

**DANMARKS INGENIØRAKADEMI**

K. Hansen og S.Ø. Olesen:

Bæreevne og brudmekanisme af  
fortandede fuger

Arbejdsgrundlag.

Rapport 67/23 okt. 1967

**BYGNINGSAFDELINGEN**

LABORATORIET FOR BÆRENDE KONSTRUKTIONER

(1) R. HALASZ OG G. TANTOW: "SCHUBFESTIGKEIT DER VERTIKALFUGEN IM GROSSTAFELBAU".

BERICHTE AUS DER BAUFORSCHUNG.

BERLING 1966.

#### Forsøgsbeskrivelse.

Rapporten omfatter udelukkende forsøg med vægfuger i ca. halv størrelse. I forsøgene er der ikke taget hensyn til, at den gennemgående armering i dækfugen i det virkelige byggeri også medvirker til at forhindre elementerne i at bevæge sig fra hinanden. Belastningsarrangementet, der er vist på fig. A1, frembringer ikke momenter i selve fugen. Under forsøgene målttes den indbyrdes bevægelse mellem elementerne samt størrelsen af den ydre belastning.

I forsøgene varieredes fugens geometriske udformning, idet nogle fuger var uden fortanding og andre med trapezformet fortanding. Endvidere ændredes vægfugens armering.

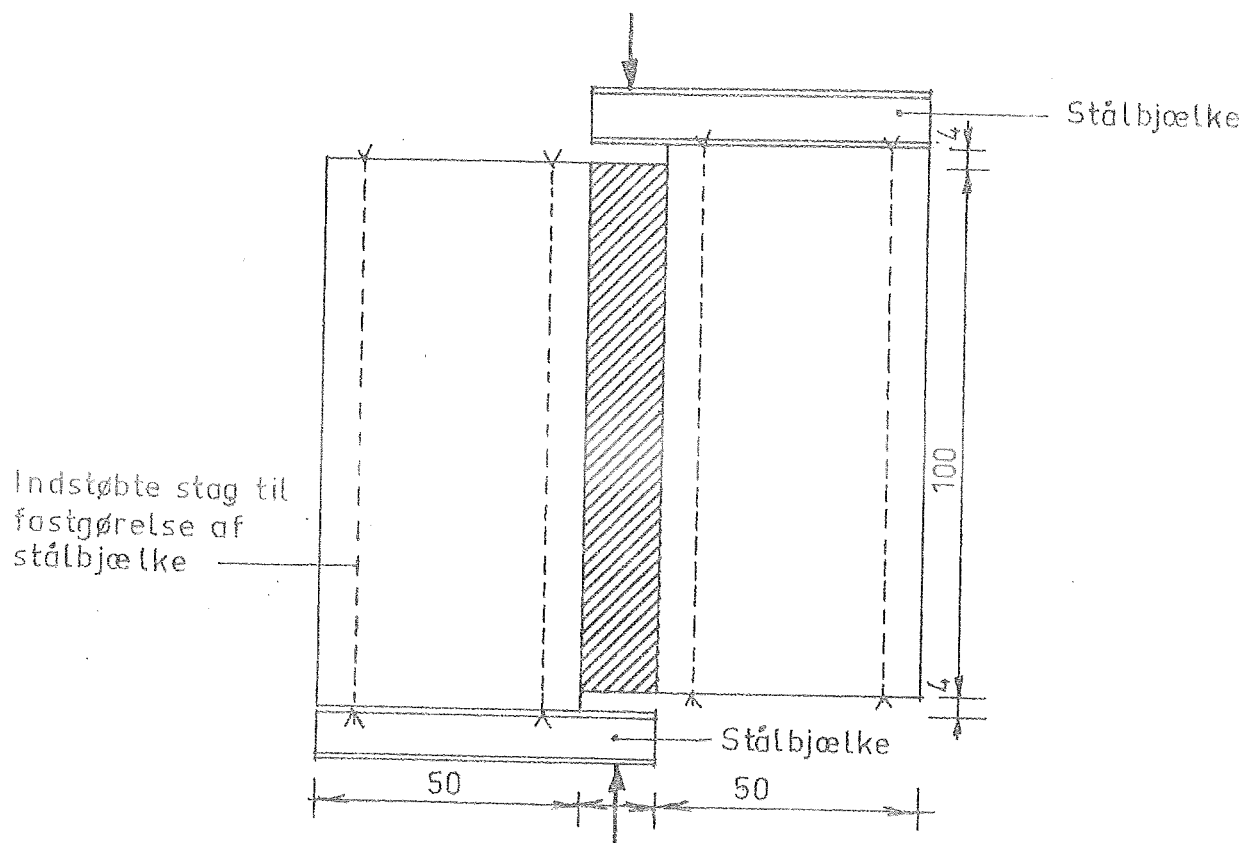
#### Resultater.

Forsøgsresultaterne, der er gengivet i tabel A1, gav anledning til følgende konklusioner.

Fortandede fuger er væsentligt stærkere end glatte.

Armering med bøjle og låsejern giver stor forøgelse af brudlasten. Forøgelsen er størst for fortandede fuger.

Et større antal svage bøjler giver større styrkeforøgelse end et mindre antal kraftige bøjler.



Figur A1 Belastningsarrangement anvendt af Halasz

Tabel A 1: Forsøgsresultater af Halasz.

For- søg	Klassificering af forsøg	A	$\sigma_c$	F	$\sigma_f$	$\sigma_y$	$\sigma_x$	$\tau_r$	$\tau_{br}$	$\epsilon_i$	$\Phi$	Bemærkninger
nr.		cm <sup>2</sup>	* kp/cm <sup>2</sup>	cm <sup>2</sup>	** kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	
1	Glat vægfuge armeret med bøjler og låsejern.	1460	300	4,02	4000	0	0	3,40	9,10		0,037	
2	" " " " "	1460	300	2,26	4000	0	0	6,70	6,70		0,021	
3	Glat vægfuge armeret med bøjler.	1460	300	4,02	4000	0	0	3,40	6,70		0,037	
4	Glat vægfuge armeret med udstikkende jern og låsejern.	1460	300	4,02	4000	0	0	4,00	6,00		0,037	
5	Glat vægfuge armeret med bøjle og låsejern.	1460	300	6,28	4000	0	0	3,40	10,50		0,057	
6	Glat uarmeret vægfuge.	1460	300	0		0		5,30	5,30		0	
7	Glat vægfuge armeret med gennemgående jern.	1460	300	4,02	4000	0	0	8,50	8,50		0,037	
8	Vægfuge med trapezformet for- tanding. Armeret med bøjle og låsejern.	1460	300	4,02	4000	0	0	10,50	22,60		0,037	
9	Vægfuge med trapezformet for- tanding. Armeret med lodret jern.	1460	300	0	4000	0	0	8,10	8,10		0	

\* ingen specific angivelse for de enkelte forsøg.

\*\* skønnet.

(2) DIMITRIJ PUME: "FORSKYDNINGSSTYRKEN I LODRETTE FUGER MELLE  
BETONELEMENTER".

BRATISLAVA 1967.

#### Forsøgsbeskrivelse.

Rapporten omhandler 24 forsøg med uarmerede vægfuger og 12 forsøg med monolitiske prøveemner under iøvrigt samme forsøgsomstændigheder. Prøveemnernes udformning og belastningsmåden fremgår af figur A 2. Som det ses er dækfugearmeringens stivhed negligeret, og fugerne er udsat for en kombination af forskydning og bøjning. Yderligere var understøtningsbetingelserne for prøveemnerne, således at også vandrette kræfter kunne overføres til elementerne. Spændingsfordelingen i forsøgsfugen er således ikke veldefineret, hvilket i nogen grad vanskeliggør fortolkningen af forsøgsresultaterne. Rapportens forfatter benytter sig i sin fortolkning af teoretisk udregnede spændingsfordelinger baseret på en "finite difference" metode.

