \mu U}{A} \cdot x} \right) \quad (C.29)$$

$$P_w = \mu \cdot P_h \quad (C.30)$$

$$\bar{P}_v = P_b = 1,35 \left[\frac{\gamma \cdot A}{\lambda \cdot \mu \cdot U} \left(1 - e^{-\frac{\lambda \mu U}{A} \cdot x_b} \right) + \gamma \cdot h \right] \quad (C.31)$$

Darin ist γ das für einige Schüttgüter vorgegebene Volumengewicht (Tab. C.4).

Schüttgut	Wichte γ (kN/m^3)	Winkel der inneren Reibung φ
Zement	14,70	28°
Klinker	14,70 - 15,70	33°
Mais	7,85	24°
Weizen, Getreide	8,35	26°
Zucker	9,00	30°
Gips	12,25	25°
Getreidemehl	8,80	20°

Tab. C.4: Physikalische Kennwerte nach den Franz. Richtlinien / 3 /

Bei pulverförmigen Schüttgütern wie Zement, Gips oder Getreidemehl gilt der angegebene Wert nur bei Schüttguthöhen von maximal 10 m. Für $h \geq 10$ m ist γ mit dem Faktor

$$1 + \frac{h - 10}{500} \quad (C.32)$$

zu multiplizieren.

Der Wandreibungskoeffizient $\mu = \operatorname{tg} \delta$ wird aus der Beziehung

$$\operatorname{tg} \delta = \rho \cdot \operatorname{tg} \varphi \quad (\text{C.33})$$

ermittelt; die ρ -Werte sind in Abhängigkeit von Schüttgutart und Wandrauigkeit tabellarisch vorgegeben (Tab. C.5).

Art der Produkte	Beispiele	Wandoberfläche		
		A	B	C
staubkörnig	Zement, Gips, Mehl	0,87	0,80	
feinkörnig	Getreide, Mais, Zucker	0,87	0,75	0,50 (nur Zucker)
grobkörnig	Klinker	0,87	0,70	Zucker

Tab. C.5: ρ -Werte

A: Horiz. Rillen
B: Unbeh. Beton
C: Angestr. Beton

Bei der Festlegung des Horizontaldruckkoeffizienten λ werden zwei Gleichgewichtszustände unterschieden. Zustand 1 (Füllzustand) bewirkt einen maximalen Vertikaldruck (p_{v1}); es gilt

$$\lambda_1 = \frac{1 - m \cdot \sin \varphi}{1 + m \cdot \sin \varphi} \cdot \cos^2 \delta \quad (\text{C.34-1})$$

mit $m = \sqrt{1 - \rho^2}$. Näherungsweise darf angesetzt werden

$$\lambda_1 = \operatorname{tg}^2 \cdot (45 - \varphi / 2) + 0,22 \rho^3 \quad (\text{C.34-2})$$

Der zweite Gleichgewichtszustand, Zustand 2, erzeugt maximalen Horizontaldruck (p_{h2} $\hat{=}$ Entleerungszustand); der Wert für λ ist

$$\lambda_2 = \cos^2 \delta \quad (\text{C.35})$$

Der Faktor 1,15 in Gl. C.29 soll in begrenzten Wandbereichen auftretende Überdrücke abdecken. Es wird erwartet, daß auch örtlich höhere Drücke wegen der verteilenden Biegesteifigkeit von Betonwänden in Vertikalrichtung keine höhere Wandbeanspruchung bewirken als sich aus dem Lastansatz nach Gl. C.25 ergibt. Hieraus ist unmittelbar abzuleiten, daß für Stahlsilos ein höherer Faktor anzunehmen ist.

Der Faktor 1,35 in Gl. C.31 trägt der Tatsache Rechnung, daß die Druckverteilung auf dem Boden unsicher ist und daß Schüttgutbrücken einstürzen können. Wo letzteres mit Sicherheit ausgeschlossen werden kann, genügt ein Faktor 1,25.

Die Ordinaten x in Gl. C.29 bzw. x_b in Gl. C.31 sind folgendermaßen festgelegt:

$$x = z - \bar{h}'' \quad \text{bzw.} \quad x_b = z_b - \bar{h}'' . \quad (\text{C.36})$$

Darin ist z bzw. z_b der Abstand des betreffenden Horizontalschnittes von der eingeebneten Oberfläche und

$$- \bar{h}'' = \frac{1}{2} \cdot r_h \cdot \text{tg} \delta \quad \text{für zylindrische Silos}$$

(C.37)

bzw.

$$- \bar{h}'' = \frac{a}{16} \cdot \left(3 - \frac{a}{b}\right) \cdot \text{tg} \delta \quad \text{für prismatische Silos mit}$$

$A = a \cdot b$ und $a < b$.