De variable i forsøgene var fugens længde, fugens fortandingsform og fugebetonens styrke.

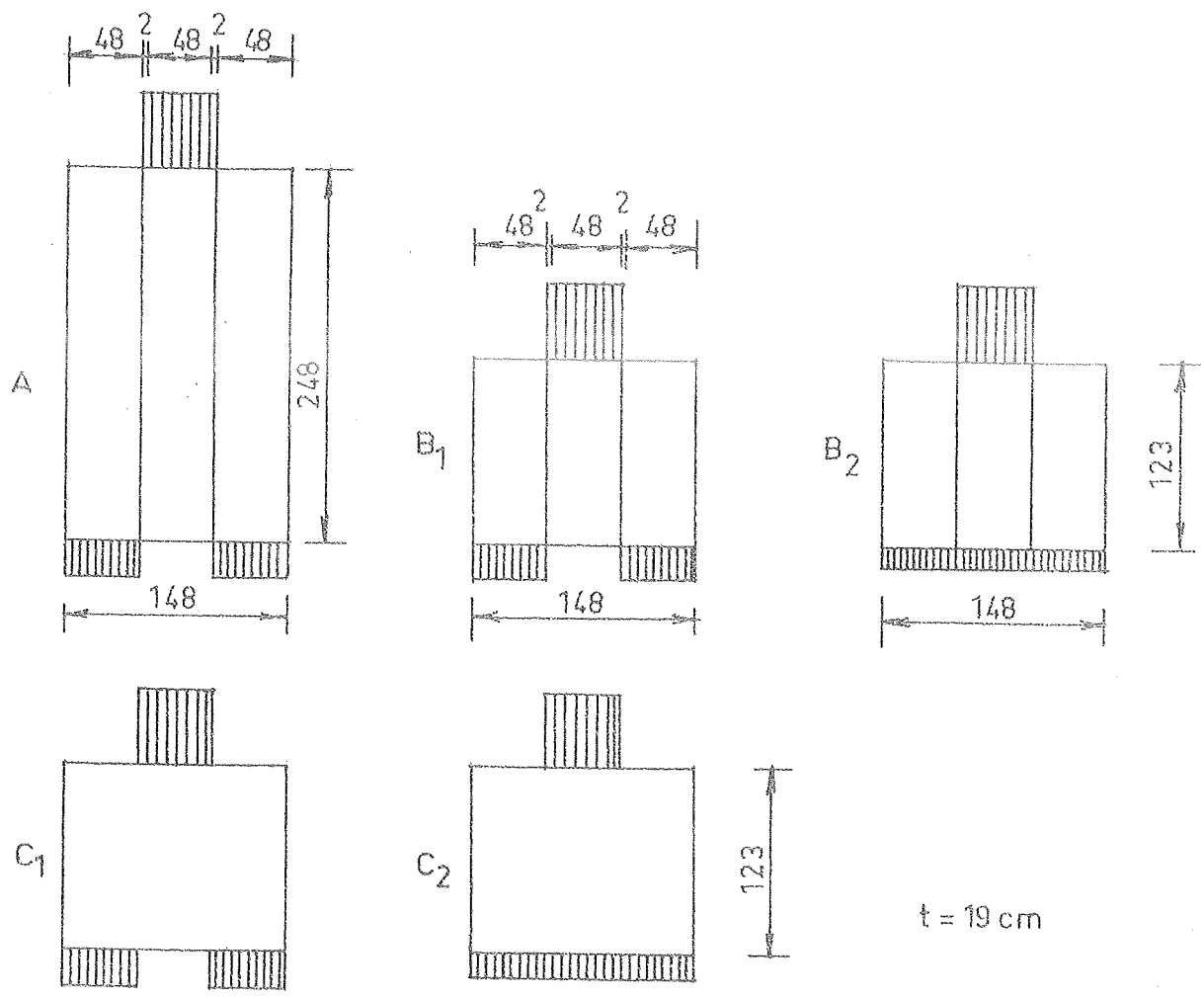
#### Resultater.

Spredningen på resultaterne er betydelig, og dette sammenholdt med de ukendte vandrette normalspændinger i fugen, gør det vanskeligt at uddrage holdbare konklusioner. Forsøgene tyder dog på, at

Fugebetonens styrke har en omend ringe indflydelse på såvel revnelast som brudlast i det styrkeinterval, som er brugt ( $100 \text{ kg/cm}^2$  til  $275 \text{ kg/cm}^2$ ).

En trapezformet fortanding har i forhold til en glat fuge overraskende lille indflydelse på såvel revne- som brudlast.

Bæreevnen pr. længdeenhed af fugen aftager lidt med fugens længde.



Figur A2 Prøvelegemer og belastningsarrangement anvendt af Pume

Tabel A 2: Forsøgsresultater af Pume, serie A.

Forsøg nr.	Klacificering af forsøg	A	$\sigma_c$	F	$\sigma_f$	$\sigma_y$	$\sigma_x$	$\tau_r$	$\tau_{br}$	$\sigma_i$	$\Phi$	Bemærkninger
		cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	
1	Glat uarmeret vægfuge	4700	105	0		0		6,2	6,2		0	
2	" " "	4700	114	0		0		8,0	8,0		0	
3	" " "	4700	190	0		0		7,4	8,2		0	
4	" " "	4700	228	0		0		11,1	11,1		0	
5	Uarmeret vægfuge med trapez- formet fortanding	4700	107	0		0		9,0	9,5		0	
6	" " " "	4700	122	0		0		7,4	8,5		0	
7	" " " "	4700	203	0		0		9,0	10,6		0	
8	" " " "	4700	255	0		0		10,6	11,1		0	

Tabel A 3: Forsøgsresultater af Pume, serie B 1.

Forsøg nr.	Klacificering af forsøg	A	$\sigma_c$	F	$\sigma_f$	$\sigma_y$	$\sigma_x$	$\tau_r$	$\tau_{br}$	$\sigma_j$	$\Phi$	Bemærkninger
		cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	kp/cm <sup>2</sup>	
1	Uarmeret glat vægfuge.	2340	133	0		0		8,6	11,3		0	
2	" " "	2340	142	0		0		10,1	12,8		0	
3	" " "	2340	168	0		0		8,6	10,7		0	
4	" " "	2340	187	0		0		7,5	7,5		0	
5	" " "	2340	170	0		0		8,6	12,4		0	
6	" " "	2340	173	0		0		9,3	10,7		0	
7	" " "	2340	257	0		0		10,7	12,8		0	
8	" " "	2340	274	0		0		9,6	9,6		0	
9	Uarmeret vægfuge med trapezformet fortanding.	2340	105	0		0		7,3	9,6		0	
10	" " " "	2340	105	0		0		7,5	8,4		0	
11	" " " "	2340	194	0		0		9,6	12,8		0	
12	" " " "	2340	194	0		0		9,6	15,0		0	



(3) BOHDAN LEWICHI: BUILDING WITH LARGE PREFABRICATES.  
Warszawa, 1964.

Det angives her som resultat af forsøg med fortandede uarmerede vægfuger, at forskydningsbæreevnen  $Q_B$  kan regnes til

$$Q_B = A \cdot \tau_B$$

hvor A er tværsnitsarealet af fugen.