Mit dieser Voraussetzung wird für $z = \bar{h}''$ der Horizontaldruck zu Null und nicht - wie in Wirklichkeit - an der Berührungsstelle von Schüttgutkegel und Silowand, d.h. bei

$$- \bar{h}' = \frac{2}{3} \cdot r_h \cdot \text{tg} \beta \quad \text{für zylindrische Silos}$$

(C.38)

bzw.

$$- \bar{h}' = \frac{a}{12} \cdot \left(3 - \frac{a}{b}\right) \cdot \text{tg} \beta \quad \text{für prismatische Silos .}$$

Für Silos mit geringer Höhe oder großem Durchmesser ($h/r_h < 10$) wird deshalb in den Franz. Richtlinien empfohlen, Gl. C.29 zur Ermittlung von p_h erst ab einer Tiefe

$$z_T = \bar{h}'' + \sqrt{6 \cdot \sqrt{\bar{h}' - \bar{h}''} / \lambda \cdot \text{tg} \delta} \cdot \frac{r_h}{\lambda \cdot \text{tg} \delta} \quad (\text{C.39})$$

zu verwenden. Im Bereich $z < z_T$ wird ein Anstieg entsprechend Darstellung in Abb. C.8 angenommen, wobei die Fälle $\bar{h}' \leq \bar{h}''$ und $\bar{h}' > \bar{h}''$ unterschieden werden.

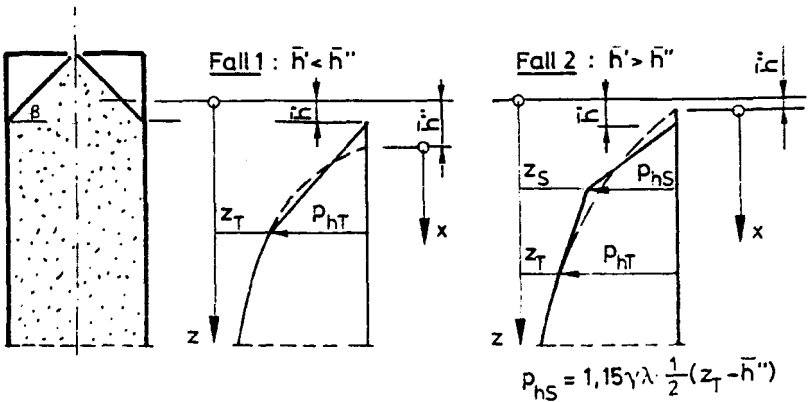


Abb. C.8: Druckverlauf oberhalb von z_T

Die Fülldruckermittlung (p_{h1}) erfolgt für alle Silos mit anomaler Entleerung wie bei normal entleerten Silos. Der Entleerungsdruck ist dagegen von der Art der Anomalie abhängig; er wird als Zustand 3 bezeichnet.

Bei geometrisch anomalen Silos gilt

- für $0,4 \leq \xi \leq 0,6$:

$$p_{h3} = p_{h2} + 0,10 \cdot (5\xi - 2) \cdot p_{h1} \quad (C.40-a)$$

- für $0,6 \leq \xi \leq 1,0$:

$$p_{h3} = p_{h2} + 0,10 \cdot p_{h1} \quad (C.40-b)$$

Der Druck p_{h3} ist bei prismatischen Zellen ungünstig auf einer, zwei oder vier Seiten wirkend anzusetzen; bei zylindrischen Zellen ist einerseits der Fall $p_{h3} = \text{const.}$ und andererseits der Fall $p_{h2} = \text{const.}$ zusammen mit einem Biegemoment

$$M = \mu^* \cdot (p_{h3} - p_{h2}) \cdot r^2 \quad (C.41)$$

zu untersuchen. Der Wert μ^* ist dabei im Einvernehmen mit den Vorstellungen des Bauherrn über das akzeptierte Rißbild zu wählen. Es ist

- wenn so wenig Risse wie möglich auftreten sollen: $\mu^* = 0,12$
- wenn normale Risse mit geringen Rißbreiten zugelassen sind: $\mu^* = 0,08$ (C.42)
- und
- wenn nur die Anforderung gestellt wird, daß Nutzung und Dauerhaftigkeit durch die Risse nicht beeinträchtigt werden: $\mu^* = 0,04$.

Für mechanisch anomale, d.h. pneumatische Entleerung, ist unter den Voraussetzungen, daß nicht zusätzlich eine struk-

turelle Anomalie vorliegt und daß im Bereich der oberen $4/5$ von h kein Luftdruck $p_L \geq 0,05 \cdot p_{h1}$ auftritt, im unteren Fünftel der Höhe h als Bemessungsdruck der Maximalwert aus $1,7 \cdot p_{h1}$, $p_{h2} + p_L$ und p_{h3} zugrunde zu legen. Letzterer nur für den Fall, daß gleichzeitig $\xi \geq 0,4$ ist.

Im Hinblick auf Drücke in strukturell anomalen Silos werden nur Angaben über Getreidesilos mit zentrischem Entleerungsrohr sowie Zuckersilos mit kleinen Auslauföffnungen und Abstreicharm gemacht; andere dürfen nicht nach den Franz. Richtlinien berechnet werden:

Es ist nur ein Gleichgewichtszustand $1'$ zu untersuchen, wobei anstelle von λ_1 der kleinere der beiden Werte $1,4 \cdot \lambda_1$ oder λ_2 in die Gleichungen C.29 bis C.31 einzusetzen ist.

Homogenisierungssilos sind für einen hydrostatischen Druck mit einem Volumengewicht γ' einer äquivalenten Flüssigkeit zu rechnen. γ' ist kleiner als γ und in jedem Einzelfall besonders zu vereinbaren. Es wird empfohlen, stets zu untersuchen, ob nicht durch die Homogenisierung in Umlaufrichtung ungleichmäßige Drücke entstehen.

C.6 Siloberechnung in den USA

In den Vereinigten Staaten ist der "State of the Art" der Siloberechnung und -konstruktion in umfassenden Empfehlungen und beigefügtem Kommentar niedergelegt, welche in Zeitabständen, d.h. wenn neue Erkenntnisse dies rechtfertigen oder notwendig machen, überarbeitet werden. Die derzeit aktuelle Fassung ist der ACI-Standard 313 aus dem Jahre 1977 / 2 /.

Darin sind zwei mögliche Wege zur Druckermittlung aufgeführt und zwar "Janssen's Methode" und "Reimbert's Methode". Beide können sowohl zur Berechnung von Silos als auch zur Berechnung von Bunkern herangezogen werden. Bei Bunkern darf jedoch ersatzweise auch die "Rankine Methode", d.h. aktiver Erddruck mit

$$P_h = \lambda_a \cdot \gamma \cdot z = \operatorname{tg}^2 \cdot (45 - \varphi / 2) \cdot \gamma \cdot z \quad (\text{C.43})$$

zugrunde gelegt werden. Als Bunker werden Behälter bezeichnet, deren Höhe h bei zylindrischen Zellen kleiner als $1,5d$ und bei rechteckigen Zellen kleiner als $1,5a$ ist. Als weitere Klassifizierungsmöglichkeit wird der Verlauf der Bruchebene des gelagerten Materials nach klassischer Erddrucktheorie angegeben. Sofern die Bruchebene die Oberfläche des Schüttgutes schneidet, kann ein Behälter als Bunker bezeichnet bzw. gerechnet werden. Diese Bedingung verdeutlicht Abb. C.9.

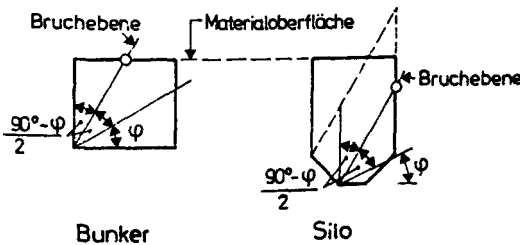


Abb. C.9:
Klassifizierung
von Behältern

In den USA wird überwiegend Janssen's Methode verwendet.