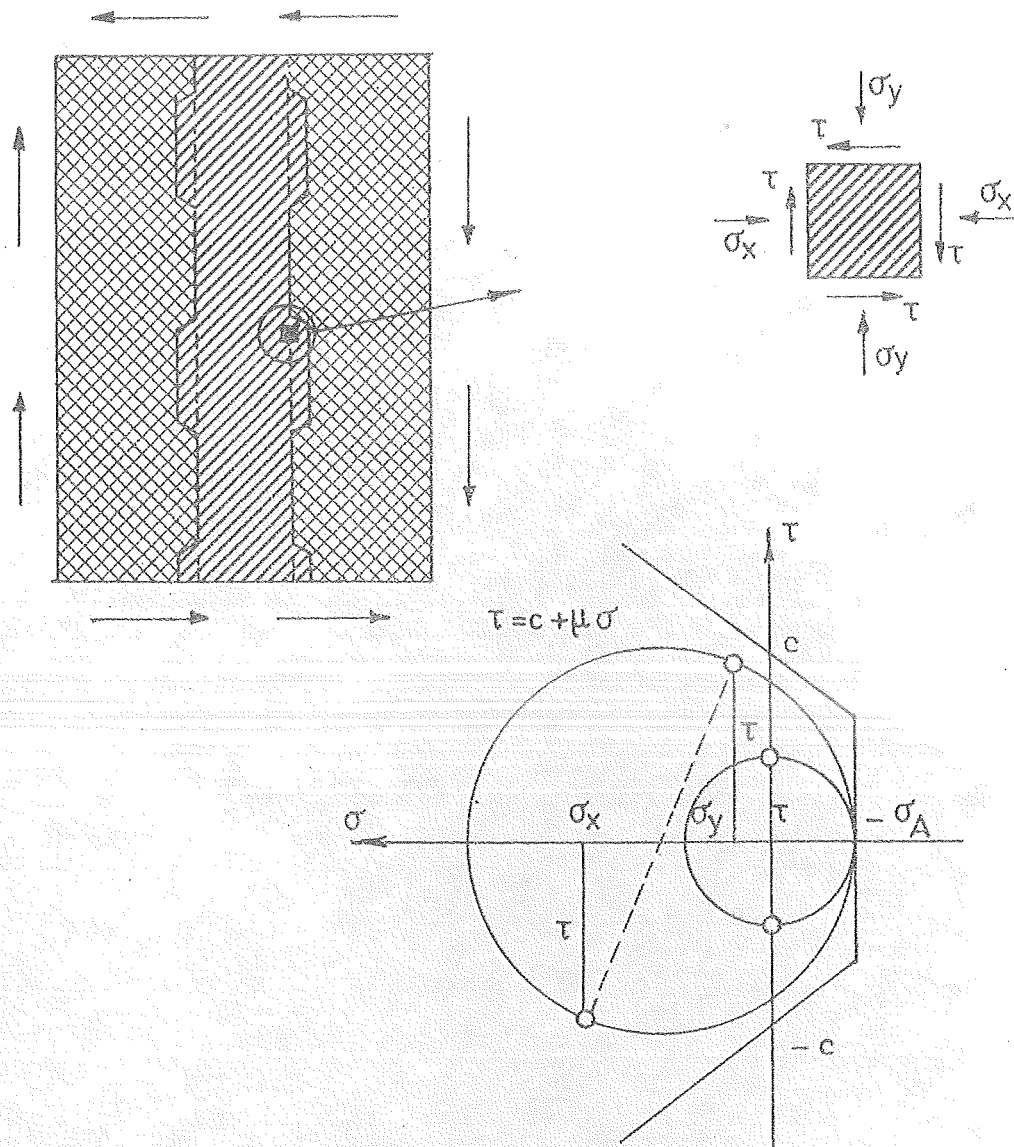
$$\tau_B = 0,12 \sigma_c \quad \text{for cementmørtel}$$

$$\tau_B = 0,15 \sigma_c \quad \text{for beton}$$

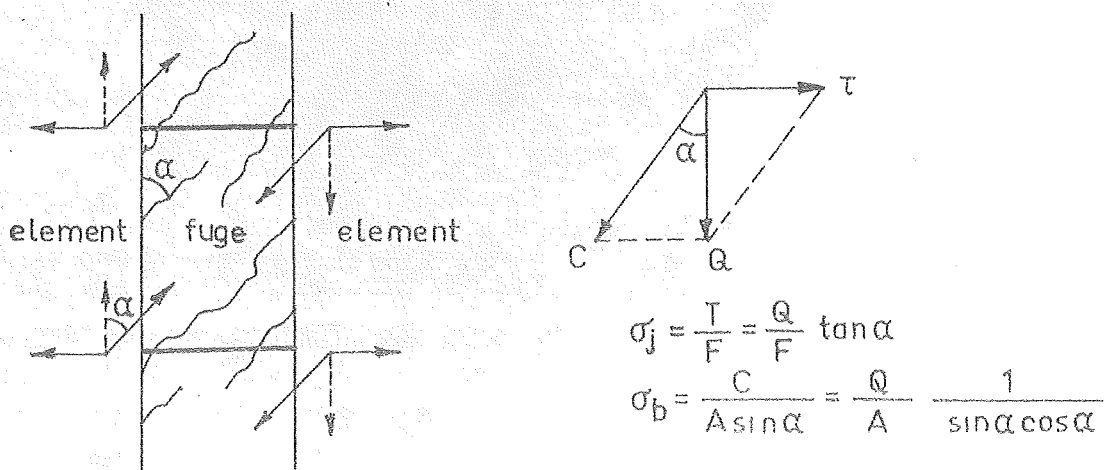
$\sigma_c$  er cylinderstyrken for henholdsvis  $\varnothing$  8 cm cementmørtelcylindre og  $\varnothing$  16 cm betoncylindre.  $\sigma_c$  bør ikke være mindre end:

$$\sigma_c = 100 \text{ kp/cm}^2 \quad \text{for cementmørtel}$$

$$\sigma_c = 160 \text{ kp/cm}^2 \quad \text{for beton}$$



Figur 1 Revnebetingelse for fugebeton efter revnedannelse i støbeskellet mellem element - og fugebeton



Figur 2 Brudbetingelse for armerede fuger.

givet ved ligning (9), og dels fordi støbeskellet mellem element og fuger meget vel kan blive det svageste led, når trykretningen bliver stejlt. Med vor nuværende viden er der næppe begrundelse for at tage disse forhold i regning ved komplicerede ligninger. I stedet kunne man fastsætte en nedre grænse,  $\alpha_{\min}$ , for værdien af vinklen.

Sammenfattende fås altså:

$$\frac{\tau_B}{c} = \begin{cases} \frac{1}{2} & \text{for } \frac{1}{2} < \Phi \\ \sqrt{\Phi(1-\Phi)} & \text{for } \sin^2 \alpha_{\min} < \Phi < \frac{1}{2} \\ \Phi \cot \alpha_{\min} & \text{for } 0 < \Phi < \sin^2 \alpha_{\min} \end{cases}$$

Sammenhængen mellem  $\tau_{br}$  og  $\Phi$  ifølge ovennævnte er vist i figur 3. For små værdier af  $\Phi$  er der en lineær sammenhæng mellem  $\tau_{br}$  og  $\Phi$  svarende til den valgte nedre grænse for  $\alpha = \alpha_{\min}$ . For  $\Phi > 0,5$  er  $\tau_{br}$  proportional med betonstyrken svarende til  $\alpha = 45^\circ$ . Endelig kan  $\tau_{br}$  i det mellemliggende område bestemmes ved ligning (10), der svarer til at vinklen  $\alpha$  med voksende værdi af  $\Phi$  vokser fra den nedre grænse,  $\alpha_{\min}$ , op til værdien  $\alpha = 45^\circ$ .

### 3. KONSEKVENSER AF DEN OPSTILLEDE REVNE- OG BRUDHYPOTESE.

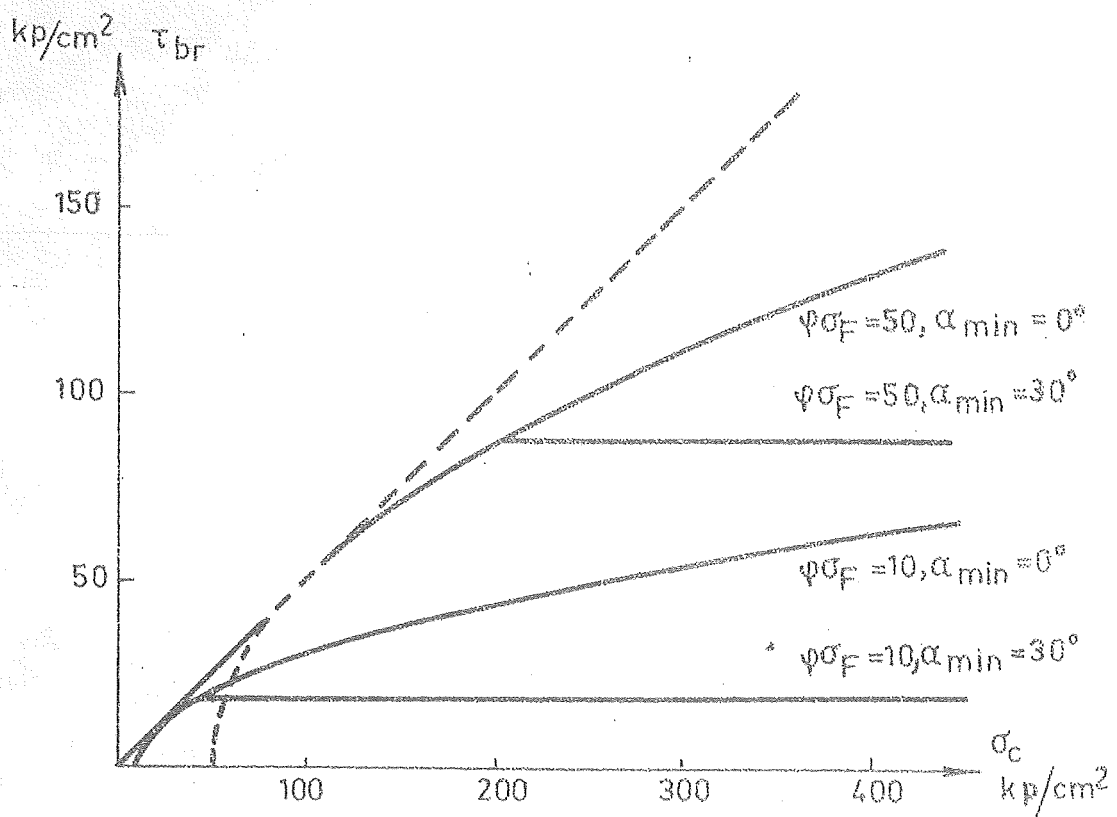
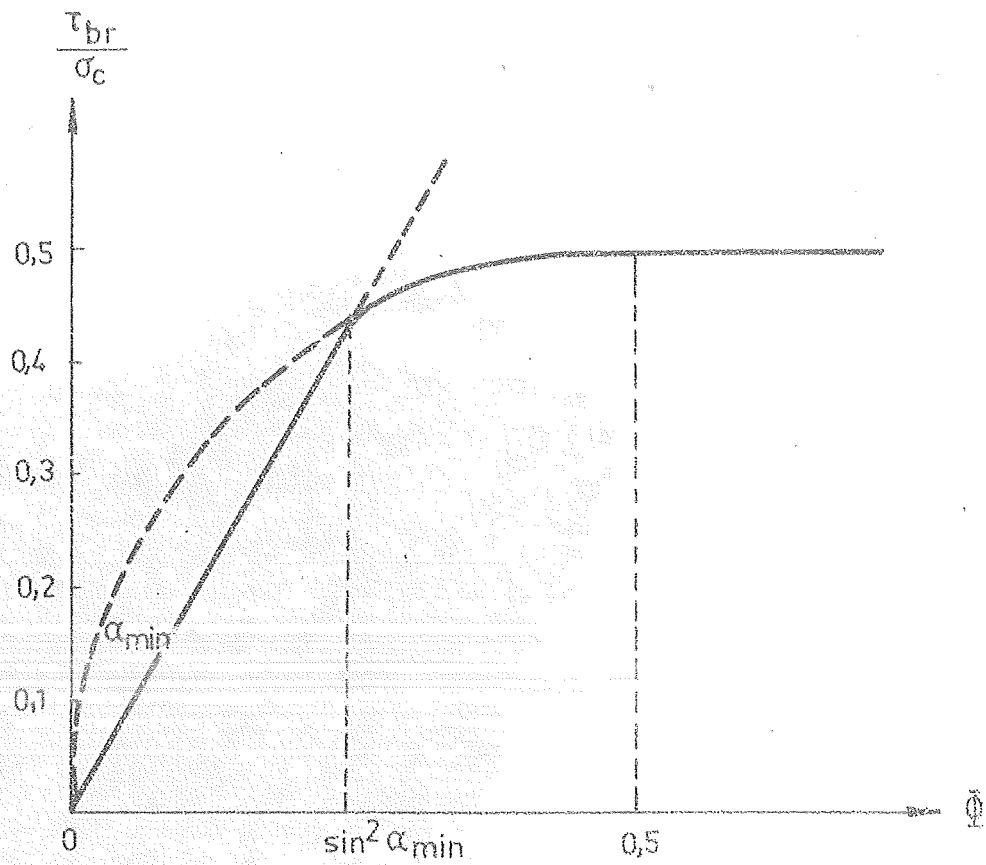
Under forudsætning af at de i det foregående kapitel opstillede hypoteser ikke kan afvises, er det muligt at forudsige, hvorledes en ændring af en af de variable faktorer vil påvirke fugesamlingens revnelast og brudlast. Faktorerne som kommer på tale i denne forbindelse er flg:

- Forspænding af armeringen i dækfugen.
- Lodret spænding i væggen fra husets egenvægt.
- Armeringsmængderne i dæk- og vægfuge.
- Fugebetonens cylinderstyrke.

#### 3. 1 Revnelast.

En forspænding af dækfugens armering bevirker en forøgelse af  $\sigma_x$  og dermed en flytning af centrum i Mohr's cirkel, hvorved  $\tau_R$  vokser (se figur 1). Revnedannelse i støbeskellet vil ligegyldigt ske ved voksende belastning, når forspændingen øges.

En forøgelse af den lodrette spænding i væggen vil på samme måde som forspændingen øge revnelasten for selve fugebetonen, hvorimod revnedannelsen i støbeskellet er uafhængig af den lodrette spænding.



Figur 3 Brudbetingelse for armeret fuger

Armeringsmængderne har ingen indflydelse på revnelasten, da der først optræder spændinger af betydning i armeringsjernene efter revnedannelsen.

Idet adskillelsesmodstanden,  $\sigma_A$ , og kohæsionen,  $c$ , for beten regnes proportionale med cylinderstyrken,  $\sigma_c$ , øges revnelasten for fugebetonen proportionalt med betonens cylinderstyrke, hvorimod der næppe kan forventes nogen ændring af støbeskellets styrke.

### 3. 2 Brudlast.

Som før omtalt regnes brudlasten for uarmerede fuger at være identisk med revnelasten.

Forspænding af dækfugens armering har ingen indflydelse på brudlasten, da det kun er armeringens tværsnitsareal og flydespænding, der indgår i ligningerne (6) - (10).

Den lodrette spændings størrelse har ingen indflydelse på brudlasten.

En forøgelse af armeringsgraden,  $\Phi$ , øger brudlasten såfremt  $\Phi \leq 0,5$ . Hvis  $\Phi > 0,5$  er brudlasten uafhængig af armeringsgraden.