- Janssen's Methode

Vertikaldruck p_v , Horizontaldruck p_h und Wandreibungskraft P_w werden folgendermaßen ermittelt:

$$p_v = \frac{\gamma \cdot r_h}{\mu \cdot \lambda} \left(1 - e^{-\frac{\lambda \mu}{r_h} \cdot z} \right) \quad (\text{C.44})$$

$$p_h = \lambda \cdot p_v \quad (C.45)$$

$$P_w = (\gamma \cdot z - 0,8 \cdot p_v) \cdot r_h \quad (C.46)$$

Darin ist λ das aktive Rankinesche Grenzspannungsverhältnis, d.h.

$$\lambda = \lambda_a = \operatorname{tg}^2 (45 - \varphi / 2) \quad (C.47)$$

Die Werte für die Wichte γ , den Wandreibungsbeiwert μ sowie den Winkel der inneren Reibung φ sind schüttgutabhängig in einer Tabelle (Tab. C.5) angegeben. Der hydraulische Radius r_h wird im einzelnen wie folgt angegeben:

- Bei Kreisquerschnitt ($\phi = d$) : $r_h = d / 4 \hat{=} \frac{A}{U}$
- bei regelmäßigen Polygonquerschnitt mit $A = A_p$: $r_h = d_e / 4$ mit $d_e = \sqrt{\frac{4A_p}{\pi}}$
- bei quadratischen Querschnitt mit $A = a \cdot a$: $r_h = a / 4 \hat{=} \frac{A}{U}$
- bei rechteckigen Querschnitt mit $A = a \cdot b$ und $a < b$ (C.48)
 - für Druck auf a : $r_h = a / 4$
 - für Druck auf b : $r_h = a' / 4$ mit $a' = \frac{2ab}{a+b}$
 $\hat{=} A / U$.

Die Koordinate z besitzt ihren Ursprung in Höhe der eingebneten Oberfläche (Abb. C.10).

	Wichte γ kN/m ³	Innerer Reibungswinkel ϕ	Wandreibungsbeiwert μ	
			Beton	Stahl
Zementklinker	14,10	33	0,6	0,3
Portland Zement	13,44-16,00	24-30	0,36-0,45	0,30
Ton	18,10-22,10	15-40	0,2-0,5	0,36-0,7
Kohle (bituminös)	8,00-10,40	32-44	0,50-0,60	0,30
Kohle (antracit)	9,60-11,20	24-30	0,45-0,50	0,30
Koks	6,00	40	0,80	0,50
Mehl	6,00	40	0,30	0,30
Kies	16,00-20,00	25-35	0,40-0,45	
Getreide: Weizen, Mais, Gerste, Bohnen, Hafer, Reis, Roggen	7,36 - 9,90	23-37	0,29-0,47	0,26-0,42
Gips in Klumpen, Kalkstein	16,00	40	0,5	0,3
Eisenerz	26,40	40	0,50	0,36
gebr. Kalk (steinig)	8,00 - 9,60	35-55	0,50-0,60	0,30
gebr. Kalk (fein)	9,10	35	0,5	0,3
gebr. Kalk (grob)	12,00	35	0,5	0,3
Kalkpuder	7,00	35	0,50	0,30
Manganerz	20,00	40		
Sand	16,00-20,00	25-40	0,40-0,70	0,35-0,50
Sojabohnen	8,00 - 9,60	23	0,25	0,20
Zucker	10,00	35	0,43	

Tab. C.6: Physik. Eigenschaften von Schüttgütern nach ACI Standard

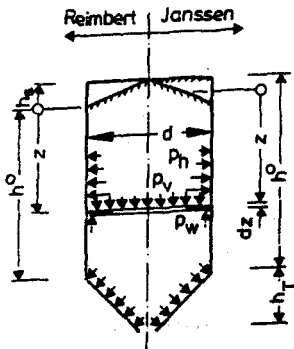


Abb. C.10:
Bezeichnungen

Reimbert's Methode

Es ist

$$p_v = \gamma \cdot \left[z \cdot \left(\frac{z}{C} + 1 \right)^{-1} + \frac{h_s}{3} \right] \quad (C.49)$$

$$p_h = p_{\max} \cdot \left[1 - \left(\frac{z}{C} + 1 \right)^{-2} \right] \quad (C.50)$$

$$p_w = r_h \cdot (\gamma \cdot z - p_v) \quad (C.51)$$

Die Koordinate z hat nach Reimbert's Methode dort ihren Ursprung, wo der Schüttgutkegel an der Oberfläche auf die Silowandung trifft (Abb. C.10); h_s ist die Höhe dieses Kegels.