Indflydelsen af fugebetonens styrke er illustreret i figur 3. Kurverne er optegnet for  $\varphi\sigma_F = 10$ , hvilket svarer til en normal vægfugearmering, og for  $\varphi\sigma_F = 50$ , der svarer til en normal dækfugearmering. For små værdier af  $\sigma_c$  ( $\Phi > 0,5$ ) er  $\tau_{br}$  proportional med  $\sigma_c$ . For større værdier af  $\sigma_c$  ( $\Phi < 0,5$ ) er sammenhængen mellem  $\tau_{br}$  og  $\sigma_c$  en parabelkurve med akse i  $\sigma_c$ -aksen. Dette gælder dog kun såfremt  $\alpha$  (jvf. ligning 9) er større end  $\alpha_{min}$ , idet  $\tau_{br}$  i modsat fald er uafhængig af  $\sigma_c$ . For vægfuger skønnes  $\alpha_{min}$  at være  $30^\circ$ , mens det for dækfugens vedkommende er tvivlsomt om en begrænsning af  $\alpha$  er nødvendig.

### 4. SAMMENLIGNING MELLEM EKSISTERENDE FORSØG OG DE OPSTILLEDE REVNE- OG BRUDHYPOTESER.

Bygningsteknikken er traditionsmæssigt et område, hvor tilliden til skrivebordsanalyser er stor, og når dette sammenholdes med, at montagebyggeriet endnu kun er få årtier gammelt, kan det ikke undre, at mængden af eksisterende forsøg om dette emne er såre begrænset. I appendix er der givet en kort beskrivelse af samtlige tidligere udførte forsøg med lodrette fuger, som er denne rapports forfattere bekendt. I dette kapitel sammenlignes resultaterne af disse forsøg med de tidligere omtalte revne- og brudhypoteser, og det påpeges i hvilket omfang nye forsøg er nødvendige for af- eller bekræftelse af hypoteserne.

#### 4. 1 Revnelast.

I en del af forsøgsrapporterne er revnelasten ikke opgivet, som regel fordi fugen ikke har været tilgængelig for inspektion.

I andre forsøg har hovedformålet været at fastlægge den gunstigste udformning af fortandingen i vægfugen, idet bølgede, savtaktede og trapezformede fortandinger samt fuger helt uden fortanding har været undersøgt. Disse forsøg er i regelen blevet gennemført med uarmerede fuger og bruddet er som oftest indtrådt som følge af revnedannelse i støbeskellet mellem fugebeton og vægelement inden selve fugebetonen er revnet. Revner i støbeskellet er som nævnt i kapitel 2 næppe af afgørende betydning for den samlede tværvægs bæreevne, og er derfor ikke medtaget i sammenligningen.

I de resterende udførte forsøg er kun en enkelt af de relevante variable nemlig betonstyrken blevet undersøgt. Figur 4 viser målte værdier af revnelasten som funktion af betonstyrken. Blandt de viste resultater er enkelte værdier, som ikke er målt direkte, men som denne rapports forfattere har skønnet på grundlag af foreliggende deformations- og tøjningsmålinger. Disse skøn er naturligvis diskutabile. Ved vurderingen af resultaterne må det også tages i betragtning, at der er anvendt vidt forskellige forsøgsopstillinger, som ikke alle er lige velegnede. I et par af opstillingerne har der f.eks. været mulighed for ukontrollable normalspændinger i fugen.

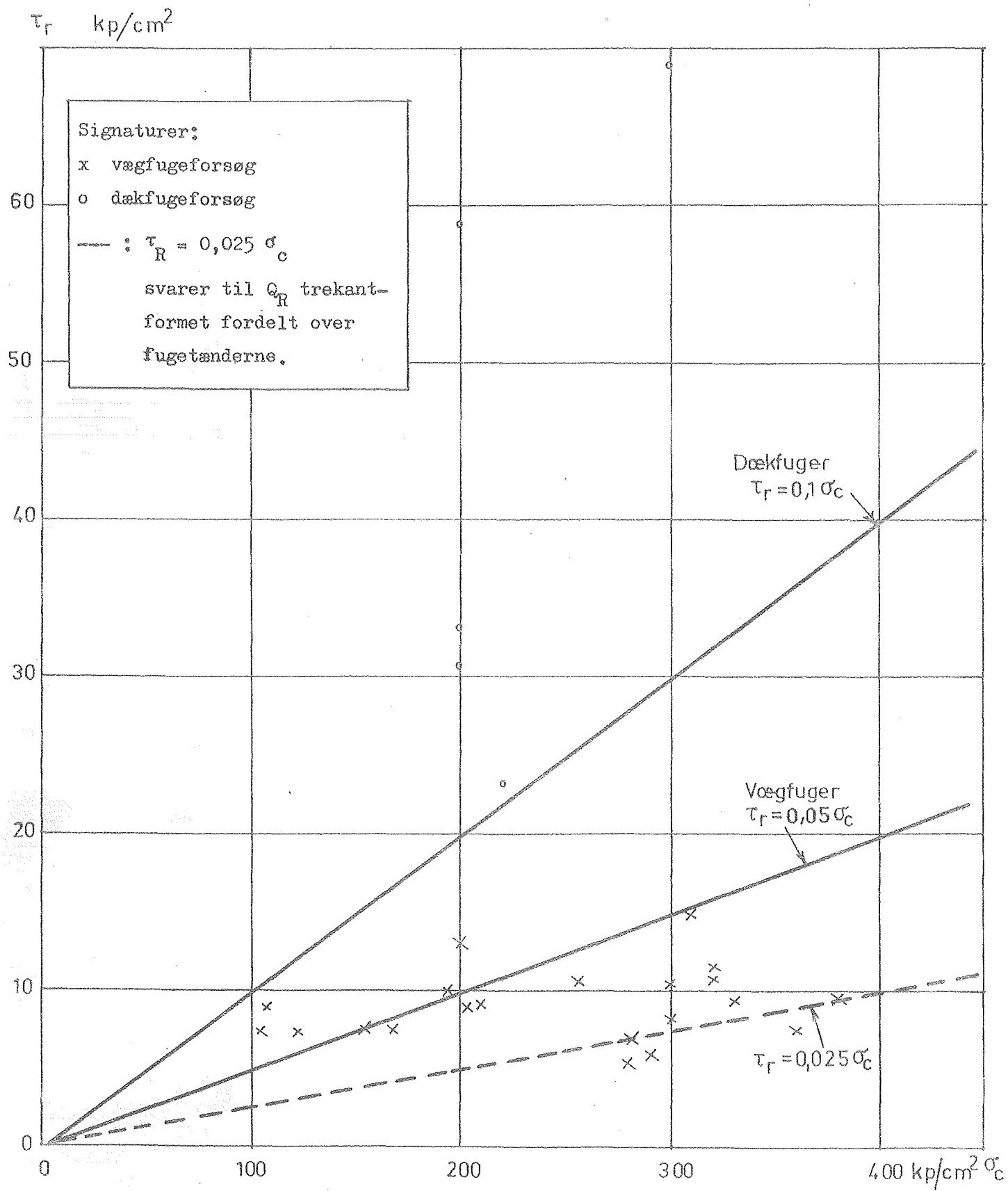
#### 4. 2 Brudlast.

En stor del af de eksisterende forsøg er udført med uarmerede vægfuger alene, der ikke har større praktisk interesse. I de øvrige forsøg har betonstyrken samt dæk- og vægfugens armering været varieret, men inden for ret snævre grænser. Figur 5 og 6 viser brudlasten for henholdsvis væg- og dækfuger, som en funktion af armeringsgraden. De fundne resultater stemmer nogenlunde overens med brudhypotesen, men de variables variationsområde er for begrænset til at hypotesen på dette grundlag kan accepteres eller forkastes.