Die Werte p_{\max} und C sind sowohl geometrie- als auch schüttgutabhängig:

- Kreisquerschnitt	: $p_{\max} = \frac{\gamma \cdot d}{4 \cdot \mu}$,	$C = \frac{d}{4 \cdot \mu \cdot \lambda} - \frac{h_s}{3}$
- Polygonquerschnitt (mehr als 4 Seiten)	: $p_{\max} = \frac{\gamma \cdot r_h}{\mu}$,	$C = \frac{U}{\pi \cdot 4 \cdot \mu \cdot \lambda} - \frac{h_s}{3}$
- Rechteckquerschnitt, kurze Seite a und Quadrat	: $p_{\max} = \frac{\gamma \cdot a}{4 \cdot \mu}$,	$C = \frac{a}{\pi \cdot \mu \cdot \lambda} - \frac{h_s}{3}$
- Rechteckquerschnitt, lange Seite b	: $p_{\max} = \frac{\gamma \cdot a \cdot b}{2 \cdot \mu \cdot (a+b)}$,	$C = \frac{2ab}{\pi \cdot \mu \cdot \lambda \cdot (a+b)} - \frac{h_s}{3}$

(C.52)

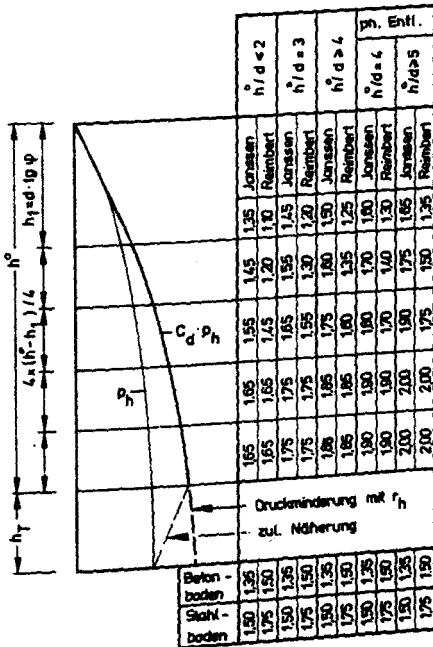
In Gl. C.52 ist U der Siloumfang; γ , μ und λ werden wie bei Janssen's Methode gewählt (Abb. C.6) bzw. errechnet (Gl. C.47).

Die nach Gl. C.45 bzw. Gl. C.50 ermittelten Drücke bezeichnet man als "statische Drücke". Die Bemessungsdrücke ergeben

sich daraus durch Multiplikation mit sog. Überdruck-Korrekturfaktoren C_d , die vom Verhältnis h'/d bzw. h'/a (vgl. Tab. C.7), nicht aber von der Art des Schüttgutes abhängig sind. Es ist

$$P_{he} = C_d \cdot P_{h,stat} \quad (C.53)$$

Die Faktoren C_d sind bei der Berechnung nach Janssen's Methode größer als bei Anwendung von Reimbert's Methode, so daß sich - unabhängig vom gewählten Verfahren - vergleichbare Drücke für die Bemessung ergeben. Tab. C.7 zeigt die an der Grenze definierter Höhenbereiche jeweils geltenden Korrekturfaktoren C_d , die zum Siloboden hin größer werden.



Tab. C.7: Minimale Überdruckfaktoren nach ACI Standard

Die nach Gl. C.53 errechneten Bemessungsdrücke sollen bei zentrischem Entleeren entstehende Drücke in Silos ohne Massenfluß abdecken. Dabei wird nicht jede einzelne Lastspitze erfaßt, sondern einer gewissen Querverteilung in Vertikalrichtung Rechnung getragen.

Unter Massenfluß wird das Auftreten vergleichsweise höherer Drücke erwartet und zwar insbesondere am Übergang Trichter/Zellenwand (vgl. Jenike). Über die Größenordnung der Druckerhöhung durch Switch werden jedoch keinerlei Angaben gemacht.

Ebenfalls nur verbal wird auf ruckartige Lasten bei Kolbenfluß in Übergangsbereichen zum Massenfluß sowie auf Gefahren durch Einstürzen von Gewölben hingewiesen.

Der Einfluß exzentrischer Entleerungsöffnungen auf den Schüttgutdruck wird nur im Kommentar angesprochen. Danach ist bei maximaler Exzentrizität ($e = r$) eine Drucksteigerung um 25% des statischen Druckes zu erwarten; bei geringerer Exzentrizität multipliziert sich dieser Wert mit dem Verhältnis e/r . Der Bemessungsdruck beträgt bei exzentrischem Entleeren somit

$$p_{hee} = p_{h,stat} \cdot (C_d + 0,25 \cdot \frac{e}{r}) . \quad (C.54)$$

Dieser Ansatz gilt jedoch nur bis zu einer Höhe d bzw. a über dem Auslauf; darüber darf ein linearer Abbau des Einflusses von e bis zur Schüttgutoberfläche angenommen werden.

Da die Druckverteilung in Umlaufrichtung unbekannt ist, müssen gemäß ACI Standard wirklichkeitsnahe Annahmen hierzu getroffen werden; im Kommentar wird ausgeführt, daß es üblich sei, den erhöhten Druck bei zylindrischen Zellen umlaufend anzusetzen oder auch einseitig eine Druckerhöhung und gegenüber eine Druckminderung zu unterstellen; für prismatische Zellen werde auf der auslaufnahen ebenso wie auf der gegenüberliegenden Seite $p_{hee,Bem}$ und auf den beiden weiteren Seiten $p_{he,Bem}$ in Ansatz gebracht.

Wieder ohne quantitative Angaben wird ausgeführt, daß auch bei zentrischem Füllen und Entleeren in Silos ungleichmäßige Drücke vorkommen, z.B. wenn das Material nicht so zugeführt wird, daß es ausschließlich vertikal fällt oder wenn innere Störungen den Fluß auf einer Seite mehr als auf der anderen behindern. Diese ungleichen Drücke verursachen horizontal und z.T. auch vertikal Biegemomente, die bei der Bemessung in Betracht zu ziehen sind.

Für Homogenisierungssilos werden schließlich identische Angaben wie in DIN 1055 gemacht, d.h. es gilt

$$p_v = p_h = 0,6 \cdot \gamma \cdot z . \quad (C.55)$$

Der Faktor 0,6 bringt auch hier zum Ausdruck, daß die Partikel des Schüttgutes beim Homogenisieren nicht in Kontakt stehen und daß die mittlere Wichte demzufolge geringer ist als im Ruhezustand.

C.7 Zusammenfassung

Die Lastannahmen für Silos bauen nach allen dargelegten Vorschriften auf dem für die Fülldruckermittlung als zutreffend anerkannten Ansatz von Janssen auf. Nur nach ACI Standard besteht alternativ die Möglichkeit der Berechnung nach M. und A. Reimbert.

Neben dieser grundlegenden Übereinstimmung sind jedoch eine ganze Reihe mehr oder minder ausgeprägter Unterschiede zu vermerken:

- Fülldruck

Die zur Berechnung des Fülldruckes erforderlichen Parameter γ , φ , μ_f und λ_f sind z.T. recht unterschiedlich gefaßt. Nach den Franz. Richtlinien ist der mit dem Janssen-Ansatz berechnete Druck um einen Faktor (1,15 bei Betonsilos) zu vergrößern.

- Zentrischer Entleerungsdruck

Zur Berechnung des Druckes bei zentrischem Entleeren werden nach DIN 1055, Bl. 6, allein vom Korndurchmesser des Schüttgutes abhängige Parameter μ_e und λ_e in die Berechnung eingeführt; nach den Erg. Best. ist der so ermittelte Druck bei organischen Schüttgütern mit einem Faktor 1,2 und bei Mais mit $1,2 \cdot 1,3 = 1,56$ zu vergrößern.

Die Franz. Richtl. erfassen die Druckerhöhung durch den Entleerungsvorgang allein über einen besonderen, vom Wandreibungsbeiwert abhängigen Horizontaldruckbeiwert λ_1 .

Nach ACI Standard sowie nach dem Entwurf zur Neufassung von DIN 1055, Bl. 6, wird der zentrische Entleerungsdruck aus dem Fülldruck durch Multiplikation mit einem Faktor gewonnen; letzterer ist nach dem ACI Standard abhängig von der Zellen-schlankheit und nach dem Normentwurf von der Schüttgutart.

Der Schüttgutdruck nach ACI Standard reicht ausdrücklich nicht für Zellen aus, in denen Massenfluß vorkommt, d.h. auch bei ausgeprägtem Kolbenfluß ist mit höheren Drücken bzw. Druckspitzen (Switch) zu rechnen. Die übrigen besprochenen Vorschriften machen nicht diese Einschränkung.