#### 4. 3 Nye forsøg.

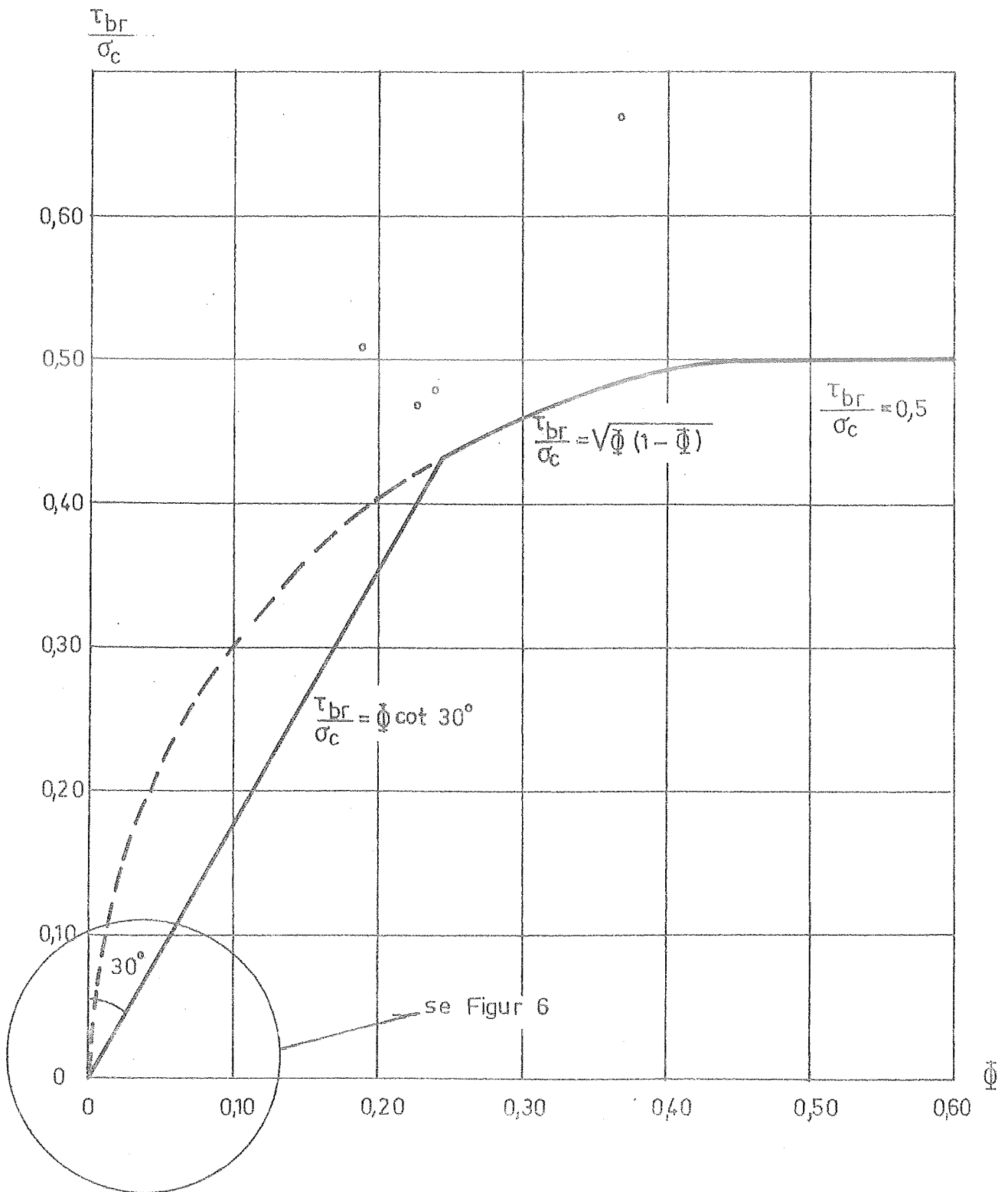
I betragtning af det ringe antal forsøg, der er til rådighed for verificering af de opstillede hypoteser, anses et yderligere eksperimentelt arbejde for påkravet. Hertil kommer, at de tilladelige forskningsspåvirkninger, som i dag anvendes ved dimensionering af de

lodrette fuger tilsyneladende er næsten lige så store som en del af de aktuelt målte spændinger ved revnedannelse i selve fugen. Der er derfor store økonomiske interesser i at få problemerne omkring revnedannelsen i fugen nøjere belyst, herunder også hvilke praktiske hjælpemidler, der kan tages i brug for at afbøde eller forhindre revnedannelsens skadelige virkninger. Et forsøgsprogram med dette formål for øje er beskrevet i rapport 67/24.



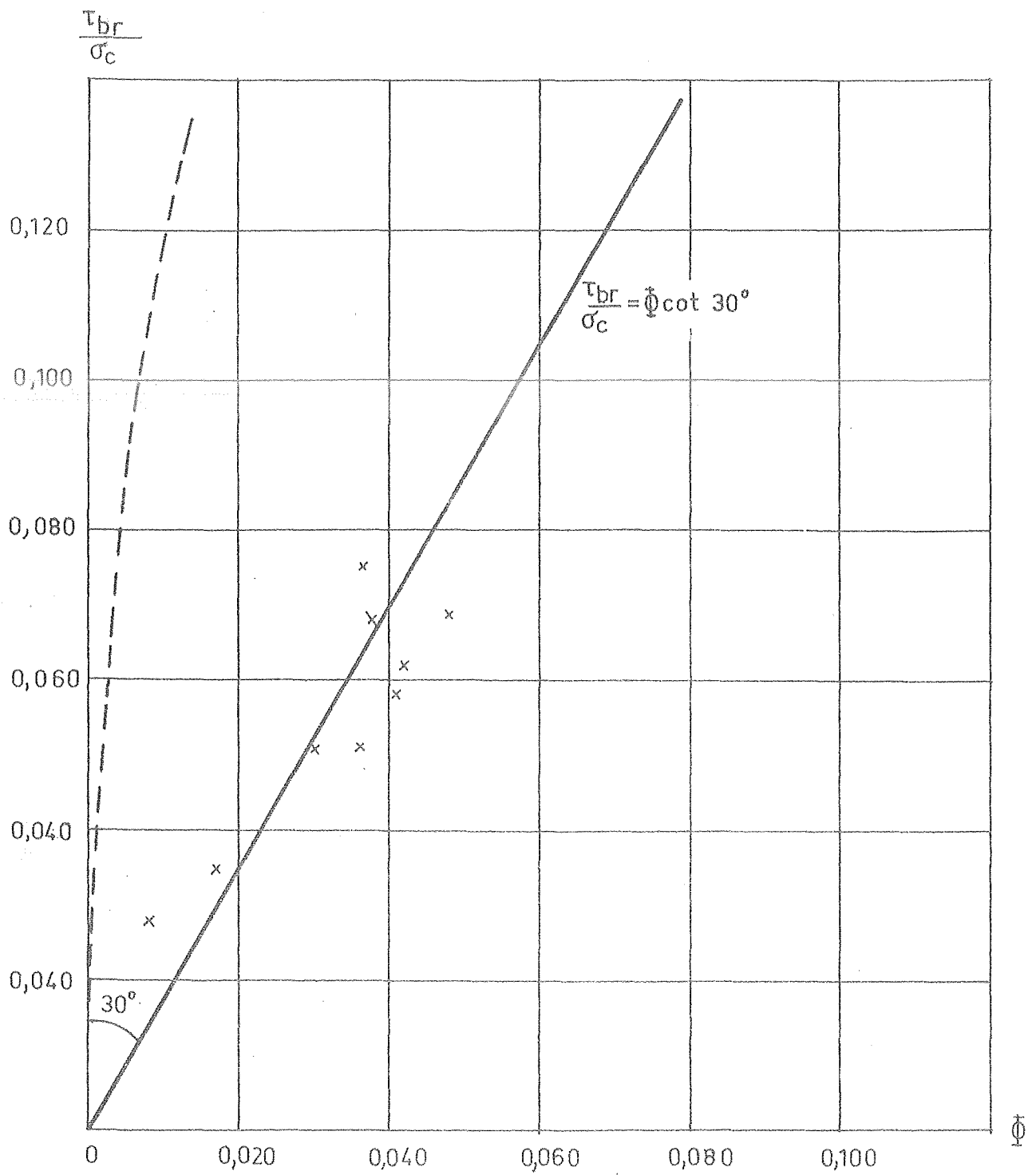
Figur 4 Sammenligning mellem revnehypotese og tidligere forsøg.