- Exzentrischer Entleerungsdruck

Nach DIN 1055, Bl. 6, bewirkt exzentrisches Entleeren eine antimetrische Druckänderung gegenüber zentrischem Entleeren; zur Berechnung des Maximaldruckes werden ideale Querschnittswerte A_i und U_i der Zelle herangezogen. Aus der Exzentrizität ergibt sich für zylindrische Zellen keine Biegebeanspruchung.

Die Erg. Best. erfassen exzentrisches Entleeren durch Vergrößerung des zentrischen Entleerungsdruckes nach DIN 1055 mit einem Faktor c ; die Druckerhöhung beträgt bei kreisförmigem oder quadratischem Zellenquerschnitt für anorganische Schüttgüter maximal 26,7 %.

Im ACI Standard wird bei maximaler Exzentrizität des Auslaufes die Annahme einer Druckerhöhung um 25% gegenüber dem zentrischen Fall empfohlen, zusätzlich aber auf die Möglichkeit hingewiesen, daß ungleichmäßige Drücke bei exzentrischem Entleeren Biegebeanspruchungen zylindrischer Zellenwände nach sich ziehen könnten.

Der Normentwurf sieht für exzentrisches Entleeren die Berücksichtigung einer biegebeanspruchenden Zusatzlast oder alternativ eine gleichmäßige Erhöhung des zentrischen Entleerungsdruckes vor.

Nach den Franz. Richtlinien ist entweder eine gleichmäßige Druckerhöhung oder aber zentrischer Entleerungsdruck zusammen mit einem Zusatzmoment anzunehmen; der ungünstigere Fall ist maßgebend.

- Gedrungene Zellen (Bunker)

Der Horizontaldruck in gedrungenen Zellen kann nach ACI Standard ausdrücklich auch nach der Erddrucktheorie ermittelt werden, während die Franz. Richtlinien ebenso wie DIN 1055, die Erg. Best. sowie der Normentwurf keinen prinzipiellen Unterschied im Hinblick auf die Ermittlung des Druckes in Silos oder Bunkern herausstellen. Die günstigeren Verhältnisse in Bunkern werden allerdings nach den genannten anderen Vorschriften z.T. ebenfalls berücksichtigt:

Nach DIN 1055 darf z.B. der Entleerungsdruck ab einer Höhe $1,2 \cdot d \leq 0,75 \cdot h$ über dem Auslauf linear auf den Fülldruck in Höhe des Auslaufes abgemindert werden; in Zellen mit $h \leq 2 \cdot d$ wird außerdem keine Druckerhöhung infolge exzentrischen Entleerens mehr erwartet.

Der Vergrößerungsfaktor, mit dem nach dem Normentwurf der Entleerungsdruck aus dem Fülldruck gewonnen wird, ist nur bei Zellen mit $h' \geq 5\mu d$ voll anzusetzen; bei einer Höhe

$h'' \leq 2,5\mu d$ darf stets Fülldruck zugrundegelegt werden. Zwischenwerte sind linear zu interpolieren.

Schließlich ist bei der Druckermittlung nach den Franz. Richtlinien für Zellen mit $h/r_h \leq 10$ die Form der Schüttgutoberfläche bei der Berechnung zu berücksichtigen, während die anderen Vorschriften alle vereinfachend von eingeebener Oberfläche ausgehen.

Die deutlichen Unterschiede in der Vorgehensweise bei der Druckermittlung kennzeichnen den empirischen Charakter der Lastannahmen nach allen erörterten Silovorschriften. Im Rahmen der Schadensanalysen in Abschnitt 4 wird näher untersucht, inwieweit sich durch die unterschiedlichen Annahmen abweichende Bemessungsdrücke bzw. -schnittgrößen ergeben.

Bei der Beurteilung der Wirklichkeitsnähe eines Lastansatzes ist naturgemäß stets der in der betreffenden Vorschrift formulierte Anwendungsbereich zu berücksichtigen, weil hier keine völlige Übereinstimmung herrscht. In diesem Zusammenhang ist noch bemerkenswert, daß keine der vorstehend besprochenen Vorschriften den Anspruch erhebt, Drucksteigerungen bzw. -umlagerungen in Zellen mit Einbauteilen abzudecken. Bei solchen Zellen bleibt es also dem Silokonstrukteur überlassen, hinreichende Lastannahmen zu formulieren.