Figur 5

Sammenligning mellem brudhypotese og tidligere forsøg med dækfuger.



Figur 6 Sammenligning mellem brudhypotese og tidligere forsøg. Vægfugeforsøg.

## LITTERATURLISTE

- (1) R. Halasz og G. Tantom: "Schubfestigkeit der Vertikalfugen im Gross-  
tafelbau".  
Berichte aus der Bauforschung.  
Berlin, 1966.
- (2) Dimitrij Pume: "Forskydningsstyrken i lodrette fuger mellem beton-  
elementer".  
Bratislava, 1967.  
Dansk oversættelse: Rapport 67/12.  
København, jun. 1967.
- (3) Bohdan Lewichi: "Building with large prefabricates".  
Warszawa, 1964.  
Engelsk oversættelse, 1966.
- (4) Norges byggforskningsinstitut: "Rapport til foreningen af Danske  
betonelementfabrikker om undersøkelse av elementfuger".  
Kjelsås, nov. 1965.
- (5) John Laing: "Tests to determine the strengths of eleven types of  
shear joints between precast concrete panels".  
Herts, maj 1966.
- (6) John Laing: "Tests to determine the shear strengths of Jespersen  
wall joint configurations".  
Herts, nov. 1966.
- (7) J.R. Robinson og M. Pommeret: "Joints verticaux entre panneaux  
de grand format".  
Paris, sept. 1966.

APPENDIX:

Gennemgang af tidligere udførte forsøg.

DANMARKS INGENIØRAKADEMI B-AFDELINGEN  
LABORATORIET FOR BÆRENDE KONSTRUKTIONER  
10 ØSTERVOLDGADE KØBENHAVN K DANMARK

Intern rapport  
Oplag 100

**B25**

oktober 1967.

K. HANSEN OG S.Ø. OLESEN: BÆREEVNE OG BRUDMEKANISME AF FORTANDE FUGER.  
ARBEJDSGRUNDLAG.  
RAPPORT nr. 67/23.

Denne rapport er et resultat af samarbejde mellem Statens Byggeforskningsinstitut og Danmarks Ingeniørakademi, Bygningsafdelingen, fagene Ren og Anvendt Mekanik.

---

#### Synopsis.

Der opstilles hypoteser for revnedannelse og totalbrud i lodrette fortandede fuger mellem vægelementer af præfabrikeret beton. Konsekvenserne af disse hypotesers rigtighed beskrives, og der foretages en sammenligning med eksisterende forsøg. Rapporten danner grundlag for rapport nr. 67/24 i hvilken et nyt forsøgsprogram beskrives.

## 1. INDLEDNING

I det industrialiserede boligbyggeri i Danmark såvel som en lang række andre lande består det statiske system i et etagehus af et system af bærende tværvægge og afstivende længdevægge. Den lodrette belastning på et sådant hus føres via etageadskillelserne ud til tværvæggene og derfra til fundamentene, mens den vandrette belastning optages af længde- og tværvæggene, idet disse regnes at virke som mere eller mindre homogene skiver.

I tidens løb er der udviklet adskillige metoder til bestemmelse af snitkræfterne i de bærende tværvægge. Iblandt disse kan nævnes "finite element" metoden, rammeanalogier for vægge med rækker af åbninger og Bechs, Rosmans, Kalmanoks og Eriksons forenklede metoder over samme emne. Skal disse metoder finde fuld anvendelse på huse opbygget af præfabrikerede elementer, hvor væggenes styrke og virkemåde er afhængig af styrken af fugerne mellem elementerne, specielt hvad angår forskydningsoptagelsen, er det nødvendigt at kende fugens styrke og statiske virkemåde. Som oftest antages tværvæggen at virke som en udkraget bjælke med fast indspænding ved jorden. Denne betragtning forudsætter populært sagt, at de lodrette fuger er i stand til at overføre forskydningskræfter mellem de enkelte elementer i tværvæggen uden at disse elementer forskydes mere i forhold til hinanden end de elastiske forhold betinger. Er dette ikke tilfældet, vil tværvæggen snarere virke som en række udkragede bjælker med væsentlig mindre højde og dermed mindre stivhed og mindre bæreevne overfor den vandrette belastning.

Vor nuværende viden om fugernes virkemåde er begrænset og den projekterende ingeniør må derfor ofte gennemføre foranstaltninger, hvis effektivitet han ikke kender til bunds. For eksempel anvendes i dag en armering af de lodrette vægfuger eller en forspænding af tværvæggens dækfuger som middel til at forbedre tværvæggens styrke og stivhed. Om denne forbedring opnås i virkeligheden vides ikke - og det vides heller ikke, om en forbedring i det hele taget er nødvendig.

I det følgende tages de lodrette fugers styrke og stivhed op til behandling, idet der først fremsættes hypoteser for hvor store belastninger en fuge kan optage ved henholdsvis første revnedannelse og brud. Dernæst gives en oversigt over hvilke konsekvenser disse hypotesers rigtighed ville have og endelig foretages en sammenligning med resultaterne af tidligere gennemførte forsøg.

## 2. REVNE- OG BRUDHYPOTESE

Den matematiske formulering af de betingelser under hvilke der vil opstå revnedannelse i fugerne er vanskelig og enhver talangivelse meget usikker. De følgende betragtninger er derfor først og fremmest et forsøg på at ræsonnere sig frem til en rimelig antagelse om mekanismen i samlingens kraftoverførelse, for derigennem at få et klarere billede af hvilke spørgsmål en forsøgsrække bør kunne besvare.

I det følgende anvendes nedenstående

### 2.1 Notation

- A Arealet af et lodret normalsnit gennem fugebetonen.
- F Samlet tværsnitsareal af armering overskåret ved et normalsnit i dækfugen og støbeskellet i vægfugen.
- $A_v, A_d, F_v, F_d$  Indices v og d sætter størrelserne i relation til henholdsvis vægfuge og dækfuge.
- Q Samlet forskydningskraft virkende over fugen.
- C Komponent af Q virkende på betonsøjlerne (se fig. 2).
- T Komponent af Q virkende på armeringsjernene (se fig. 2).
- $Q_r$  Forskydningskraft i fugen ved revnedannelse.
- $Q_{br}$  Forskydningskraft i fugen ved brud.
- c Kohæsionen for beton.
- $\alpha$  Vinklen mellem lodret og betontrykket C (se fig. 2).
- $\alpha_{min}$  Minimumsværdi for  $\alpha$ .
- $\sigma_A$  Adskilleelsesmodstanden for beton.
- $\sigma_C$  Fugebetonens cylinderstyrke.
- $\sigma_f$  Flydespænding for armeringsjern.
- $\sigma_j$  Målt jernspænding ved brud.
- $\sigma_x$  Normalspænding i vandret retning svarende til forspændingskraftens fordeling over det samlede fugeareal A.
- $\sigma_y$  Normalspænding i lodret retning svarende til belastning fra ovenoverliggende elementer.
- $\mu$  Friktionskoefficient for beton.

$\tau$  Forskydningsspænding i fugen.

$$\tau_r = \frac{Q_r}{A} \quad \text{Middelforskydningsspænding ved revnedannelse.}$$

$$\tau_{br} = \frac{Q_{br}}{A} \quad \text{Middelforskydningsspænding ved brud.}$$

$$\Phi = \frac{F}{A} \frac{F}{c} \quad \text{Armeringsgarden.}$$

$$\varphi = \frac{F}{A} \quad \text{Armeringsprocenten.}$$

## 2. 2 Revnelast

Revnedannelsen i vægfugen tænkes normalt at starte som et brud i støbeskellet mellem element og fugebeton, hvor såvel kohesion som adskillelsesmodstand må formodes at være mindre end for den monolitiske beton. Specielt vil begge disse størrelser være nul, hvis der i støbeskellet optræder svindrevner.

En revnedannelse i støbeskellet vil formodentlig have en uheldig indflydelse på tværvæggens samlede stivhed. Derimod er der næppe grund til at forvente, at en sådan revne vil kunne få skadelige virkninger i form af nye revnedannelser, når fugen udsættes for moderate forskydningspåvirkninger med vekslende fortegn for forskydningskraften. En sådan uheldig virkning kan imidlertid meget vel tænkes, hvis selve fugebetonen revner, og fra et projekteringsmæssigt synspunkt er denne situation derfor af afgørende betydning.

Tænkes fugebetonen mellem to vægelementer at være intakt men liggende "løst" mellem elementerne, og forudsættes det at elementernes trykstyrke er større end fugebetonen, kunne en simpel beregningsmetode gå ud på at forskydningskraften fordeles rektangulært over fugebetonens tænder. En revnedannelse i fugen vil da fremkomme, når den tilsvarende kombination af forskydningsspændinger og normalspændinger opfylder f.eks. Coulombs friktionshypotese, se fig. 1. For  $\sigma_x = \sigma_y = 0$  fås således

$$\tau = \sigma_A \approx 0,1 \sigma_c \quad \text{eller}$$

$$\tau_r \approx 0,05 \sigma_c \quad (1)$$

idet den normalt anvendte udformning af fortandingen bevirker, at arealet af fugetændernes "halssnit" er lig med ca. halvdelen af fugens totale tværsnitsareal.



For  $\sigma_x \neq 0$  og  $\sigma_y \neq 0$  fås tilsvarende:

$$\tau = \sqrt{\sigma_A^2 + \sigma_x \sigma_y + \sigma_A (\sigma_x + \sigma_y)}$$

$$\text{når } \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) + \sigma_A \leq \left( \mu + \sqrt{\mu^2 + 1} \right) (c - \mu \sigma_A)$$

$$\text{og } \tau = \frac{1}{\sqrt{1 + \mu^2}} \sqrt{c^2 + \mu c (\sigma_x + \sigma_y) - \frac{1}{4}(\sigma_x - \sigma_y)^2} \quad (3)$$

$$\text{når } \frac{1}{2}\sigma_c + \sigma_A \geq \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) + \sigma_A \geq \left( \mu + \sqrt{\mu^2 + 1} \right) (c - \mu \sigma_A)$$

Da forskydningsspændingerne næppe er jævnt fordelt over en tand, må det forventes, at ligningerne (1) - (3) er på den usikre side.

I den del af den lodrette fuge som udgøres af dækfugen, må forholdene anses for at være helt tilsvarende, når bortses fra det særlige problem, som de lodrette støbeskel i vægfugen medfører.

Tilbage står imidlertid spørgsmålet om samvirkningen mellem væg- og dækfuge i optagelsen af en lodret forskydningskraft. Det vil næppe kunne påregnes, at revnedannelse i væg- og dækfuge vil ske samtidigt. Det kan derfor ikke forventes at revnelasten for en kombineret væg- og dækfuge er lig med summen af revnelastene for de tilsvarende væg- og dækfuger hver for sig.

### 2. 3 Brudlast

I elementsamlinger med uarmerede fuger må det formodes, at brudlasten vil være identisk med den belastning ved hvilken både væg- og dækfuge er revnet. Dette tilfælde har imidlertid ringe interesse, da dækfugen i praksis altid vil være forsynet med en gennemgående armering, mens vægfugen i nogle tilfælde anordnes som en bøjlestødssamling.

En statistisk tilladelig kraftfordeling ved brud i armerede fuger kan bestå i en opløsning af forskydningskraften i en trykkomponent i de ved revnedannelsen fremkomne betonsøjler og en trækkomponent i den indlagte armering. Hvis trykkomponenten, C, danner vinklen  $\alpha$  med lodret, fås den samlede trækraft, T, i jernene (se fig. 2)

$$T = Q_{br} \tan \alpha \quad (4)$$

$$C = Q_{br} \sec \alpha \quad (5)$$

Ifølge plasticitetsteoriens maximalprincip kan en nedreværdi for bæreevnen nu bestemmes, som den største værdi  $Q_{br}$  kan antage for værdier af  $T$  og  $C$  mindre end eller lig med de tilsvarende maximalværdier eller med andre ord, at bæreevnen er bestemt ved at der sker flydning i armeringen og/eller trykbrud i betonen. Hvis flydning i armeringen er brudårsag, fås af ligning (4)

$$\tau_{br} = \frac{T}{\tan \alpha \cdot A} = \varphi \sigma_f \cot \alpha$$

eller

$$\frac{\tau_{br}}{\sigma_c} = \Phi \cot \alpha \quad (6)$$

Hvis bruddet tilsvarende sker ved knusning af betonen fås af ligning (5)

$$\tau_{br} = \frac{Q_{br}}{A} = \frac{C \cos \alpha}{A} = \sigma_c \sin \alpha \cos \alpha$$

$$\frac{\tau_{br}}{\sigma_c} = \sin \alpha \cos \alpha = \frac{1}{2} \sin 2\alpha \leq \frac{1}{2} \quad (7)$$

For  $\Phi > 0,5$  ses umiddelbart, at brudårsagen må være knusning af betonen svarende til at vinklen  $\alpha$  antager værdien  $45^\circ$ , og at armeringsspenningen ikke når op på flydning. Man har altså:

$$\frac{\tau_{br}}{\sigma_c} = 0,5 \text{ for } \Phi > 0,5 \quad (8)$$

For  $\Phi \leq 0,5$  fås største værdi af bæreevnen, når betonknusning og flydning af armering finder sted samtidigt, d.v.s. at  $\alpha$  bestemmes af ligningen

$$\frac{\Phi}{\tan \alpha} = \sin \alpha \cos \alpha \quad \text{eller}$$

$$\sin^2 \alpha = \Phi \quad (9)$$

og at bæreevnen findes som:

$$\frac{\tau_{br}}{\sigma_c} = \frac{\Phi}{\tan \alpha} = \frac{\Phi \sqrt{1 - \sin^2 \alpha}}{\sin \alpha} = \sqrt{\Phi(1 - \Phi)} \quad \text{for } \Phi \leq 0,5 \quad (10)$$

En af forudsætningerne for ovenstående betragtningers rimelighed er, at brud ikke kan tænkes af andre grunde end de nævnte. På forhånd må det dog formodes, at andre brudårsager kan forekomme. Som det ses af ligning (9) svarer praktisk forekommende værdier af  $\Phi$  til, at betontrykket skal overføres gennem fugen med en meget ringe hældning med lodret. Dette kan skabe vanskeligheder, dels fordi revnerne i fugen må formodes dannet under væsentlig større vinkel med lodret end an-